

# UNIVERSIDAD NACIONAL DE EDUCACIÓN A DISTANCIA

## Máster en Ingeniería Avanzada de Fabricación

### Trabajo Fin de Máster

TÍTULO	DISEÑO OPTIMIZADO DE HERRAMIENTAS EN PROCESOS DE ESTIRADO DE TUBO MEDIANTE TÉCNICAS NUMÉRICAS Y ANÁLITICAS PARTICULARIZADO PARA ACEROS AVANZADOS DE ALTA RESISTENCIA
AUTOR	RAÚL PÉREZ RUIZ
TUTOR	ANA MARÍA CAMACHO LÓPEZ
CO-TUTOR	EVA MARÍA RUBIO ALVIR
DEPARTAMENTO	Ingeniería de Construcción y Fabricación

# UNIVERSIDAD NACIONAL DE EDUCACIÓN A DISTANCIA

## Máster en Ingeniería Avanzada de Fabricación

DEPARTAMENTO: Ingeniería de Construcción y Fabricación

TÍTULO	DISEÑO OPTIMIZADO DE HERRAMIENTAS EN PROCESOS DE ESTIRADO DE TUBO MEDIANTE TÉCNICAS NUMÉRICAS Y ANALÍTICAS PARTICULARIZADO PARA ACEROS AVANZADOS DE ALTA RESISTENCIA
AUTOR	RAÚL PÉREZ RUIZ
TUTOR	ANA MARÍA CAMACHO LÓPEZ
CO-TUTOR	EVA MARÍA RUBIO ALVIR
DEPARTAMENTO	Ingeniería de Construcción y Fabricación

(A rellenar por la Comisión Evaluadora)

**COMISIÓN EVALUADORA**

**PRESIDENTE:**

\_\_\_\_\_

\_\_\_\_\_

**VOCAL**

\_\_\_\_\_

\_\_\_\_\_

**SECRETARIO**

\_\_\_\_\_

\_\_\_\_\_

**FECHA DEFENSA** \_\_\_ de \_\_\_\_\_ de \_\_\_\_\_

**CALIFICACIÓN**

\_\_\_\_\_

Vocal

Presidente

Secretario

Fdo.: \_\_\_\_\_

Fdo.: \_\_\_\_\_

Fdo.: \_\_\_\_\_

**CÓDIGOS UNESCO**

--	--	--	--	--	--	--

--	--	--	--	--	--	--

--	--	--	--	--	--	--

# ÍNDICE

Lista de símbolos .....	vii
CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN .....	1
CAPÍTULO 2. GENERALIDADES DEL PROCESO DE ESTIRADO DE TUBO .....	4
2.1. Introducción .....	4
2.2. Clasificación de los procesos de fabricación de tubo .....	6
2.2.1. Fundición centrífuga .....	8
2.2.2. Proceso Mannesmann y operaciones asociadas .....	8
2.2.3. Extrusión directa .....	9
2.2.4. Fabricación de tubo con costura .....	10
2.3. Estirado de tubo en frío .....	11
2.3.1. Introducción .....	11
2.3.2. Clasificación de los procesos de estirado de tubo .....	12
2.3.3. Estirado de tubo sin mandril .....	13
2.3.4. Estirado de tubo con mandril fijo .....	14
2.3.5. Estirado de tubo con mandril flotante .....	15
2.3.6. Estirado de tubo con mandril móvil .....	16
2.3.7. Equipo de estirado .....	17
2.3.8. Parámetros que definen el proceso de estirado de tubo .....	19
2.3.8.1. Reducciones de sección y/o espesor .....	19
2.3.8.2. Geometría de la matriz .....	19
2.3.8.3. Geometría del mandril .....	21
2.3.8.4. Velocidad de estirado .....	22
2.3.8.5. Rozamiento y lubricación en las interfases matriz-tubo y tubo-mandril .....	22
CAPÍTULO 3. ACEROS AVANZADOS DE ALTA RESISTENCIA (AHSS) .....	25
3.1. Introducción .....	25
3.2. Clasificación y procesado de los AHSS .....	27
3.2.1. Clasificación de los AHSS .....	27
3.2.2. Procesado termomecánico de los AHSS .....	30
3.3. Aceros DP .....	32
3.4. Aceros TRIP .....	34
3.5. Aplicaciones de los AHSS .....	37
3.5.1. Aplicaciones de los AHSS en la industria automotriz .....	37
3.5.2. Aplicaciones de los AHSS en otras industrias .....	39
3.5.3. Estructuras tubulares de AHSS .....	39
CAPÍTULO 4. REVISIÓN DE MÉTODOS PARA EL ANÁLISIS DEL ESTIRADO DE TUBO .....	42
4.1. Introducción .....	42

4.2. Caracterización de materiales. Fundamentos de plasticidad .....	43
4.2.1. Tensión y deformación verdaderas .....	43
4.2.2. Deformación Plástica. Criterios de fluencia .....	44
4.2.2.1. Criterio de la energía de distorsión de Von Mises .....	45
4.2.2.2. Criterio de la tensión cortante máxima de Tresca .....	46
4.2.3. Endurecimiento por deformación .....	47
4.2.3.1. Curva de fluencia. Ecuaciones constitutivas para el modelado del endurecimiento por deformación .....	47
4.2.3.2. Tensión de fluencia media .....	50
4.2.4. Tensión y deformación efectivas .....	52
4.3. Estirado de tubo. Diseño preliminar del proceso .....	53
4.4. Deformación plana y deformación axisimétrica. Hipótesis de partida.....	55
4.4.1. Hipótesis para el estirado con mandril .....	57
4.4.2. Hipótesis para el estirado sin mandril .....	59
4.5. Modelos de rozamiento .....	59
4.5.1. Modelo de rozamiento de Coulomb .....	59
4.5.2. Modelo de rozamiento de Tresca .....	60
4.6. Métodos analíticos. Consideraciones generales .....	60
4.7. Método de deformación homogénea .....	61
4.8. Método de análisis local de tensiones .....	62
4.8.1. Evaluación del estirado de tubo sin mandril mediante análisis local de tensiones .....	63
4.8.2. Evaluación del estirado de tubo con mandril mediante análisis local de tensiones .....	66
4.9. Método del límite superior .....	70
4.9.1. Potencia requerida para la deformación homogénea .....	72
4.9.2. Potencia requerida como consecuencia de esfuerzos internos en las discontinuidades.....	72
4.9.3. Potencia requerida como consecuencia del rozamiento .....	74
4.9.4. Potencia final requerida en el estirado .....	77
4.10. Método de elementos finitos .....	79
<b>CAPÍTULO 5. MODELIZACIÓN DEL ESTIRADO DE TUBO MEDIANTE SIMULACIÓN POR ELEMENTOS FINITOS .....</b>	<b>80</b>
5.1. Introducción .....	80
5.2. Consideraciones previas a la modelización del estirado de tubo .....	83
5.2.1. Análisis preliminar de perfiles geométricos de matriz y mandril .....	84
5.2.2. Aplicabilidad de los procesos de estirado de tubo de AHSS. Materiales seleccionados para la simulación .....	86
5.2.3. Metodología para el análisis geométrico y aplicación de procesos de estirado de tubo de AHSS .....	88
5.3. Importancia industrial del método de los elementos finitos en el análisis del estirado de tubo y su aplicación sobre AHSS .....	88
5.4. Fenómenos a modelar en el estirado de tubo .....	90
5.4.1. Reducción de área .....	91
5.4.2. Geometría de matriz y mandril .....	93
5.4.3. Caracterización de materiales .....	100

5.4.4. Rozamiento .....	103
5.4.5. Velocidad de estirado .....	103
5.4.6. Efecto de la temperatura .....	104
5.5. Modelización del estirado de tubo con mandril fijo y flotante .....	104
5.5.1. Pre-proceso .....	104
5.5.1.1. Módulo Part .....	105
5.5.1.2. Módulo Property .....	106
5.5.1.3. Módulo Mesh .....	109
5.5.1.4. Módulo Assembly .....	110
5.5.1.5. Módulo Interaction .....	111
5.5.1.6. Módulo Step .....	112
5.5.1.7. Módulo Load .....	114
5.5.1.8. Módulo Job. Simulación .....	116
5.5.2. Post-proceso .....	116
5.5.2.1. Validación del modelo. Análisis de sensibilidad de malla .....	117
5.5.2.2. Validación del modelo. Comparación con métodos analíticos .....	118
5.5.2.3. Análisis geométrico. Perfil más adecuado de matriz .....	120
5.6. Modelización del estirado de tubo con mandril móvil .....	121
5.6.1. Pre-proceso .....	122
5.6.2. Post-proceso .....	124
5.6.2.1. Validación del modelo .....	125
5.6.2.2. Análisis geométrico. Perfil más adecuado de matriz .....	127
5.7. Modelización del estirado de tubo sin mandril .....	128
5.7.1. Pre-proceso .....	129
5.7.2. Post-proceso .....	129
5.7.2.1. Validación del modelo .....	131
5.7.2.2. Análisis geométrico. Perfil más adecuado de matriz .....	132
<b>CAPÍTULO 6. ANÁLISIS DE PROCESOS DE ESTIRADO DE TUBO MEDIANTE EL</b>	
<b>    MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS .....</b>	<b>134</b>
6.1. Introducción .....	134
6.2. Análisis de estirado de tubo con mandril fijo y flotante .....	136
6.2.1. Comparación de la carga de estirado .....	136
6.2.2. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista energético .....	138
6.2.3. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista de las tensiones residuales .....	145
6.2.4. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista del desgaste .....	153
6.2.5. Consideraciones finales sobre el perfil óptimo de matriz .....	157
6.3. Análisis de estirado de tubo con mandril móvil .....	158
6.3.1. Comparación de la carga de estirado .....	158
6.3.2. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista energético .....	160
6.3.3. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista de las tensiones residuales .....	165

6.3.4. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista del desgaste .....	169
6.3.5. Consideraciones finales sobre el perfil óptimo de matriz .....	172
6.4. Análisis de estirado de tubo sin mandril .....	173
6.4.1. Comparación de la carga de estirado .....	173
6.4.2. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista energético .....	175
6.4.3. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista de las tensiones residuales .....	177
6.4.4. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista del desgaste .....	181
6.4.5. Consideraciones finales sobre el perfil óptimo de matriz .....	183
<b>CAPÍTULO 7. CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS .....</b>	<b>185</b>
7.1. Conclusiones de carácter general .....	185
7.2. Conclusiones de carácter particular .....	187
7.3. Desarrollo de trabajos futuros .....	189
<b>BIBLIOGRAFÍA .....</b>	<b>191</b>
<b>APÉNDICE I. AJUSTE DEL MÓDELO DE SWIFT EN EXCEL PARA LOS AHSS .....</b>	<b>198</b>
<b>APÉNDICE II. RESULTADOS ACERO AISI-1010 .....</b>	<b>204</b>
<b>APÉNDICE III. RESULTADOS ACERO DP600 .....</b>	<b>216</b>
<b>APÉNDICE IV. RESULTADOS ACERO DP800 .....</b>	<b>220</b>
<b>APÉNDICE V. RESULTADOS ACERO TRIP780 .....</b>	<b>224</b>
<i>Curriculum Vitae</i> .....	228

## LISTA DE SÍMBOLOS

$e$	Deformación ingenieril o unitaria
$f$	Función de fluencia
$f_f$	Función de fricción
$h$	Espesor medio del tubo
$h_0$	Espesor inicial del tubo
$h_f$	Espesor final del tubo
$m$	Factor de fricción en el modelo de Tresca / Factor de sensibilidad
$n$	Exponente de endurecimiento por deformación plástica / Número de incrementos
$p$	Presión de contacto
$r$	Reducción de área
$r_{ent}$	Radio de curvatura en la transición cónico-cilíndrica de la matriz
$r_m$	Radio interior de la matriz
$r_{max}$	Reducción de área máxima
$v_0$	Velocidad inicial
$v_{est}$	Velocidad de estirado
$v_f$	Velocidad final
$A$	Sección transversal
$A_0$	Sección transversal inicial
$A_c$	Área de contacto entre material y herramientas
$A_f$	Sección transversal final
AHSS	Aceros Avanzados de Alta Resistencia
AUST-SS	Aceros inoxidable austeníticos
BCC	Red cristalina cúbica centrada en el cuerpo
CAD	Diseño asistido por ordenador

CAE	Ingeniería asistida por ordenador
CAM	Fabricación asistida por ordenador
CP	Aceros de fase compleja
$D$	Diámetro medio del tubo
$D_0$	Diámetro inicial de mandril cónico
$D_1$	Diámetro final de mandril cónico
$D_{e0}$	Diámetro exterior inicial del tubo
$D_{ef}$	Diámetro exterior final del tubo
$D_{i0}$	Diámetro interior inicial del tubo
$D_{if}$	Diámetro interior final del tubo
$D_r$	Diámetro de contacto de mandril cónico
DOM	Tubo estirado sobre mandril
DP	Aceros de fase doble
$E$	Módulo de elasticidad
$F$	Carga aplicada
$Fe_3C$	Cementita
$F_{est}$	Carga de estirado
FCC	Red cristalina cúbica centrada en las caras
FEA	Análisis por elementos finitos
HDM	Método de deformación homogénea
HSS	Aceros de alta resistencia
$J_2$	Segundo invariante de la tensión desviadora
$L$	Longitud de la probeta en un instante durante un ensayo de tracción
$L_0$	Longitud inicial de la probeta en un ensayo de tracción / Longitud inicial del tubo
$L_a$	Longitud de la zona cilíndrica del mandril que no entra en contacto con el tubo
$L_b$	Longitud en dirección axial de la zona cónica del mandril

$L_c$	Longitud de la zona cilíndrica de la matriz
$L_d$	Longitud en dirección axial de la zona cónica del mandril en contacto con el tubo
$L_f$	Longitud final de la probeta en un ensayo de tracción / Longitud final del tubo
$L_m$	Longitud en dirección axial de la zona cónica de la matriz
$L_p$	Longitud de la zona cilíndrica del mandril en contacto con el tubo
$L_s$	Longitud en dirección axial de la zona cónica del mandril sin contacto con el tubo
L-IP	Aceros de peso reducido con plasticidad inducida
MEF	Método de elementos finitos
MS	Aceros martensíticos
$N$	Reacción normal a un plano
$P$	Potencia nominal del banco de estirado
PCDP	Proceso de Conformado por Deformación Plástica
PFG	Proyecto Fin de Grado
$R_{e0}$	Radio exterior inicial del tubo
$R_{ef}$	Radio exterior final del tubo
$R_{i0}$	Radio interior inicial del tubo
$R_{if}$	Radio interior final del tubo
$S$	Tensión ingenieril o convencional / Tensión de fluencia en deformación plana
SM	Método de análisis local de tensiones
SMDI	Instituto Americano de Desarrollo de Mercado del Acero
$T_0$	Instante inicial de aplicación de una carga
$T_f$	Instante final de aplicación de una carga
$T^n$	Tiempo para un incremento n-ésimo
TFM	Trabajo Fin de Máster
TRIP	Aceros de plasticidad inducida por deformación
TWIP	Aceros de plasticidad inducida por maclado

$U$	Trabajo por unidad de volumen
UBM	Método del límite superior
UTS	Tensión última de tracción
$V$	Volumen
$W$	Trabajo realizado
$W_f$	Trabajo debido al rozamiento
$W_h$	Trabajo de deformación homogénea
$W_r$	Trabajo redundante de deformación
$\dot{W}_f$	Potencia requerida por fricción
$\dot{W}_h$	Potencia requerida por deformación homogénea
$\dot{W}_r$	Potencia requerida debido a esfuerzos internos en las discontinuidades
$\dot{W}_t$	Potencia total en el estirado
$Y$	Tensión de fluencia
$Y_f$	Tensión de fluencia instantánea
$Y_m$	Tensión de fluencia media
$\alpha$	Semiángulo de cono de la matriz / Ferrita
$\alpha_{opt}$	Semiángulo de cono óptimo para la matriz
$\alpha/\beta_{opt}$	Combinación óptima de semiángulos de matriz y mandril
$\beta$	Semiángulo de cono del mandril
$\beta_{opt}$	Semiángulo de cono óptimo para el mandril
$\gamma$	Austenita
$\varepsilon$	Deformación verdadera o logarítmica
$\bar{\varepsilon}$	Deformación efectiva
$\dot{\varepsilon}$	Velocidad de deformación
$\varepsilon_0$	Deformación verdadera inicial

$\varepsilon_f$	Deformación verdadera final
$\varepsilon_r, \varepsilon_\theta, \varepsilon_z$	Deformaciones según las direcciones r, $\theta$ , z
$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$	Deformaciones según las direcciones x, y, z
$k$	Tensión de fluencia a cortadura
$\mu$	Coefficiente de rozamiento
$\mu_1$	Coefficiente de rozamiento en la interfase matriz-tubo
$\mu_2$	Coefficiente de rozamiento en la interfase tubo-mandril
$\nu$	Coefficiente de Poisson
$\rho$	Densidad
$\sigma$	Tensión verdadera
$\bar{\sigma}$	Tensión efectiva
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Tensiones según las direcciones principales
$\sigma_e$	Límite elástico
$\sigma_{est}$	Tensión de estirado
$\bar{\sigma}_r$	Tensiones residuales en dirección radial
$\sigma_{VM}$	Tensión equivalente de Von Mises
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	Tensiones en las direcciones x, y, z
$\bar{\sigma}_z$	Tensiones residuales en dirección axial
$\bar{\sigma}_\theta$	Tensiones residuales en dirección circunferencial
$\tau$	Tensión tangencial o cortante
$\tau_{max}$	Tensión cortante máxima
$\Delta T$	Incremento de tiempo
$\Delta v$	Variación de velocidad en las discontinuidades
$K$	Coefficiente de resistencia

# CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN

La ingeniería de fabricación es una extensa rama de la ingeniería que, a grandes rasgos, se ocupa de transformar materias primas en determinados productos de la forma más económica, eficaz y eficiente posible. Como disciplina ingenieril, se ha desarrollado desde la Revolución Industrial, pero como “*arte*” en el sentido de saber hacer, ha evolucionado paralelamente con el ser humano, desde el descubrimiento del fuego, pasando por el dominio de la metalurgia, hasta la moderna fabricación con robots y con máquinas de control numérico.

Según Groover (2007), la ingeniería de fabricación se puede definir en función de dos puntos de vista, uno tecnológico y otro económico. En el sentido tecnológico, la fabricación es la aplicación de procesos físicos y químicos para alterar la geometría, propiedades o apariencia de un material en bruto para fabricar piezas o productos, productos que también se pueden obtener a partir del ensamblaje de diferentes elementos. Los procesos para llevar a cabo la fabricación involucran una combinación de máquinas, herramientas y energía, ejecutándose una serie de operaciones encaminadas a dirigir el material a su estado final.

Desde el punto de vista económico, la fabricación es la transformación de materiales en productos de mayor valor por medio de una o varias operaciones de procesado y/o ensamblado. De este modo, el material adquiere cierto valor añadido, lo que permite obtener un determinado rédito de la transformación.

En el contexto de la ingeniería de fabricación, existen innumerables procesos tecnológicos para transformar materias primas en productos de forma económica. En este trabajo, se estudia uno de esos procesos, el estirado de tubo en frío, que consiste básicamente en la modificación permanente de la sección de un tubo, al reducir sus diámetros exterior y/o interior y, en consecuencia, su espesor de pared. Puesto que en los procesos de conformado por deformación plástica, el volumen se considera constante durante el proceso, el tubo incrementará su longitud. Además, se mejoran las propiedades mecánicas y el acabado superficial del tubo conformado, obteniendo un producto de gran calidad mediante un proceso relativamente simple.

Aunque el estirado de tubo en frío es un proceso de extendida aplicación práctica, históricamente ha sido estudiado en menor profundidad desde el punto de vista teórico, en gran medida debido a sus características más específicas, analizándose como un caso particular del estirado de barra o alambre. Esta fue una de las principales motivaciones para efectuar un extenso estudio del estirado de tubo en el Proyecto Fin de Grado del autor (Pérez, 2015), en el que se analizaron las cuatro variantes del proceso, con herramienta interna o mandril (fijo, flotante, o móvil) y sin mandril, obteniendo interesantes conclusiones, principalmente relativas a la optimización del proceso mediante la combinación de semiángulos de matriz y mandril (o solo de matriz) que permitían reducir la carga necesaria para llevar a cabo el estirado. La metodología utilizada se basó en la simulación de los distintos procesos de estirado de tubo mediante el programa comercial de elementos finitos DEFORM<sup>TM</sup>-F2, de forma que, partiendo de modelos

generales, se aplicaron las simplificaciones oportunas para estudiar cada variante de estirado. Dada la ausencia de datos experimentales, los resultados se cotejaron con métodos analíticos, uno de los cuales fue desarrollado específicamente por el autor.

Puesto que, como se ha comentado antes, la ingeniería de fabricación obedece a una vertiente tecnológica y a otra económica, cualquier proceso de fabricación es susceptible de ser mejorado tecnológicamente, de cara a aumentar su eficiencia y productividad, y por tanto, que dicha mejora redunde en una mejora económica. El presente trabajo se asienta en estos principios, pues se pretende optimizar en mayor grado el estirado de tubo en frío a partir de la exploración de distintas geometrías de matriz, con el objetivo de aportar conocimiento al estado del arte. La metodología que se aplica es análoga a la que se siguió en el Proyecto Fin de Grado, es decir, el grueso del trabajo consiste en la simulación por elementos finitos de las distintas variantes de estirado de tubo, aunque en esta ocasión el software empleado es Abaqus, comparando después los resultados con los de los métodos analíticos, dada la escasa disponibilidad de datos experimentales. Se puede considerar, por tanto, que el Proyecto Fin de Grado y este Trabajo Fin de Máster son documentos complementarios, aunque independientes, pues abordan el problema desde diferentes puntos de vista.

Por otra parte, este documento también indaga en un tipo de materiales de reciente implantación en el sector industrial, los aceros avanzados de alta resistencia, utilizados principalmente en la industria automotriz desde comienzos del presente siglo. Del análisis de la literatura, se desprende la inexistencia de trabajos sobre la aplicación del estirado de tubo en este tipo de materiales, justificando aun más la realización de esta investigación.

En resumen, en este trabajo se persiguen dos objetivos fundamentales. Por un lado, la optimización de los procesos de estirado de tubo, analizando la conveniencia de utilizar perfiles de matriz curvos, en contraposición a los tradicionales perfiles cónicos. Dicha conveniencia se aborda desde distintos puntos de vista: energético, presencia de tensiones residuales, y desgaste en la matriz. Por otro lado, se investiga la aplicación del estirado en tubos de aceros avanzados de alta resistencia, con el objetivo de analizar su conformabilidad y comparar su comportamiento frente al estirado de tubo de aceros convencionales.

Los contenidos se han estructurado en dos bloques. El primero de ellos, con un enfoque más descriptivo, aborda los distintos procesos de fabricación de tubo, haciendo énfasis en el estirado (Capítulo 2), y explora las características y propiedades de los aceros avanzados de alta resistencia (Capítulo 3). En el segundo bloque, se analiza el marco teórico sobre el que se asienta el estirado de tubo, tanto los fundamentos de plasticidad como los diferentes métodos analíticos (Capítulo 4), para después abordar la simulación empleando el método de los elementos finitos, que representa la herramienta de análisis fundamental del trabajo, por lo que la modelización del proceso (Capítulo 5) y el análisis de los resultados obtenidos (Capítulo 6) serán el foco de atención principal. Por último (Capítulo 7), se establecen una serie de conclusiones derivadas del análisis anterior, que permiten a su vez establecer algunas pautas a seguir en el desarrollo de trabajos futuros.

A continuación, se comenta brevemente el contenido de cada uno de los capítulos citados con anterioridad.

En el Capítulo 2 se realiza una breve descripción de los principales procesos de fabricación de tubo, tanto en frío como en caliente, que permiten la obtención de tubo con y sin costura. Posteriormente, se indaga en las distintas tipologías de estirado, haciendo hincapié en el

equipamiento necesario para llevar a cabo el proceso y en los principales parámetros involucrados en el mismo.

En el Capítulo 3 se efectúa una clasificación de los aceros avanzados de alta resistencia, haciendo énfasis en la relación existente entre microestructura y composición, responsable de las interesantes propiedades de estos materiales. También se presentan sus principales aplicaciones, vinculadas a la industria de la automoción, aunque extendiéndose cada vez más a otros campos, tanto en formato chapa como en formato tubular.

El Capítulo 4 comienza con un breve repaso de los fundamentos de las teorías de elasticidad y plasticidad, de enorme importancia para abordar con éxito el estudio de los procesos de conformado en general y del proceso de estirado de tubo en particular. Después, se realiza una revisión de los principales métodos clásicos de análisis aplicados al estirado de tubo, que permiten generar expresiones aproximadas de la energía necesaria para llevarlo a cabo. Se analiza el método de análisis local de tensiones aplicado a los cuatro tipos de estirado, y se presenta la expresión desarrollada para el estirado con mandril mediante el método del límite superior.

En el Capítulo 5 se realiza el modelado por elementos finitos, al mismo tiempo que se va desarrollando la metodología específica de análisis geométrico de los perfiles de matriz. Se efectúa una modelización de los distintos parámetros involucrados en el proceso (reducción de sección, geometría de matriz y mandril, y rozamiento), así como la caracterización de materiales. Los pasos a seguir para lograr un modelo adecuado en Abaqus se explican detalladamente, estableciendo las simplificaciones oportunas para cada una de las variantes de estirado de tubo, además de realizar una validación de los modelos diseñados mediante comparación de los resultados con los que predicen los métodos analíticos y con los que se obtuvieron en el Proyecto Fin de Grado mediante DEFORM<sup>TM</sup>-F2.

En el Capítulo 6 se realiza un profundo análisis de los resultados obtenidos en las simulaciones, al utilizar un acero convencional como material de referencia y, posteriormente, explorar el comportamiento de tres clases de aceros avanzados de alta resistencia para unas mismas condiciones de proceso. Como se comentó anteriormente, se evalúa la conveniencia en el empleo de distintas geometrías de matriz desde tres puntos de vista: la reducción de la carga de estirado necesaria, la minimización de las tensiones residuales, y la reducción del desgaste en la matriz derivada de una menor presión de contacto normal entre superficies.

Finalmente, en el Capítulo 7, se extraen las principales conclusiones del trabajo, aplicables tanto al estirado de tubo a nivel global, como a sus distintas variantes a nivel particular. Se presentan también algunas pautas a seguir en futuros trabajos para continuar con la optimización del estirado de tubo.

# CAPÍTULO 2. GENERALIDADES DEL PROCESO DE ESTIRADO DE TUBO

## 2.1. Introducción

El objetivo primordial de cualquier proceso de fabricación es transformar una determinada preforma, ya sea un material en bruto o un semielaborado, en una pieza plenamente funcional acorde a los requisitos demandados para una cierta aplicación. En los procesos de fabricación mecánica, estos requisitos pueden ser geométricos (tales como forma, tamaño, precisión, tolerancias y acabado superficial) y, en determinados casos, mecánicos (propiedades mecánicas en consonancia con la aplicación a la que esté destinada la pieza).

Los distintos procesos de fabricación presentan ventajas e inconvenientes a la hora de obtener los requisitos anteriores en una determinada pieza de un determinado material. Por ello, existe una inmensa variedad de procesos de fabricación que, de forma general, se pueden clasificar en cinco grandes grupos (Lange, 1985):

- 1) Procesos de conformado primario → en todos estos procesos, el material de partida no posee inicialmente una forma definida, pues su geometría es adquirida una vez terminado el proceso, de tal modo que se pueden considerar procesos de pre-conformado para un determinado material, existiendo a su vez modificación en las propiedades mecánicas. Ejemplos de este tipo de procesos son la fundición, en la que el estado inicial es líquido, y la pulvimetalurgia, en la que el estado inicial es en forma de polvos. En ambos casos, se obtienen piezas sólidas, generalmente semiacabadas.
- 2) Procesos de conformado por deformación plástica → en estos procesos, la pieza es conformada plásticamente sin afectar la cohesión del material, es decir, su volumen permanece aproximadamente constante, aunque exista una modificación tanto geométrica como en lo referente a las propiedades mecánicas (DIN 8582, 2003). Ejemplos de este tipo de procesos son la laminación, la forja, la extrusión, la embutición, el doblado o el estirado.
- 3) Procesos de eliminación de material → en estos procesos, el exceso de material es eliminado de una preforma para obtener la geometría deseada. Los procesos de mecanizado, tanto convencionales como no convencionales, son los pertenecientes a esta categoría.
- 4) Procesos de tratamiento → el objetivo de estos procesos es la modificación de las propiedades y/o apariencia de una pieza sin cambiar su forma. Procesos como los

tratamientos térmicos, el anodizado y otras clases de tratamientos de acabado superficial se incluyen en esta tipología de procesos de fabricación.

- 5) Procesos de unión → en los que dos o más piezas se unen para formar un componente o subensamblaje. Los principales procesos de este tipo son los de soldadura y los de fijación mecánica (tornillería, remaches, etc.), estos últimos con la ventaja de que se pueden separar posteriormente las partes a conveniencia.

Los procesos de fabricación de interés en este trabajo son los Procesos de Conformado por Deformación Plástica, en adelante PCDPs. Al margen de la definición efectuada antes, de un modo más preciso se puede decir que los PCDPs consisten en la modificación permanente de la forma de un sólido mediante la aplicación de tensiones superiores a la tensión de fluencia del material que lo constituye, a temperaturas inferiores a la de fusión.

Los materiales sometidos a un PCDP deben poseer la ductilidad suficiente para permitir grandes deformaciones mecánicas sin llegar a la rotura. Por ello, los materiales más adecuados para ser conformados plásticamente son los metales, debido a su gran capacidad de deformación y elevadas prestaciones mecánicas.

Los PCDPs admiten varias clasificaciones, pero las dos consideradas de mayor relevancia son:

- Según la temperatura a la que se lleve a cabo el proceso.
- Según la relación área-volumen de la preforma.

En la clasificación según la temperatura, es importante destacar que la mayor o menor modificación de la estructura del material de la pieza será función de la temperatura a la que tenga lugar el proceso. De este modo, si el proceso se realiza a una temperatura superior a la de recristalización, se tendrá un conformado en caliente (la temperatura de recristalización de un metal es, aproximadamente, la mitad de su punto de fusión (Groover, 2007)), mientras que el conformado en frío se lleva a cabo a una temperatura inferior a la de recristalización, generalmente a temperatura ambiente. Existe otro tipo de conformado en caliente (denominado comúnmente semi-caliente) que se realiza a una temperatura inferior a la de recristalización, pero bastante por encima de la ambiente, y que permite obtener ciertas ventajas respecto al trabajo en frío, aunque también presenta ciertos inconvenientes. En general, se puede considerar que cualquier proceso de conformado realizado a una temperatura por encima de 0,3 veces la temperatura de fusión del metal tratado será un conformado en caliente, mientras que por debajo se tendrá un conformado en frío (Groover, 2007).

Resulta de gran importancia tener en cuenta que los procesos de conformado en frío, comparados con los de conformación en caliente, se caracterizan por:

- Mejor acabado superficial.
- Tolerancias dimensionales más estrechas.
- Cambio en las propiedades físicas, pudiendo ajustar las propiedades mecánicas de acuerdo con las necesidades del producto.
- Mayor consumo de energía para producir la deformación, ya que las cargas necesarias para realizar el conformado son mayores. Por ello, la viabilidad económica de un PCDP en frío se justifica, generalmente, para grandes volúmenes de producción.

- Anisotropía, que permite obtener propiedades direccionales convenientes en el producto resultante.
- Necesidad de recocidos intermedios, en el caso de grandes porcentajes de deformación, para eliminar las tensiones internas y recuperar la ductilidad del material.

Respecto a la clasificación según la relación área-volumen de la preforma, cabe distinguir entre procesos de conformado volumétrico, en los que la relación entre la superficie de la pieza y su volumen es baja, y procesos de conformado de chapa, en los que la relación es contraria, es decir, el área de la pieza es muy superior a su volumen. Los procesos de conformado volumétrico pueden llevarse a cabo en frío, en semicaliente o en caliente, mientras que los procesos de conformado de chapa se realizan normalmente en frío.

Los procesos de conformado volumétrico se caracterizan porque la preforma experimenta una importante deformación plástica, resultando en un cambio apreciable de forma y/o de sección transversal. Además, las deformaciones plásticas experimentadas por la pieza son muy superiores a las elásticas, por lo que se puede despreciar el fenómeno de recuperación elástica al final del proceso.

Por su parte, los procesos de conformado de chapa se caracterizan porque la deformación, generalmente, tiene como objetivo causar un cambio de forma significativo, pero sin afectar a la sección transversal, de modo que el espesor de la chapa sufra pocas variaciones. Además, en estos procesos las magnitudes de las deformaciones plástica y elástica son comparables, por lo que el fenómeno de recuperación elástica es significativo y, lógicamente, no se puede obviar.

El presente trabajo desarrolla el estudio de un tipo particular de PCDP volumétrico en frío, el proceso de estirado y, concretamente, el estirado de tubo de sección anular constante. El estirado se puede considerar un proceso de compresión indirecta, ya que, aunque la carga aplicada sobre la pieza es de tracción (a la salida de la matriz), ésta provoca esfuerzos de compresión en la zona en contacto con la matriz, que son en sí los responsables de la deformación.

## **2.2. Clasificación de los procesos de fabricación de tubo**

Los perfiles tubulares de sección constante (corona circular, cuadrada, rectangular, hexagonal, etc.) son uno de los productos derivados de la fabricación mecánica más ampliamente usados a nivel mundial (todo tipo de estructuras civiles y militares, gasoductos, transporte de otros fluidos, componentes hidráulicos, componentes para la industria automotriz, nuclear, aeroespacial y naval, aplicaciones médicas, etc.). Focalizando el estudio en los tubos de sección anular, existe un rango inmenso de materiales, longitudes, diámetros y espesores, generalmente normalizados, aunque también con dimensiones no estandarizadas. De un modo u otro, la demanda de tuberías y piezas tubulares es enorme, lo que justifica la inversión en la mejora de los procesos de fabricación ya existentes, e incluso el desarrollo de nuevos diseños que permitan la producción de piezas tubulares de una forma más eficiente energéticamente.

La Figura 2.1 permite hacerse una idea visual de la gran variedad de diámetros de tubo que se producen a nivel industrial.

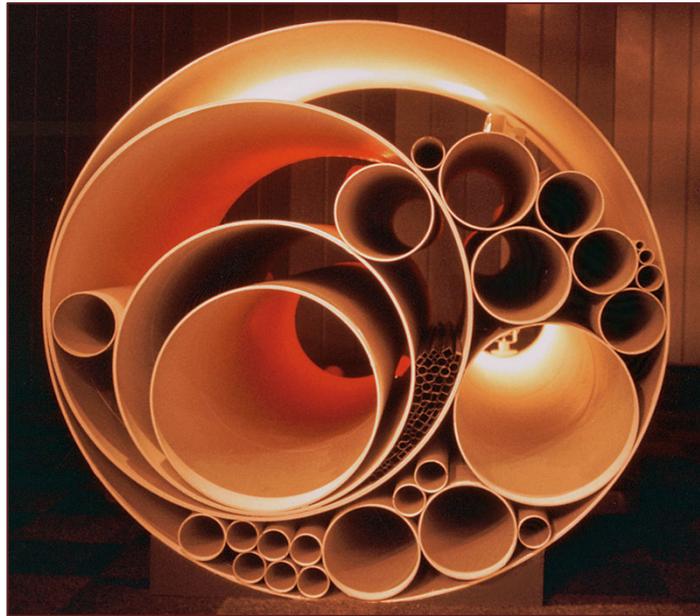


Figura 2.1. Variedad de diámetros, espesores y secciones en la fabricación industrial de tubo de sección constante (Hashmi, 2006).

Los procesos de fabricación de tubo metálico se pueden clasificar en dos grandes grupos, los que permiten la obtención de tubos sin costura y aquellos que producen tubos con costura. Los primeros se fabrican mediante fundición (por lo general, para grandes dimensiones), mediante laminación y perforado, o mediante extrusión. De este modo, se obtienen tubos sin ningún tipo de discontinuidad en su superficie. En el caso de los tubos con costura, una vez conformada la geometría tubular, se debe proceder a la unión mediante soldadura a lo largo de una determinada línea que recorre la superficie del tubo. Se obtiene un producto que presenta por tanto una discontinuidad, aunque las propiedades que posee son realmente satisfactorias para la mayoría de aplicaciones, hasta el punto de superar en cuanto a volumen de producción a los tubos sin costura (se estima que dos terceras partes de la producción de tubo de acero a nivel mundial pertenece a tubos con costura (Hashmi, 2006)).

Dejando al margen la fundición, normalmente empleada para grandes diámetros, la producción de tubo con y sin costura es de aplicación para determinados rangos de diámetros y espesores de pared. Por ejemplo, en el caso del acero, los tubos con costura se fabrican en el rango de pequeños espesores de pared y grandes diámetros, que pueden ser mayores de 2 m. Como se verá en el Capítulo 3, este es el método empleado en la fabricación de tubos de aceros avanzados de alta resistencia, cuyos espesores de pared suelen ser reducidos. Por su parte, los tubos sin costura se producen principalmente en el rango comprendido entre medianos y grandes espesores de pared de hasta más de 60 mm, con diámetros exteriores máximos de unos 700 mm.

Por otra parte, el rango de presiones también permite establecer los campos de aplicación de los tubos fabricados por fundición y por PCDPs. Los tubos con costura se utilizan siempre que la presión del fluido que circule por su interior no supere los 10 bar, aproximadamente, mientras que los tubos sin costura admiten presiones de trabajo mucho mayores (Coca y Rosique, 2009).

Algunos de los procesos industriales de fabricación de tubo metálico se analizan a continuación, aunque de forma breve y concisa. Sólo se incluyen los métodos de fabricación de tubo metálico de sección anular constante, por lo que no se expone, por ejemplo, el hidroconformado, ya que, aunque también permite obtener tubo de sección constante, el elevado coste del proceso hace que su campo de aplicación esté restringido a tubos de sección variable y/o geometrías complejas.

Para mayor información acerca de los procesos que se describirán seguidamente, se puede consultar, por ejemplo, el PFG del autor (Pérez, 2015).

### 2.2.1. Fundición centrífuga

La fundición centrífuga ("*centrifugal casting*") se emplea para la fabricación directa de tubos de grandes dimensiones, generalmente fabricados en materiales no susceptibles de ser conformados plásticamente, como la fundición gris o la fundición dúctil (Hashmi, 2006).

Básicamente, el proceso consiste en la colada de metal fundido en un molde que gira a gran velocidad alrededor de su eje de simetría longitudinal, de modo que la acción de la fuerza centrífuga hace que el material se distribuya por las paredes interiores del molde, generándose así la forma tubular. En la Figura 2.2 se muestra un esquema general del proceso.

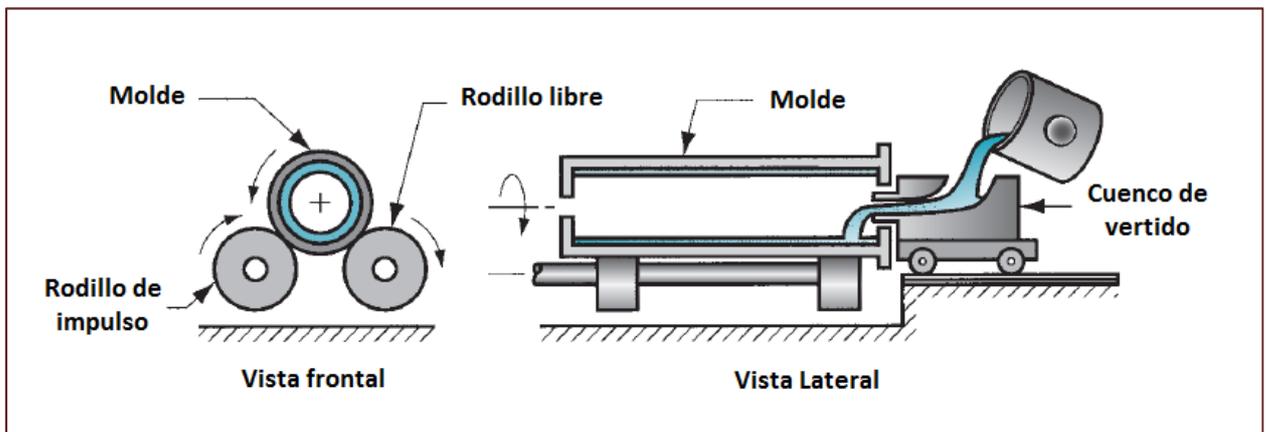


Figura 2.2. Descripción esquemática del proceso de fundición centrífuga (adaptada de Groover, 2007).

### 2.2.2. Proceso Mannesmann y operaciones asociadas

El perforado de barras o redondos se denomina proceso Mannesmann, y pasa por ser el método más empleado y económico para fabricar tubo sin costura.

El proceso de fabricación consiste en un conformado en caliente que consta realmente de varias etapas, aunque las dos principales son la laminación y perforado inicial de la barra, que genera una preforma de elevado espesor de pared, y un forjado rotatorio ("*hot pilgering*") que

reduce el espesor y la sección transversal del tubo. Posteriormente, se realizan una serie de operaciones encaminadas a otorgar al tubo sus dimensiones finales en el conformado en caliente.

El proceso de perforado se puede considerar como una forma de laminación en caliente, en la que dos rodillos comprimen un tocho cilíndrico, junto con una perforación controlada por un mandril, que se basa en el principio de que al comprimir un sólido cilíndrico sobre su circunferencia se generan elevados esfuerzos de tracción en su centro que provocan la aparición de una grieta en dicho punto. En la Figura 2.3 se muestra un esquema del proceso.

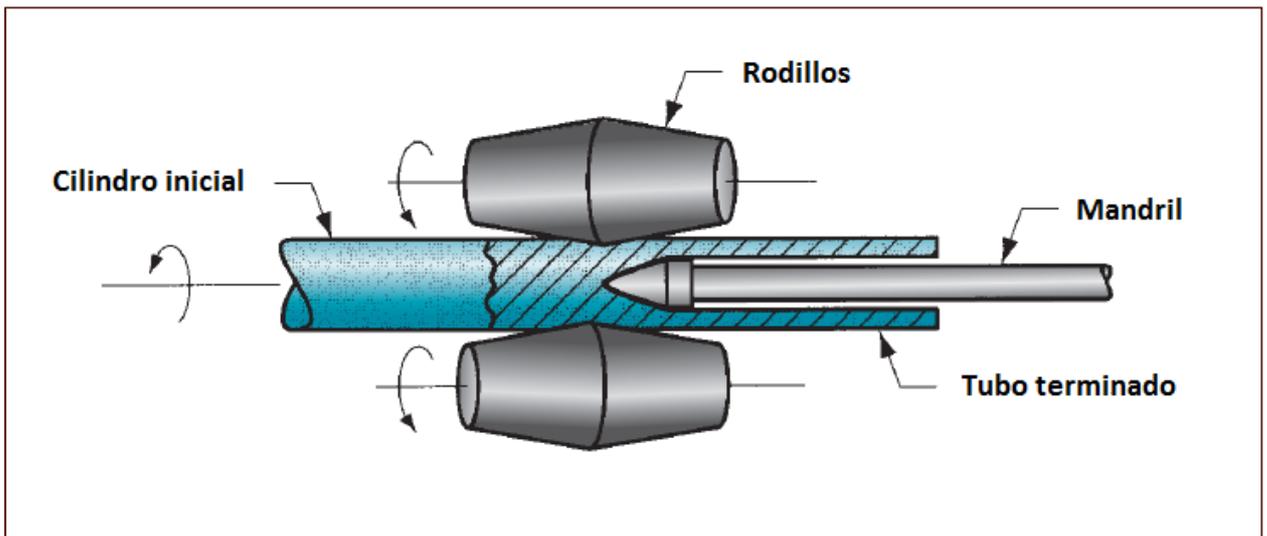


Figura 2.3. Descripción esquemática del perforado rotatorio en el proceso Mannesmann de fabricación de tubo (adaptada de Groover, 2007).

### 2.2.3. Extrusión directa

El otro método para producir tubo sin costura es mediante extrusión directa (Groover, 2007), indicado para metales más difíciles de trabajar, como las aleaciones férricas de baja ductilidad, aunque en la práctica se aplica a una gran variedad de aleaciones.

El tocho inicial, calentado previamente a elevada temperatura, se prepara con una perforación paralela a su eje, lo que permite el paso de un mandril. Al comprimir el tocho, se fuerza al material a fluir a través de la abertura entre matriz y mandril obteniéndose así una sección transversal anular. El esquema de este proceso se muestra en la Figura 2.4, en la que se observa cómo el mandril llega hasta la entrada de la matriz, con lo que se consigue obtener la forma tubular.

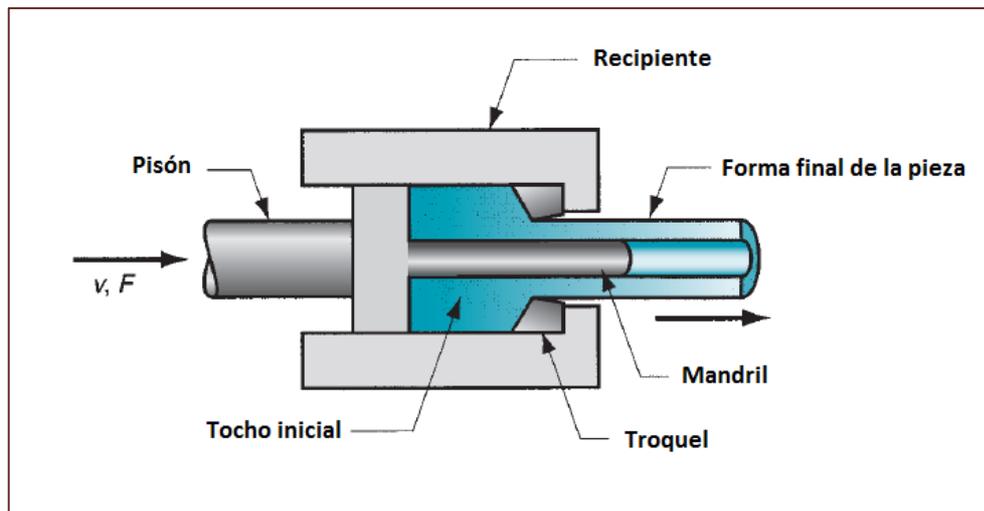


Figura 2.4. Descripción esquemática de la extrusión directa para la fabricación de tubo (adaptada de Groover, 2007).

#### 2.2.4. Fabricación de tubo con costura

Aunque existen distintos métodos para el conformado de tubo con costura, todos ellos constan de dos etapas principales, la modificación geométrica de una chapa plana metálica de cierto espesor en una forma tubular, y la unión o costura del perfil hueco resultante mediante soldadura.

La chapa se va conformando en frío al hacerla pasar por una serie de rodillos en varias etapas hasta que adquiere la geometría tubular. Variando la separación entre los rodillos, se obtienen diferentes curvaturas y con ello diferentes diámetros de tubo (ver Figura 2.5).

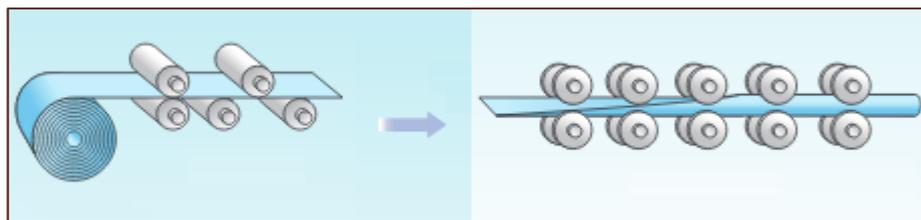


Figura 2.5. Conformado de geometría tubular por laminación a partir de chapa plana (adaptada de Kalpakjian y Schmid, 2014).

Una vez adquirida la forma tubular se procede a efectuar la costura. La soldadura se puede llevar a cabo mediante distintos métodos, aunque el más utilizado es la soldadura por resistencia eléctrica ("*electric resistance welding, ERW*"), en la que la costura se realiza generalmente en dirección longitudinal, es decir, siguiendo toda una generatriz del tubo. Se transmite una corriente eléctrica de alta frecuencia al material, de forma que los bordes contiguos de la chapa tubular inician la fusión a medida que entran en contacto. La soldadura se puede efectuar por resistencia de alta frecuencia (*HFRW*) o por inducción de alta frecuencia (*HFIW*), como se muestra en la Figura 2.6.

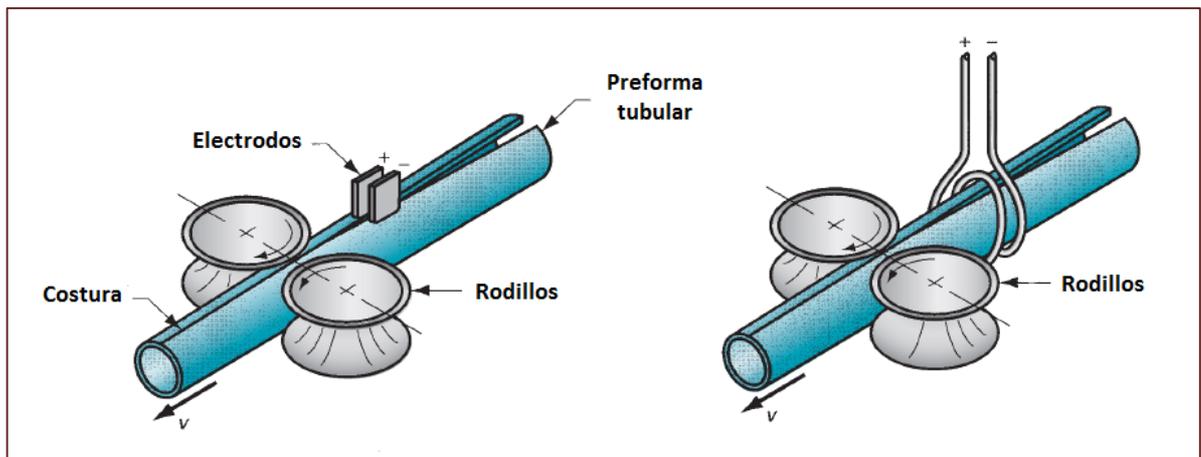


Figura 2.6. Parte izquierda: costura mediante soldadura por resistencia de alta frecuencia (HFRW); Parte derecha: costura mediante soldadura por inducción de alta frecuencia (HFIW) (adaptada de Groover, 2007).

## 2.3. Estirado de tubo en frío

### 2.3.1. Introducción

La gran mayoría de las tecnologías existentes para la fabricación de tubo, algunas de las cuales se han descrito en las secciones anteriores, otorgan la posibilidad de someter el producto a un trabajo en frío posterior para realizar un conformado final, con el objetivo, como ya se ha visto, de mejorar las propiedades mecánicas, obtener tolerancias más estrechas y/o conseguir un acabado superficial de mayor calidad.

De entre los procesos de conformado en frío posteriores a la fabricación de geometrías tubulares, el más ampliamente utilizado, con mucho, es el estirado y, concretamente, el que emplea algún tipo de herramienta interna o mandril. Dicho proceso se puede ejecutar igualmente sobre tubos con costura y sobre tubos sin costura, con la particularidad de que, debido al excelente acabado final, la apariencia del tubo con costura estirado es similar a la del tubo sin costura estirado, es decir, se generan piezas sin discontinuidades. Por ello, es más adecuado adoptar la clasificación que se hace en la literatura inglesa, que distingue entre tubo con costura (*welded tube*), tubo sin costura (*seamless tube*) y tubo estirado sobre mandril (DOM, *drawn over mandrel*), este último como posible producto final de los dos anteriores.

Pese a que el estirado se pueda llevar a cabo sobre tubos con y sin costura, la soldadura sigue constituyendo un punto débil en la estructura formada en un tubo DOM con costura; no obstante, al tener la costura la misma dirección que el estirado, esto es, dirección longitudinal, se consigue reducir dicha debilidad. En otros procesos de conformado, como por ejemplo, en el doblado de tubos, sí que se debe tener especial cuidado con las direcciones de costura y doblado.

En los próximos apartados se realiza un análisis general del estirado de tubo en frío, tanto de los procesos que llevan mandril, comentados preliminarmente en los párrafos anteriores, como de la variante que tiene lugar sin soporte interno.

### 2.3.2. Clasificación de los procesos de estirado de tubo

El estirado de tubo en frío consiste en la reducción de la sección transversal de un tubo (modificando los diámetros exterior e interior iniciales y, en consecuencia, el espesor de pared), al tiempo que se incrementa su longitud debido a la constancia de volumen. Básicamente, el proceso consiste en la aplicación de un esfuerzo de tracción a la salida de una matriz, aunque como se indicó en el apartado 2.1, se puede considerar como un PCDP de compresión indirecta (DIN 8584, 2003), ya que son los esfuerzos de compresión generados en la matriz y, en su caso, en el mandril, los que realmente deforman el tubo.

El estirado de tubo es aplicable a prácticamente todo tipo de diámetros, desde agujas hipodérmicas con diámetros exteriores de 0,2 mm, hasta recipientes cilíndricos de diámetros exteriores de más de 600 mm estirados en grandes bancos hidráulicos (Rowe, 1972). Las ventajas de realizar el estirado en frío, posterior al conformado en caliente, son:

- Mejor acabado superficial, siendo el proceso que permite dotar a las piezas del mejor acabado de entre todas las técnicas existentes de fabricación de tubo.
- Mejora de las propiedades mecánicas debido al endurecimiento por deformación, fabricando piezas de elevadas prestaciones.
- Permite la obtención de tubos de paredes delgadas y/o de pequeños diámetros con gran precisión dimensional, generándose los denominados tubos de precisión, de gran aplicabilidad en sectores tan dispares como la automoción y la cirugía.
- Permite la obtención de tubo continuo de sección variable.
- Aunque, como se comentó en el apartado introductorio de este capítulo, el consumo energético es mayor en el conformado en frío respecto al conformado en caliente, el estirado de tubo es un proceso relativamente sencillo que no requiere de importantes inversiones en equipamiento.
- En relación con lo anterior, cualquier proceso de fabricación ha de ser examinado desde el punto de vista de: (a) sus efectos sobre el entorno y el medioambiente; (b) su vinculación con la salud y la seguridad laboral; y (c) el empleo de energía y recursos materiales (Altan y Tekkaya, 2012). El estirado de tubo no genera un impacto medioambiental reseñable, es seguro para los operarios, y es rentable económicamente.

El tubo conformado en caliente (extrusión ó laminación y perforado) es una preforma en el estirado. Normalmente, para obtener el producto final son necesarias varias pasadas en las que se va reduciendo la sección y el espesor de pared del tubo. Como norma general, después de cada pasada, el tubo debe ser recocido con el objetivo de restablecer las propiedades microestructurales y la ductilidad, eliminando las tensiones internas generadas durante la deformación plástica. La última pasada definirá las propiedades mecánicas del tubo (tensión de fluencia, resistencia máxima, dureza, tamaño de grano, etc.). Tras esta última pasada, el tubo se endereza mediante rodillos convenientemente diseñados a tal efecto.

En el caso de tubos con costura, el estirado en frío supone un proceso adicional de conformado en frío, por lo que, generalmente, y consecuencia de que la precisión dimensional en la fabricación de tubo con costura es ya elevada, sólo será necesaria una pasada para obtener el producto final.

Conviene indicar que, en el caso de llevar a cabo el estirado después de un conformado en caliente, el material debe someterse a un decapado previo, esto es, se debe limpiar la superficie

mediante la eliminación de la capa de óxido antes de proceder al conformado en frío, ya que en caso contrario se limitará la vida de las herramientas y se producirán efectos muy negativos en el acabado y tolerancias de las piezas producidas.

Por otro lado, es importante resaltar, de cara a posteriores capítulos, que el estirado se puede considerar como un proceso estacionario, es decir, una vez alcanzadas las condiciones de régimen permanente, se asume que la zona de deformación permanece "*invariable*", lo que hace menos complejo su análisis.

Como se verá a continuación, existen cuatro tipos de procesos de estirado de tubo en frío (Rowe, 1972):

- Estirado sin mandril
- Estirado con mandril
  - fijo
  - flotante
  - móvil

En todos ellos, el diámetro exterior del tubo estirado viene determinado por la matriz. La diferencia entre cada proceso estriba en el tipo de control realizado sobre el diámetro interno. Asimismo, los cuatro tipos de estirado se realizan a temperatura ambiente aunque, lógicamente, la temperatura aumenta durante el proceso debido al rozamiento entre tubo y herramientas y a la propia deformación plástica.

### **2.3.3. Estirado de tubo sin mandril**

El estirado de tubo sin mandril ("*tube sinking*") se utiliza cuando no se requiere calibrar con precisión el diámetro interior y el objetivo pasa por reducir el diámetro exterior. No existe, por tanto, control sobre el diámetro interior del tubo, de modo que la superficie interna del mismo se puede deformar libremente.

En este tipo de estirado, los esfuerzos cortantes a la entrada y a la salida de la matriz son más intensos, la deformación redundante es mayor y, como consecuencia, las deformaciones por etapa son necesariamente más reducidas respecto a los métodos que emplean herramienta interna, situándose en torno al 30% de reducción de área en cada pasada.

Este método es menos utilizado que los que emplean mandril, debido a que se pueden formar grietas internas a causa de la gran deformación que lleva consigo el proceso, sobre todo en metales de ductilidad media o pequeña. Por tanto, se emplea como proceso previo al estirado con mandril para reducir el diámetro externo, o como proceso único para pequeños diámetros interiores de entre 6 y 13 mm, aproximadamente, y pequeñas longitudes, cuando resulta complicado introducir un mandril y no es importante conseguir un gran acabado superficial. En la Figura 2.7 se muestra un esquema de este tipo de estirado.

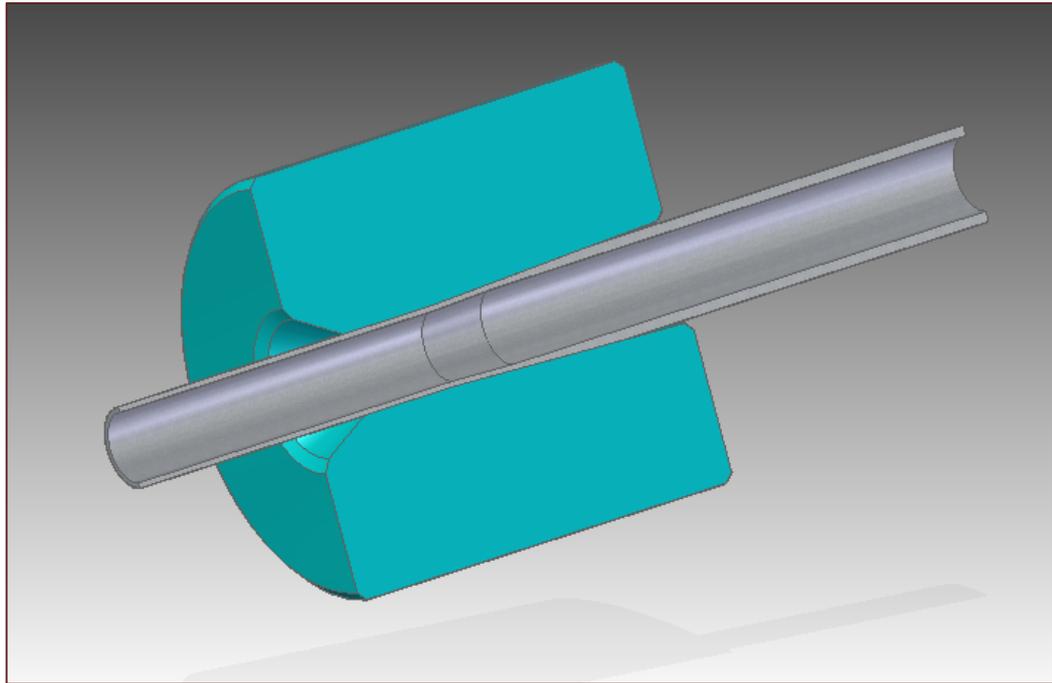


Figura 2.7. Estirado de tubo sin mandril.

#### 2.3.4. Estirado de tubo con mandril fijo

En el estirado de tubo con mandril, en general, la mayor parte de la deformación corresponde a la reducción del espesor de pared, aunque siempre existe una pequeña reducción del diámetro interno.

El estirado de tubo con mandril fijo ("*fixed plug tube drawing*") se aplica a tubos de diámetros relativamente grandes. El diámetro interno se controla con un mandril o tapón, fijo, que no acompaña al tubo durante el estirado, y que suele tener geometría cilíndrica o cónica. Evidentemente, al estar fijo el mandril (empotramiento en un extremo), se limita la longitud del tubo.

Con este método de estirado se consigue un muy buen acabado superficial, tanto de la superficie externa como de la interna, pudiendo obtenerse reducciones de área de hasta el 40% en cada pasada. En la Figura 2.8 se muestra un croquis del proceso en el que se ha utilizado un tapón de geometría ligeramente cónica.

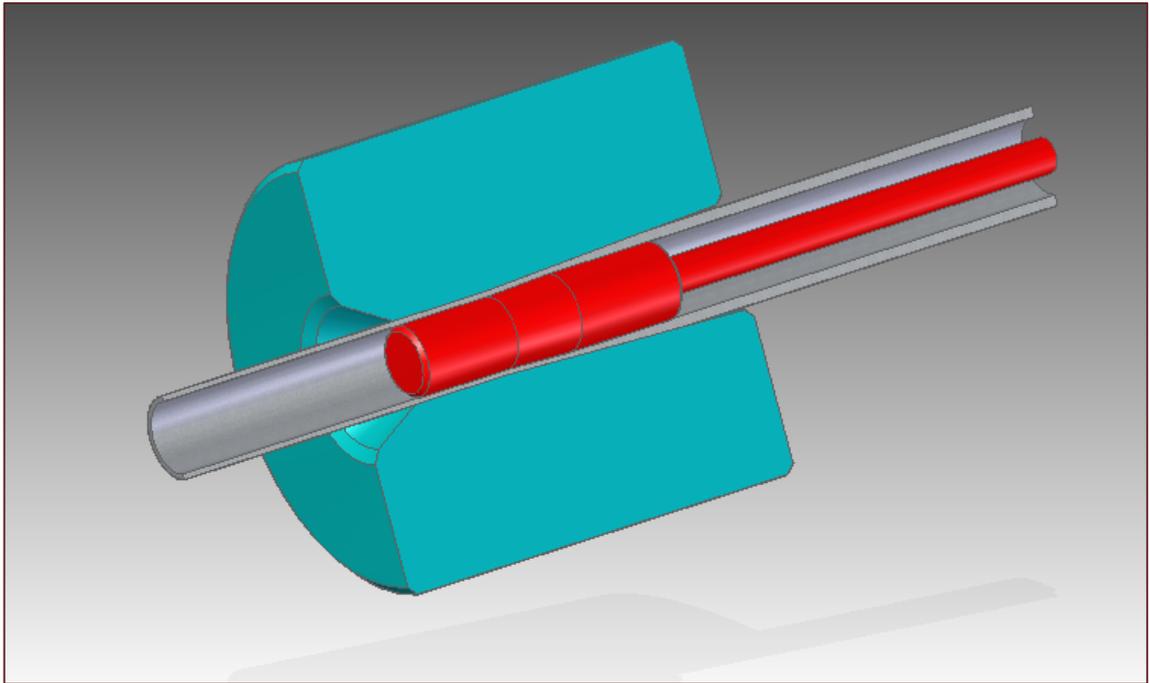


Figura 2.8. Estirado de tubo con mandril fijo.

### 2.3.5. Estirado de tubo con mandril flotante

El estirado de tubo con mandril flotante ("*floating plug tube drawing*") presenta condiciones menos severas que las de mandril fijo. En este caso, se emplea un tapón, generalmente cónico, para el control del diámetro interno. En principio, el tapón puede moverse en el interior del tubo en dirección axial entre dos posiciones límite o extremas (Pernis y Kasala, 2013), pero se mantiene en una posición fija debido al equilibrio entre la fuerza normal y la de rozamiento, lo que se consigue con un correcto diseño de la herramienta.

Esta técnica permite el estirado de mayores longitudes, al tiempo que se logra un gran acabado superficial tanto de la superficie externa del tubo como de la interna y una elevada precisión dimensional, por lo que este método es ideal para el estirado de tubo de pequeño diámetro destinado a aplicaciones que requieran tolerancias muy estrechas. Además, para una misma reducción, requiere menores cargas de estirado respecto al método con mandril fijo. Se pueden alcanzar reducciones de área de hasta el 45% en cada pasada.

La reducción límite de sección en el estirado con tapón (fijo o flotante) queda fijada más frecuentemente por la adherencia que por las tensiones solamente, excepto en el caso de tubos de aleación de cobre, ya que son mucho menos propensos a la adherencia (Rowe, 1972).

El principal inconveniente del proceso se deriva de la dificultad para lograr una adecuada lubricación interior. El diseño del tapón y la lubricación son los parámetros críticos en el estirado con mandril flotante. En la Figura 2.9 se muestra un esquema del proceso.

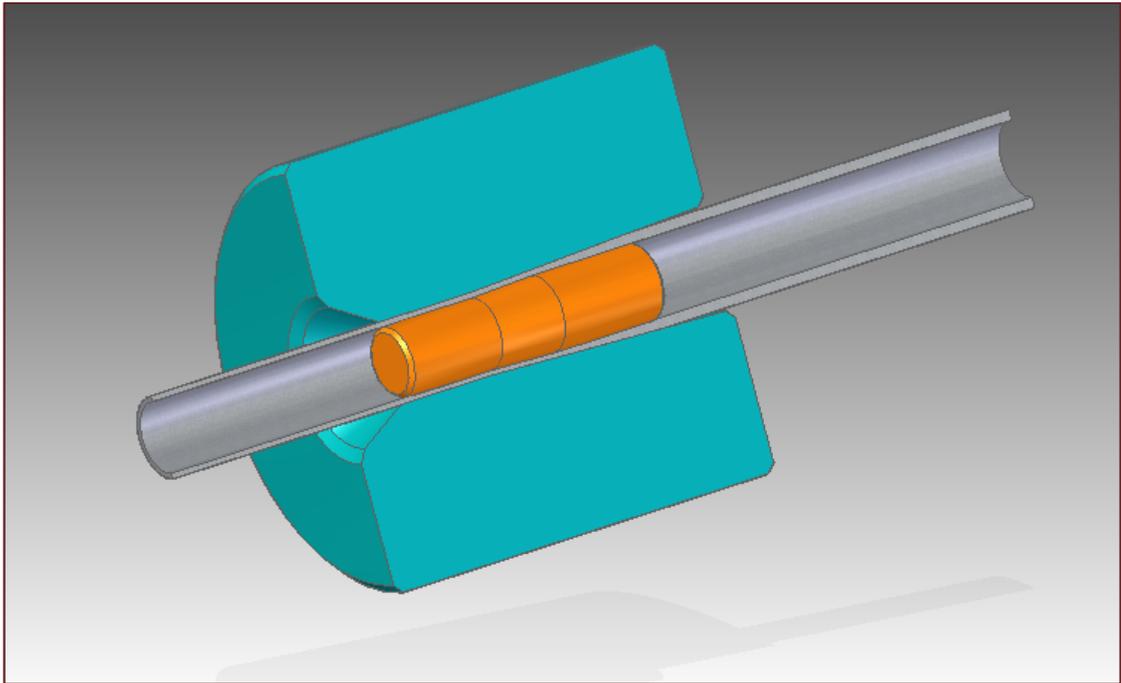


Figura 2.9. Estirado de tubo con mandril flotante.

### 2.3.6. Estirado de tubo con mandril móvil

Los problemas de rozamiento y lubricación interior con el mandril se solucionan en el caso de utilizar uno de gran longitud que se desplace acompañando al tubo. En el estirado con mandril móvil ("*mandrel tube drawing*"), el diámetro interno del tubo es fijado por un mandril que se mueve con el tubo durante el estirado. De esta forma, se logra minimizar la fricción.

Para evitar problemas por soldadura debido a la presión y temperatura inherentes al proceso, el mandril se cubre con una película de lubricante. A la salida, el mandril se mueve con la misma velocidad del tubo, donde ésta es mayor que la del material que se encuentra confinado en la matriz, es decir, existe un pequeño movimiento relativo entre mandril y tubo. Esto provoca que el rozamiento en la superficie interna soporte parte de la carga de estirado, reduciéndose así la fuerza de estirado necesaria y permitiendo mayores reducciones, pudiendo llegar al 50% por pasada.

Una de las desventajas de este proceso es la necesidad de retirar el mandril. Para efectuar esto, debe aumentarse ligeramente el diámetro del tubo, lo cual se hace normalmente por laminación ("*reeling*"). En consecuencia, las dimensiones cambian y aparecen defectos superficiales.

La longitud de estirado está limitada por el mandril (máximo 30 m) y por la longitud del banco de estirado. En la Figura 2.10 se presenta un croquis del proceso.

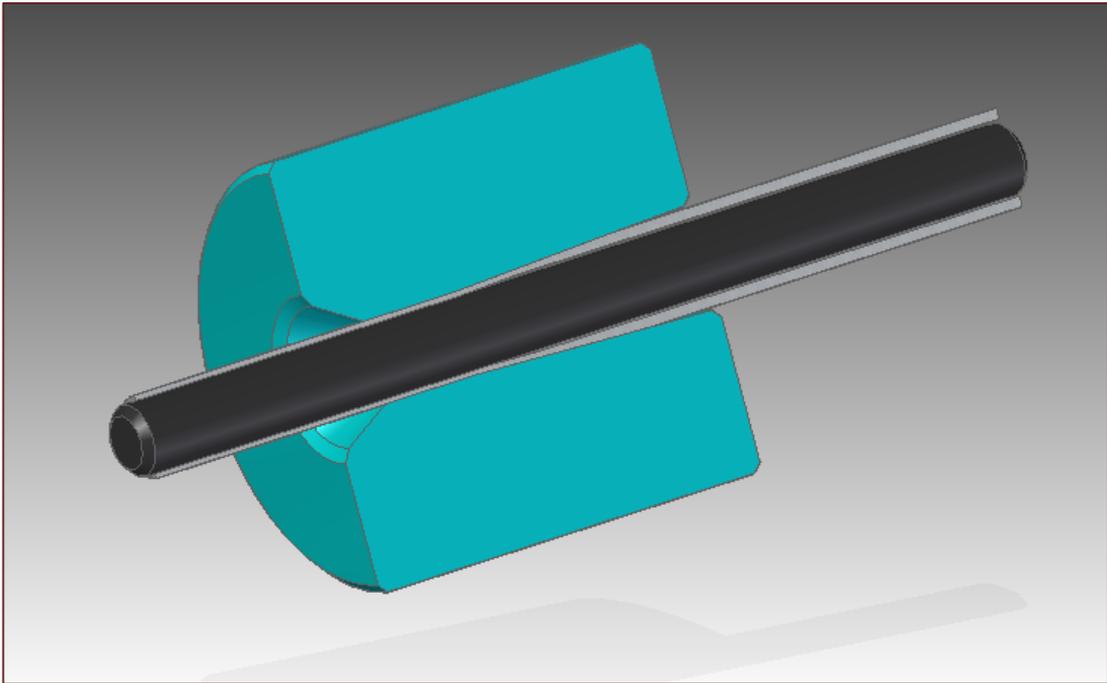


Figura 2.10. Estirado de tubo con mandril móvil.

Cuando el objetivo del estirado es obtener tubos de pequeño diámetro, las primeras pasadas se realizan generalmente mediante mandril móvil, pues, como se comentó anteriormente, se necesita menos carga que con mandril fijo. Las últimas pasadas se realizan con tapón flotante, que permite un buen acabado superficial y gran precisión dimensional.

### 2.3.7. Equipo de estirado

El estirado de tubo se realiza en una máquina denominada banco de estirado, que también se emplea para el estirado de barra maciza. Consiste en una mesa de entrada, un bastidor que contiene la matriz, aunque generalmente se disponen varias matrices en paralelo (hileras múltiples), el carro o corredera, que tira del material a través de la matriz, y el armazón de salida, aunque dependiendo del fabricante esta configuración puede variar (Groover, 2007). El movimiento es generado por un motor que mueve unas cadenas o por cilindros hidráulicos.

En la Figura 2.11 se muestra un esquema básico de un banco de estirado accionado hidráulicamente. El accionamiento del cilindro provoca el desplazamiento de la corredera que, a su vez, tira del tubo al estar éste fijado al carro mediante unas mordazas. A medida que el carro se va desplazando, se obliga al tubo a pasar por la matriz, estirándose, con la reducción de sección transversal que conlleva. Una vez se ha terminado de conformar el tubo, éste se corta, y el carro retorna a su posición inicial quedando listo para estirar el siguiente tubo.

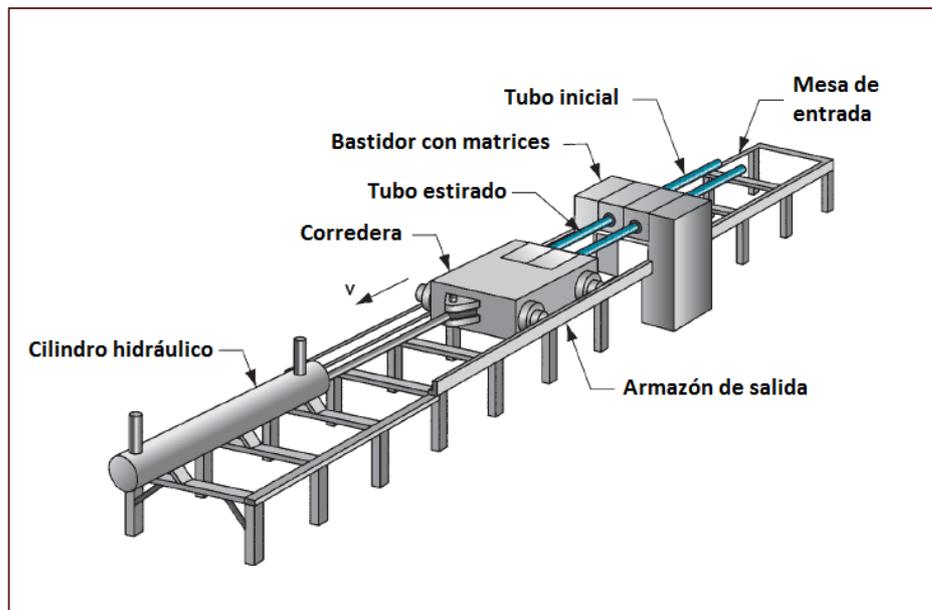


Figura 2.11. Banco de estirado de barra y/o tubo operado hidráulicamente (adaptada de Groover, 2007).

Es evidente que, para iniciar el proceso, uno de los extremos del tubo debe pasar inicialmente a través de la matriz para poder ser fijado al carro. Esto se consigue deformando el tubo en dicho extremo mediante una operación denominada afilado ("*swaging*"), que consiste en disminuir su diámetro para que exista holgura con la matriz, además de adquirir la forma adecuada para que pueda ser sujetado por las tenazas del carro. Cuando el tubo a conformar es de pequeño diámetro y espesor, esta operación se puede realizar manualmente, en caso contrario se debe utilizar una prensa.

El banco de estirado puede alcanzar, en su conjunto, una longitud mayor de 30 m con capacidades de carga que pueden llegar incluso a los 10 MN en el caso de disponer de varias matrices en el bastidor, aunque para una sola matriz la capacidad de carga suele tener valores máximos de unos 1,3 MN (Ortiz *et al.*, 2013). Las velocidades de estirado están comprendidas entre 3 y 40 m/min, aunque se puede llegar a los 60 m/min. En todo caso, la velocidad dependerá de la potencia del motor y del diámetro y material del tubo. La velocidad típica de retorno "*en vacío*" del carro es, evidentemente, bastante superior a la de estirado y está comprendida entre 40 y 80 m/min.

Como se verá en el Capítulo 4, los métodos clásicos de análisis de estirado de tubo (analíticos) tienden, en algunos casos, a sobredimensionalizar los equipos, pues predicen una fuerza de estirado,  $F_{est}$ , mayor que la real necesaria, lo que conlleva una pérdida energética por aplicación de una potencia excesiva, y en otros, a subestimar la fuerza requerida, en cuyo caso es necesario aplicar algún factor de corrección. Gracias a la simulación numérica, se obtienen márgenes más estrechos, de tal forma que el banco elegido desarrollará una fuerza más aproximada a la real necesaria para conformar el tubo.

### **2.3.8. Parámetros que definen el proceso de estirado de tubo**

Las variables y parámetros principales en el estirado de tubo son (Kalpakjian y Schmid, 2014): reducciones de sección y/o espesor, geometría de la matriz, velocidad de estirado, y rozamiento a lo largo de la interfase matriz-tubo. En su caso, la geometría del mandril también es un parámetro determinante en el proceso, así como el rozamiento en la interfase tubo-mandril.

#### **2.3.8.1. Reducciones de sección y/o espesor**

La conformabilidad es la capacidad de un material de poder deformarse sin llegar a la fractura. Depende de las condiciones existentes durante la deformación (temperatura, tensiones residuales previas, etc.), de las características del material de partida (composición, microestructura, ductilidad, etc.), y de las características geométricas de la preforma (tamaño, sección transversal, espesor, etc.). El estirado de tubo en frío es un proceso que permite, aun dependiendo del material, reducir notablemente la sección transversal y/o el espesor de una preforma, aunque, como se ha visto en los apartados 2.3.3 a 2.3.6, hasta ciertos límites, y en función de la variante de estirado aplicada. Mientras que en el estirado de tubo sin mandril la reducción de área corresponde principalmente a una disminución del diámetro exterior, en el estirado con mandril, ya sea fijo, flotante, o móvil, al poder ejercerse control sobre el diámetro interno, la reducción de área involucra al diámetro exterior y al espesor.

En el caso de estirado de tubo sin costura, las reducciones de sección y/o espesor deberían ser, teóricamente, las máximas posibles para disminuir el número de pasadas hasta obtener el diámetro y/o espesor final deseado; sin embargo, una reducción máxima implica una mayor fuerza de estirado, y además, las reducciones de sección y espesor inducen variaciones en la deformación plástica del material. Por todo ello, es necesario llegar a un compromiso entre la reducción de sección transversal y la carga de estirado necesaria.

Para tubos con costura, las grandes reducciones de sección y/o espesor no son excesivamente relevantes en el proceso, pues los objetivos principales son mejorar la precisión dimensional, el acabado superficial y la concentricidad. De este modo, la reducción de sección es un parámetro secundario en el proceso para obtener tubo DOM con costura.

#### **2.3.8.2. Geometría de la matriz**

La matriz es la responsable de controlar el diámetro externo del tubo. Consta de un cuerpo exterior cilíndrico, hecho de acero, que actúa como soporte de un cuerpo interior que es el que realmente entra en contacto con la superficie externa del tubo. Dicho cuerpo interior está fabricado con materiales cerámicos de elevada dureza y escasa ductilidad, pues sólo es admisible una pequeña deformación elástica durante el proceso, deformación que puede considerarse despreciable y que no afecta a las dimensiones finales del tubo. El material más habitual que se emplea para fabricar la parte interior de la matriz es el carburo de tungsteno, aunque también se utilizan otros carburos de elevada dureza. Ejemplos de matrices reales de estirado de tubo se presentan en la Figura 2.12.



Figura 2.12. Matrices típicas para estirado de tubo con cuerpo de acero y núcleo de carburo de wolframio (<http://www.balloffetdie.com/en/dies/tubing-dies>).

La geometría tradicional de una matriz para estirado de tubo (ver Figura 2.13) queda definida por el ángulo de entrada (o semiángulo de cono  $\alpha$ ), la longitud  $L_c$  de la parte cilíndrica ("bearing length"), el radio interior  $r_m$ , coincidente con el radio final requerido para el tubo, y el radio de curvatura a la entrada  $r_{ent}$ . Estos son los parámetros más importantes, aunque también se deben tener en cuenta el radio y el ángulo de salida, este último, generalmente de  $30^\circ$ . Existen otras configuraciones similares, aunque suprimiendo la longitud  $L_c$ , con lo que se eliminan los radios a la entrada y a la salida, estableciendo una curvatura continua en toda la superficie interior de la matriz, de forma que  $\alpha$  será un valor medio.

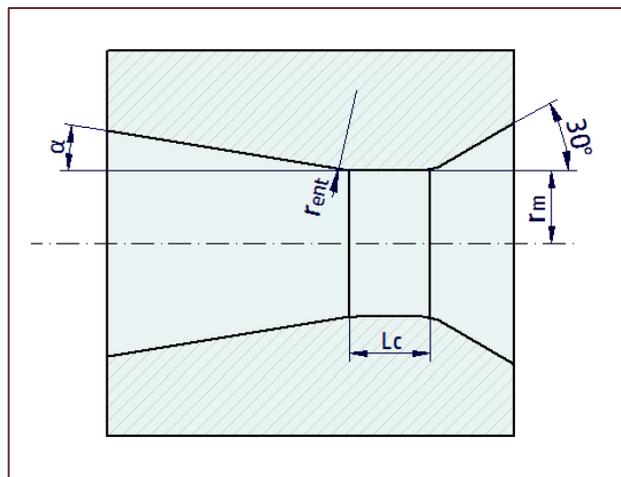


Figura 2.13. Geometría de una matriz convencional de estirado.

El semiángulo  $\alpha$  es tremendamente importante en el proceso, pues tiene una gran influencia en la tensión de estirado. Por un lado, induce variaciones en el trabajo de rozamiento, y por otro lado tiene influencia en el trabajo redundante de deformación. La deformación redundante es una deformación radial heterogénea debida a determinadas tensiones normales y cortantes localizadas que no contribuyen a la reducción de sección. Por este motivo, se produce una pérdida de la forma cilíndrica del tubo en su extremo tras el estirado (Dieter *et al.*, 2003).

### 2.3.8.3. Geometría del mandril

El mandril es el soporte interno responsable de controlar el diámetro interior del tubo. Se trata de una herramienta que, como ya se ha comentado, puede ser un tapón de pequeñas dimensiones, o bien una barra de la misma longitud del tubo y que acompaña a éste durante el estirado. En este último caso, mandril móvil, la herramienta es una barra de acero de gran dureza, cuyo diámetro es igual al diámetro interior del tubo estirado.

Los tapones, ya sean fijos o flotantes, están fabricados en acero para herramientas, y pueden estar revestidos con un recubrimiento cerámico por el mismo motivo mencionado anteriormente para las matrices. En el caso de tapón fijo, éste va atornillado a una barra de acero que queda fijada a su vez a uno de los extremos del banco durante el proceso. Los tapones fijos suelen tener geometría cilíndrica o cónica, mientras que los tapones flotantes son cónicos. En la Figura 2.14 se pueden ver varios ejemplos reales de tapones flotantes con distintas dimensiones.



Figura 2.14. Ejemplos de tapones flotantes (<http://zzhardmetal.en.made-in-china.com/product/TSEQydFOiZcw/China-Tungsten-Carbide-Plug-for-Drawing-Tube.html>).

El tapón cónico es el diseño general. Su geometría depende de diversos parámetros que serán analizados en mayor profundidad en el Capítulo 5. Los más importantes (ver Figura 2.15) son el ángulo de mandril (o semiángulo de cono  $\beta$ ), el diámetro inicial  $D_0$ , el diámetro final  $D_1$ , y su

longitud total, que consta de las longitudes de las partes cilíndricas  $L_a$  y  $L_p$ , y de la longitud de la parte cónica  $L_b$ . Estas longitudes permiten a su vez definir tres zonas en el tapón, de tal forma que tubo y tapón están en contacto en gran parte de la zona 2 y en toda la zona 3. El punto en el que se inicia el contacto entre tubo y tapón define el diámetro  $D_r$  en la zona 2. A la izquierda del punto de contacto inicial se localiza la longitud  $L_s$ , mientras que a la derecha se sitúa la longitud  $L_d$ .

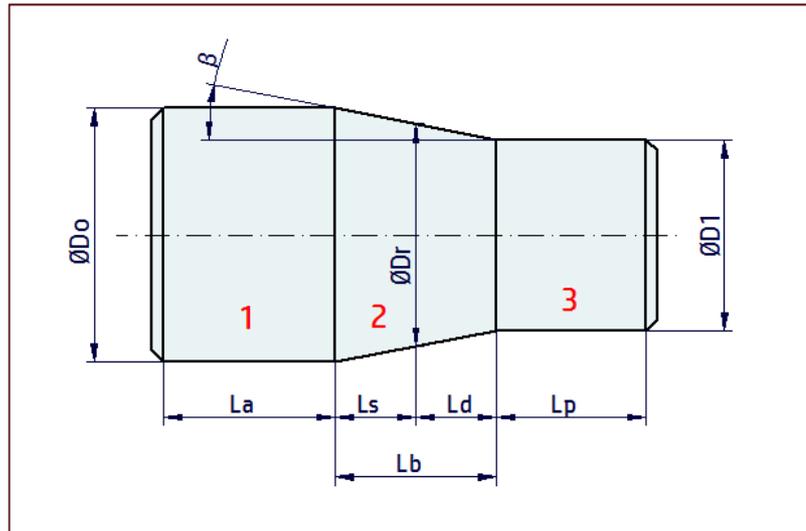


Figura 2.15. Geometría del mandril en el caso general de tapón cónico.

#### 2.3.8.4. Velocidad de estirado

La velocidad de estirado,  $v_{est}$ , tiene influencia sobre el rozamiento y sobre el comportamiento del material, aunque no influye demasiado en el valor de  $F_{est}$ . Generalmente, aumentando la velocidad de estirado se reduce el coeficiente de rozamiento; por contra, una velocidad excesiva puede deteriorar la superficie del tubo y la de la matriz, e incluso puede llegarse a la rotura del material. En el apartado 2.3.7 se indicaron velocidades típicas de estirado en banco. Además, los bancos de estirado suelen disponer de mecanismos que permiten modificar la velocidad, adecuándose al material y a la reducción deseada aunque, para una determinada operación, la velocidad de estirado será constante.

#### 2.3.8.5. Rozamiento y lubricación en las interfases matriz-tubo y tubo-mandril

El rozamiento es un fenómeno de gran complejidad y a la vez decisivo en el proceso de estirado de tubo y en los PCDPs en general. Parte de su complejidad radica en que, a nivel macroscópico, la interfase pieza-herramienta tiene una geometría bien definida, como se observa en la Figura 2.16, pero, como también se muestra en la imagen, a nivel microscópico tanto pieza como herramienta muestran picos, valles y asperezas que hacen el contacto real muy diferente al que parece observarse a nivel macro.

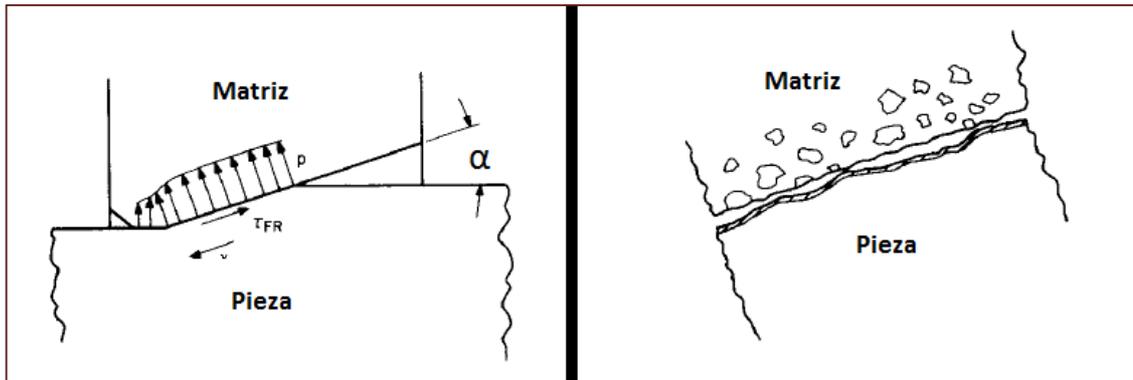


Figura 2.16. Parte izquierda: aspecto del contacto matriz-pieza a nivel macroscópico; Parte derecha: aspecto del contacto matriz-pieza a nivel microscópico, existiendo picos, valles y asperezas (adaptada de Lange, 1985).

Para reducir el rozamiento se emplea la lubricación, que, lógicamente, es de vital importancia a la hora de ejecutar el proceso de estirado de tubo. El efecto de la lubricación permite, además de reducir el rozamiento:

- Aumentar el tiempo de vida de las herramientas.
- Reducir la carga necesaria para la deformación.
- Evitar la aparición de algunos defectos superficiales, mejorando el acabado.
- Ayudar a disipar el calor generado durante la deformación plástica y por efecto del rozamiento.

Sin embargo, existe bastante dificultad para mantener una película de lubricante del espesor adecuado en el contacto entre tubo y herramientas. Esto es muy importante, sobre todo en el estirado de tubo con tapón, en el que la lubricación es un factor especialmente crítico. Si no es adecuada o resulta insuficiente, la temperatura y la presión pueden aumentar hasta alcanzar valores extremos, lo que provoca, no sólo la aparición de defectos superficiales en el tubo, sino la formación de grietas que avanzan rápidamente hacia el interior del material produciendo la fractura de aquel.

Como lubricantes se emplean diversos compuestos, que a su vez permiten clasificar el estirado de tubo en función de la lubricación (Kalpakjian y Schmid, 2014):

- Estirado en húmedo: es el método más utilizado; tanto tubo como herramientas se recubren con abundante lubricante en estado líquido. Se utilizan aceites sintéticos y minerales de diferente viscosidad, además de otros compuestos químicos en forma de emulsión. Los de menor viscosidad suelen emplearse en el estirado de tubo de aleaciones no férricas, como cobre, latón y aluminio. Para el estirado de aleaciones férricas, el lubricante suele presentar mayor viscosidad, siendo 0,10 un valor típico para el coeficiente de rozamiento en el estirado de tubo de acero (Lange, 1985). Además, la viscosidad también es un indicativo de la precisión, pues cuanto más viscoso sea el lubricante mejor será el acabado de la superficie.
- Estirado en seco: en este caso, la superficie del tubo se recubre con un lubricante en forma de polvo seco, por ejemplo, jabones de sodio u otros metales. Se genera una capa cristalina muy adherente que mejora el arrastre y la adherencia del lubricante en la superficie del metal. Este tipo de lubricación se puede utilizar tanto en aleaciones férricas

como no férreas, siendo en este caso 0,05 el valor típico para el coeficiente de rozamiento en el estirado de tubos de acero (Lange, 1985).

- Estirado con recubrimiento: se cubre el material con un compuesto metálico que actúa como lubricante al depositarse químicamente sobre la superficie del tubo, consiguiendo reducir el rozamiento durante el PCDP. Esta lubricación está indicada para el caso de aleaciones más difíciles de estirar como, por ejemplo, las aleaciones de titanio.
- Vibración por ultrasonidos: mediante esta técnica se inducen vibraciones generadas por ultrasonidos, tanto a material como a herramienta. Las vibraciones reducen las fuerzas, mejoran el acabado superficial, la vida de la matriz, y permiten mayores reducciones por pasada. Es un método poco utilizado a nivel industrial.

Por último, cabe mencionar que, aunque la lubricación no mejora la excelente precisión dimensional conseguida en el estirado de tubo, sí que influye positivamente. En la Figura 2.17 se puede ver una comparativa entre distintos procesos de fabricación y la calidad ISO obtenida, destacando los procesos de trefilado y de estirado de tubo (calidades ISO IT9 a IT11) como unos de los que alcanzan tolerancias más estrechas dentro de la categoría de PCDPs.

Proceso \ Calidad ISO	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
Forja libre					-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----
Forja de precisión		-----	-----	-----								
Extrusión en frío		-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----				
Laminación			-----	-----	-----	-----	-----					
Embutición profunda						-----	-----	-----	-----			
Estirado (tubo/alambre)					-----	-----	-----					
Torneado			-----	-----	-----	-----						
Rectificado	-----	-----	-----	-----								

Figura 2.17. Calidades ISO de tolerancias dimensionales que pueden obtenerse a partir de diferentes procesos de fabricación (PCDPs y mecanizado) (adaptada de Lange, 1985).

# CAPÍTULO 3. ACEROS AVANZADOS DE ALTA RESISTENCIA (AHSS)

## 3.1. Introducción

Los materiales metálicos son los más susceptibles de ser sometidos a procesos de conformado por deformación plástica, merced a su elevada ductilidad, que les permite experimentar grandes deformaciones sin llegar a la fractura, así como a otras propiedades como el endurecimiento por deformación en el caso de trabajo en frío. Dentro de los metales y sus aleaciones, cabe destacar la importancia e innumerables aplicaciones que presentan las aleaciones férricas; no en vano, buena parte de la producción mundial de materiales metálicos pertenece al hierro y sus aleaciones, debido fundamentalmente a la excelente combinación de resistencia, tenacidad y ductilidad con su relativo bajo coste.

Las aleaciones férricas se dividen en dos grandes grupos en función de su contenido en carbono. Así, los aceros contienen cantidades de carbono que oscilan entre el 0,05 y el 2,11%, mientras que en las fundiciones el contenido de carbono es mayor, variando a efectos prácticos entre el 2,11 y el 4,5% (Barroso *et al.*, 2008). Un incremento en el contenido de carbono aumenta la resistencia pero reduce la ductilidad y, en consecuencia, la conformabilidad de la aleación férrica, por lo que son los aceros los materiales de base hierro sobre los que se aplican los procesos de conformado por deformación plástica.

De forma general, los aceros se clasifican en dos grandes grupos según su composición: aceros al carbono y aceros aleados. En los aceros al carbono, el contenido de C oscila entre el 0,05 y el 2,11%, aunque normalmente no se sobrepasa el 1,4%, además de contener otros elementos denominados “*impurezas*”, que consisten en pequeños porcentajes de Si, P, S y Mn. Por su parte, los aceros aleados son aquellos que además de hierro, carbono e “*impurezas*”, contienen otros elementos en mayor o menor cantidad, como Ni, Cr, Mo, V, Cu, Al, W, Ti, Pb y B, con el objetivo de mejorar ciertas propiedades, como la resistencia mecánica, la dureza, o la resistencia a la oxidación y corrosión (aceros inoxidables).

El acero, en todas sus variantes, es, sin duda, uno de los materiales más importantes en la actualidad, pues está presente en todos los ámbitos de la civilización, desde la construcción de rascacielos a la fabricación de pequeños utensilios de cocina. Además, su producción sigue en aumento, hasta el punto de triplicarse en el último medio siglo, como se puede observar en la Figura 3.1, en la que destaca cómo China ha pasado de sólo un 2% en 1967 a controlar casi la mitad de la producción mundial en 2016.

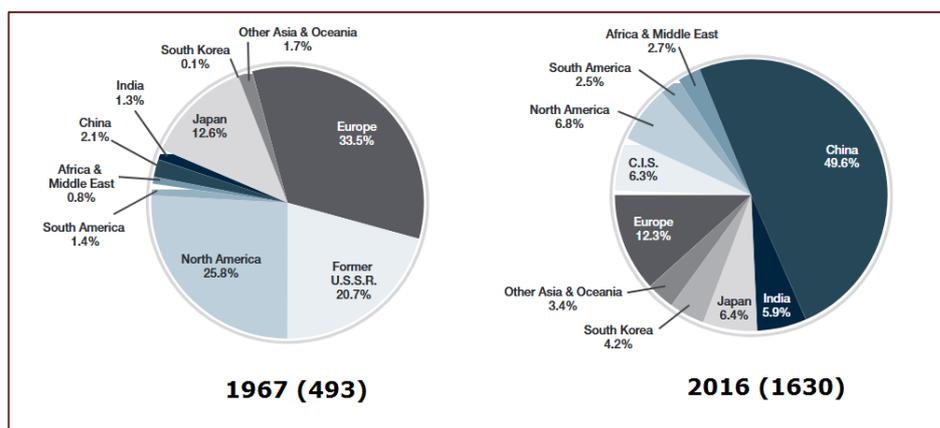


Figura 3.1. Comparación de la producción mundial de acero entre 1967 y 2016. Entre paréntesis, la cantidad anual producida a nivel mundial en millones de toneladas (<https://www.worldsteel.org/en/dam/jcr:0474d208-9108-4927-ace8-4ac5445c5df8/World+Steel+in+Figures+2017.pdf>).

En las últimas décadas, las políticas internacionales han abordado el problema creciente de la contaminación medioambiental, apostando por el I+D+i y el apoyo a empresas privadas para conseguir avances tecnológicos que sean más respetuosos con el entorno.

La industria automotriz constituye un sector altamente contaminante, por lo que, para cumplir con las restricciones derivadas de las políticas medioambientales a nivel nacional e internacional, está apostando fuertemente por diferentes líneas estratégicas cuya finalidad es la reducción del consumo de combustibles fósiles. Para lograrlo, se están desarrollando métodos más limpios de obtención de energía, por ejemplo con los automóviles eléctricos, así como reduciendo la emisión de contaminantes de los combustibles convencionales. En este último caso, el factor clave consiste en la reducción del peso de los componentes del vehículo, ya que, a menor peso menor consumo de combustible, y a menor consumo de combustible menores emisiones de gases nocivos a la atmósfera.

De forma complementaria con lo anterior, las políticas relacionadas con la seguridad vial se han vuelto más exigentes, por lo que, al mismo tiempo que se reduce el peso de un automóvil o de un vehículo industrial, es necesario cumplir con una serie de parámetros para que los materiales empleados en la fabricación respondan adecuadamente en caso de impacto y se mejoren aspectos ligados a la seguridad.

Para competir con los materiales ligeros, la industria acerera ha dedicado mucho esfuerzo con el fin de obtener aceros de elevada resistencia mecánica (menor espesor para unas mismas prestaciones) y alta absorción de energía por impacto, al tiempo que se mantenga una adecuada conformabilidad. Estos requerimientos se cumplen en los denominados Aceros Avanzados de Alta Resistencia, en adelante AHSS (“*Advanced High-Strength Steels*”), que son aquellos aceros caracterizados por unas tensiones de fluencia por encima de los 300 MPa y por resistencias máximas (*UTS, Ultimate Tensile Strength*) por encima de 600 MPa. Poseen complejas microestructuras con diferentes fases como bainita, ferrita, martensita y austenita retenida y, en general, presentan una capacidad de endurecimiento por deformación, resistencia mecánica y ductilidad superiores a las de los aceros convencionales (Fonstein, 2015). Actualmente, dadas sus características, las aplicaciones de estos aceros se están extendiendo a otros campos distintos al sector de la automoción.

## 3.2. Clasificación y procesado de los AHSS

### 3.2.1. Clasificación de los AHSS

Los AHSS son materiales relativamente nuevos, ya que las primeras referencias datan de la década de los 70 del siglo pasado (Meyer *et al.*, 1975) (Hayami y Furukawa, 1975). Por ello, al no existir aún una nomenclatura normalizada, se suelen emplear las nomenclaturas del consorcio ULSAB-AVC (“*UltraLight Steel Auto Body – Advanced Vehicle Concept*”) (<http://www.worldautosteel.org/projects/ulsab-avc-2/>), en las que se especifican la tensión de fluencia y la resistencia máxima después del acrónimo del tipo de acero, o simplemente el valor de dicha resistencia máxima. Por ejemplo, como se verá posteriormente, para un AHSS de doble fase con resistencia máxima de unos 1000MPa, su nomenclatura se corresponde con DP980.

Pese a lo novedoso de este tipo de materiales, los AHSS se pueden dividir ya en tres generaciones de acuerdo a su momento de desarrollo:

- Primera generación → incluye aceros que han sido desarrollados por completo y que se usan habitualmente en distintas aplicaciones. Comprenden los aceros de doble fase (“*Dual Phase*”), en adelante DP, los aceros de fase compleja (“*Complex Phase*”), en adelante CP, los aceros de plasticidad inducida por transformación (“*Transformation-Induced Plasticity*”), en adelante TRIP, y los aceros martensíticos (“*Martensitic*”), en adelante MS. En la Tabla 3.1, se muestra el rango de resistencia última de estos aceros, relacionado con su microestructura.

Tabla 3.1. Características principales de los AHSS de primera generación.

Primera generación AHSS	Microestructura	Rango de resistencia (MPa)
DP	ferrita+martensita	400-1000
CP	matriz de ferrita+bainita con pequeñas cantidades de perlita, martensita y austenita retenida	400-1000
TRIP	ferrita+martensita/bainita+austenita	500-1000
MS	martensita	700-1600

La primera generación de AHSS ha desplazado en la fabricación de componentes del automóvil a los denominados aceros de alta resistencia (“*High-Strength Steels*”), en adelante HSS, que son aquellos cuyas tensiones de fluencia están comprendidas entre 210 y 550 MPa, y resistencias mecánicas comprendidas entre 270 y 700 MPa (Fonstein, 2015). Como se deriva de su denominación, los AHSS se pueden considerar como una evolución de los HSS. En la Figura 3.2 se puede ver la localización de los AHSS de primera generación y de los HSS, de menor UTS aunque similar conformabilidad, en el espacio alargamiento-tensión.

Por otro lado, debido a su utilización ya común en muchas aplicaciones, sobre todo en el sector automotriz, en apartados posteriores se analizarán en más detalle los aceros DP y

TRIP, que además serán objeto de análisis por elementos finitos en el Capítulo 6, por supuesto aplicados al proceso de estirado de tubo en frío.

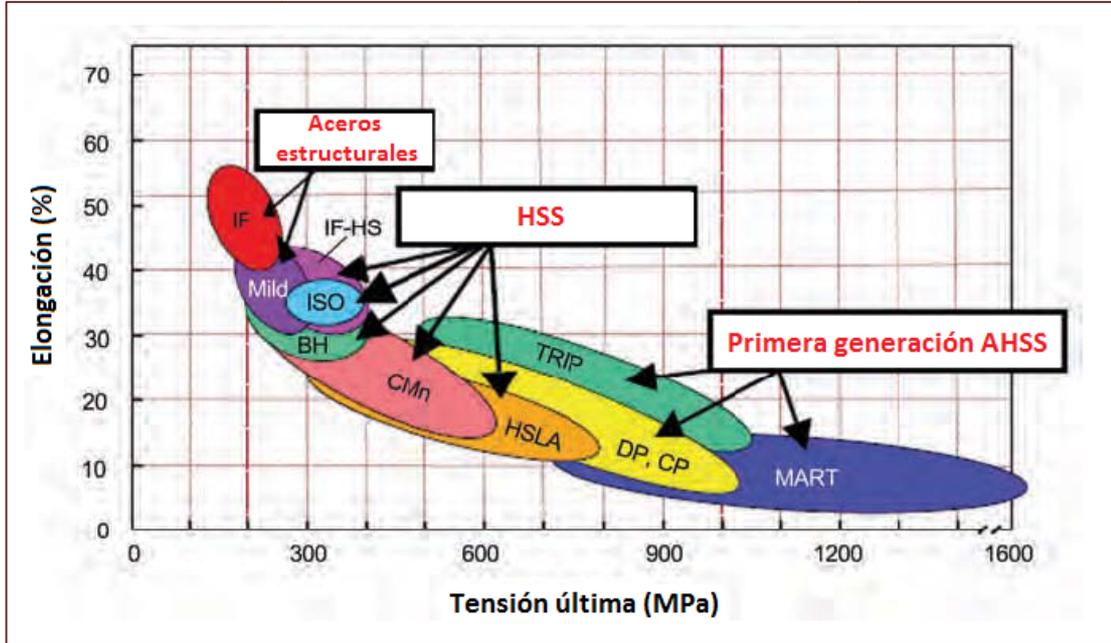


Figura 3.2. Situación de los aceros estructurales, HSS y AHSS de primera generación en el espacio alargamiento-resistencia máxima (adaptada de Demeri, 2013).

- Segunda generación → incluye aceros que han sido desarrollados y que ya han comenzado su transición hacia una aplicabilidad continua. Comprenden los aceros de plasticidad inducida por maclado (“*Twinning-Induced Plasticity*”), en adelante TWIP, los aceros de peso reducido con plasticidad inducida (“*Light-Weight Steels Induced Plasticity*”), en adelante L-IP, y los aceros inoxidables austeníticos (“*Austenitic Stainless Steels*”), en adelante AUST-SS. En la Tabla 3.2, se muestra el rango de resistencia última de estos aceros, relacionado con su microestructura.

Tabla 3.2. Características principales de los AHSS de segunda generación.

Segunda generación AHSS	Microestructura	Rango de resistencia (MPa)
TWIP	austenita retenida en una sola fase	1100-1650
L-IP	austenita retenida en una sola fase	850-1150
AUST SS	austenita retenida en una sola fase	900-1150

En la Figura 3.3 se ofrece la localización de los AHSS de segunda generación al representar la elongación frente a la resistencia máxima. Aunque estos aceros poseen unas magníficas propiedades de resistencia y ductilidad, su implantación a nivel industrial se ha ralentizado debido al elevado coste de algunos de sus aleantes, como Cr, Ni y Mn (Bhargava *et al.*, 2015).

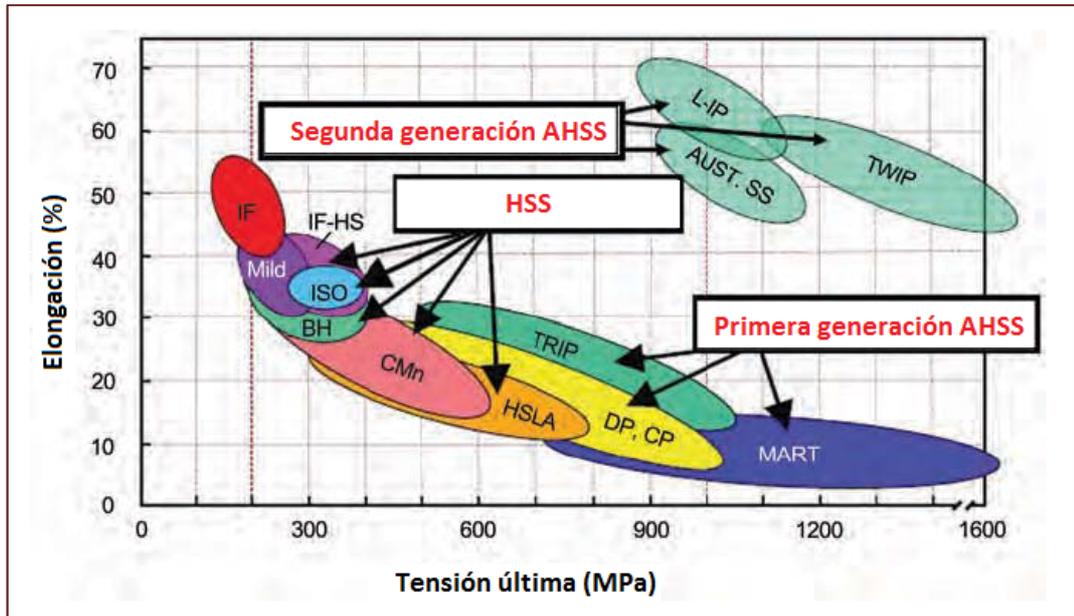


Figura 3.3. Situación de los HSS, AHSS de primera generación y AHSS de segunda generación en el espacio alargamiento-resistencia máxima (adaptada de Demeri, 2013).

- Tercera generación → se trata del grupo más novedoso de AHSS y todavía se encuentra en fase de I+D, aunque con algunas aplicaciones ya en el sector del automóvil (Fonstein, 2015). Su posición en el espacio alargamiento-resistencia máxima se muestra en la Figura 3.4, esto es, entre los AHSS de primera y segunda generación, con la mayor resistencia mecánica y una ductilidad situada entre los dos anteriores, de modo que se prevé que sean el grupo de aceros con mejor relación entre prestaciones y coste.

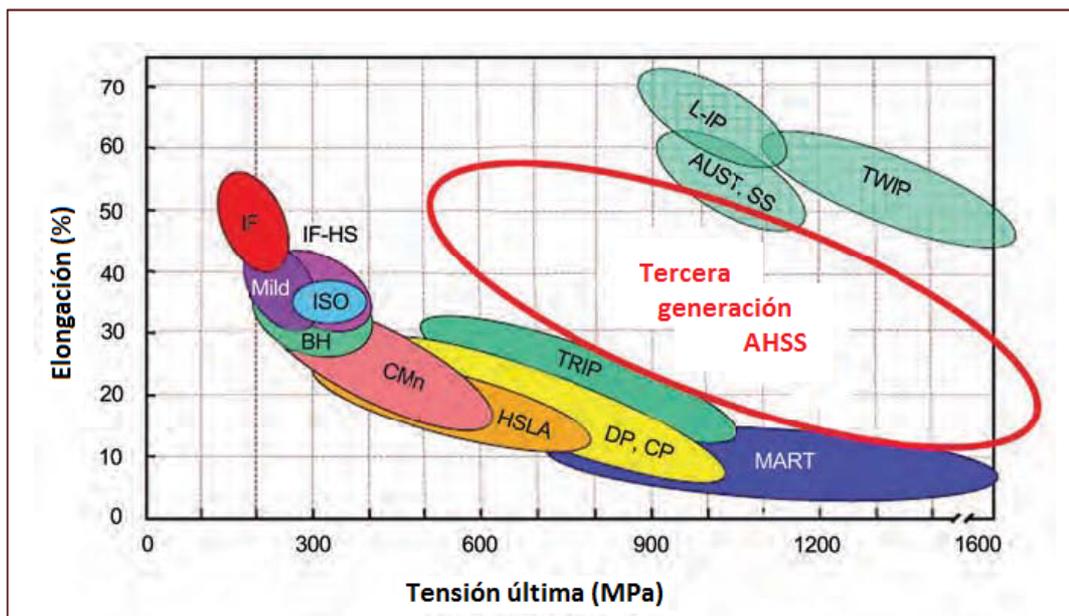


Figura 3.4. Situación de los AHSS de primera y segunda generación y ubicación adecuada para los AHSS de tercera generación en el espacio alargamiento-resistencia máxima (adaptada de Demeri, 2013).

### 3.2.2. Procesado termomecánico de los AHSS

Para comprender el procesamiento y características de los AHSS, conviene realizar una breve descripción de algunas de las fases sólidas y constituyentes estructurales presentes en el diagrama de fases del acero, que se muestra en la Figura 3.5.

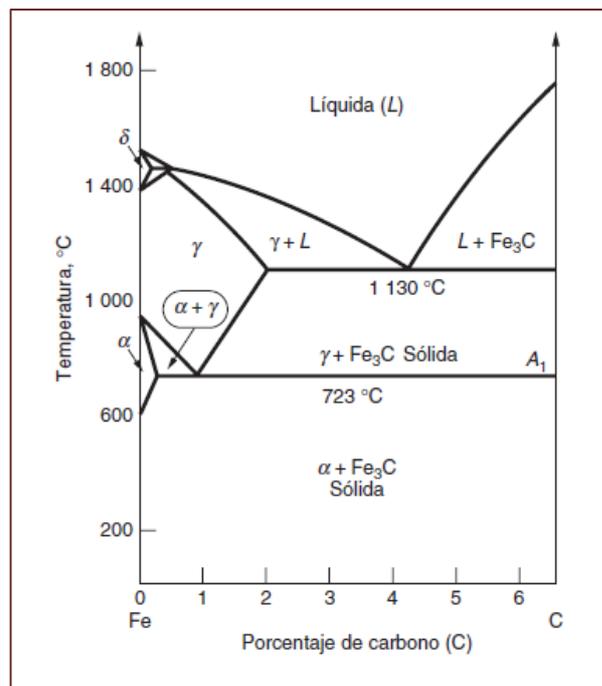


Figura 3.5. Diagrama de fases para el sistema hierro-carbono (hasta 6,67% de carbono) (adaptada de Groover, 2007).

- Ferrita ( $\alpha$ )  $\rightarrow$  se corresponde con una solución sólida intersticial de C en Fe- $\alpha$  con estructura cristalina BCC, siendo la única fase estable a temperatura ambiente y la más blanda del sistema.
- Austenita ( $\gamma$ )  $\rightarrow$  se corresponde con una solución sólida intersticial de C en Fe- $\gamma$ , cristalizando en la red FCC y no siendo estable por debajo de 723°C, como se observa en la Figura 3.5. Se trata de una fase dúctil y tenaz, siendo muy importantes las transformaciones austeníticas en los tratamientos térmicos de los aceros.
- Cementita ( $\text{Fe}_3\text{C}$ )  $\rightarrow$  es un compuesto intersticial que se forma cuando se excede el límite de solubilidad de C en ferrita  $\alpha$  por debajo de 723°C. Como se ve en la Figura 3.5, coexiste también con la austenita en el intervalo de temperaturas 723-1130°C, resultando ser una fase dura y frágil.

El enfriamiento de la austenita conduce a su transformación en distintos constituyentes en función de la velocidad de enfriamiento a la que se somete el acero una vez austenizado, transformaciones que se producen fuera del equilibrio (Barroso *et al.*, 2008).

- Perlita → constituyente eutectoide formado por láminas que se orientan en la misma dirección. Se forma por difusión a través de un enfriamiento lento de la austenita, pudiendo considerarse sus propiedades como intermedias entre las de la ferrita (blanda y dúctil) y las de la cementita (dura y frágil).
- Bainita → es un agregado de ferrita y cementita que se produce mediante procesos de difusión con una velocidad moderada de enfriamiento, no siendo posible su formación en los aceros al carbono si no se encuentran aleados.
- Martensita → se trata de una fase metaestable que se produce en los aceros por la transformación, sin difusión y casi de forma instantánea, de la austenita cuando el acero ha sido calentado hasta la región austenítica y enfriado muy rápidamente. La dureza y resistencia de la martensita están directamente relacionadas con el contenido en C y ambas aumentan conforme aumenta aquel. Por el contrario, la ductilidad disminuye conforme aumenta la presencia de carbono.

Los distintos grados de AHSS se producen a partir de un control del enfriamiento hasta la temperatura ambiente desde la fase austenítica ( $\gamma$ ) o bien desde la región de doble fase ferrita+austenita ( $\alpha+\gamma$ ), para generar un producto continuo en formato chapa, con distintos espesores, que después es almacenado en bobinas y cortado según necesidades. A grandes rasgos, los procedimientos metalúrgicos para la obtención de los AHSS de primera generación son (Demeri, 2013):

- Aceros DP → se producen al controlar el enfriamiento desde la fase austenítica (para productos laminados en caliente) o desde la región ferrita+austenita, para transformar parte de la austenita en ferrita antes de aplicar un rápido enfriamiento que transforme la austenita restante en martensita. Por tanto, presentan una microestructura con una matriz ferrítica y cantidades variables de martensita.
- Aceros TRIP → se producen mediante una transformación austenítica a temperatura moderada, con lo que se genera una matriz de ferrita y bainita, además de la presencia de martensita e importantes cantidades de austenita retenida, ésta última como consecuencia de la existencia de cantidades importantes de silicio.
- Aceros CP → siguen una transformación similar a la vista en los TRIP, formándose una matriz de ferrita+bainita; sin embargo, su composición química se ajusta para evitar demasiadas cantidades de austenita retenida, al mismo tiempo que se generan finos precipitados de fases martensítica y bainítica.
- Aceros MS → se producen mediante un rápido enfriamiento hasta la temperatura ambiente desde la fase austenítica, lo que da como resultado la transformación de la mayor parte de austenita en martensita.

Como se acaba de comprobar, la microestructura resultante del procesado de los AHSS juega un papel de vital importancia en las propiedades y características de estos materiales, ya que junto con la composición química determina sus propiedades mecánicas. De este modo, los aceros DP y CP, al contar con una matriz ferrítica con ciertas cantidades de martensita, presentan una elevada resistencia y buena ductilidad; los aceros TRIP, que poseen ferrita blanda, dura martensita y un contenido  $>5\%$  de austenita retenida, presentan la mejor combinación de

resistencia y ductilidad; y los aceros MS, de fase martensítica, presentan una muy elevada resistencia mecánica, aunque baja ductilidad.

En la Figura 3.6 se observa un interesante gráfico en el que se reflejan las rutas de procesado para la obtención de las microestructuras que definen a los AHSS de primera generación. El efecto de los aleantes se tratará en mayor profundidad, y de forma particular, al analizar los aceros DP y TRIP.

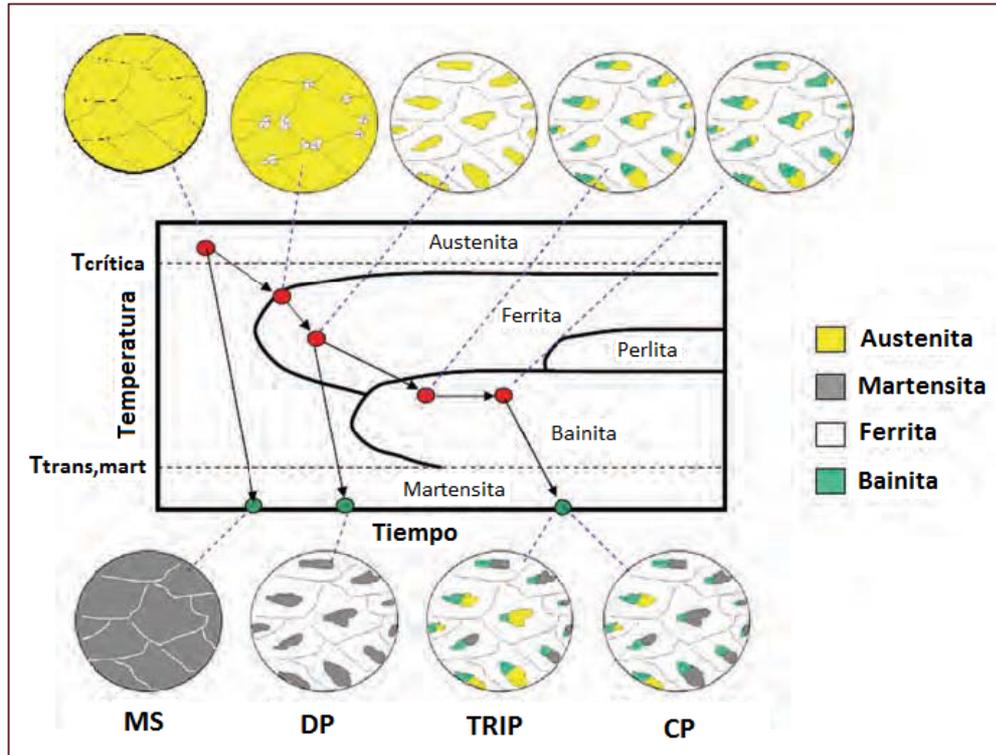


Figura 3.6. Enfriamiento desde la fase austenítica y desarrollo de microestructuras para los AHSS de primera generación (adaptada de Demeri, 2013).

### 3.3. Aceros DP

Los aceros de doble fase se utilizan ampliamente en la industria automotriz, debido a su excelente combinación de resistencia y ductilidad. Poseen resistencias máximas mayores que los aceros estructurales de similares tensiones de fluencia, exhibiendo a su vez un importante endurecimiento por deformación al ser conformados, consecuencia de la dispersión de la dura fase martensítica en la blanda fase ferrítica, formando una subestructura dentro de los granos ferríticos (Saeidi *et al.*, 2015). El estudio del endurecimiento por deformación de estos aceros se llevará a cabo en mayor profundidad en los capítulos 4 y 5.

Como se avanzó en apartados anteriores, los aceros DP presentan una microestructura mixta, que consiste en una matriz ferrítica y entre un 10% y un 40% en volumen de fase martensítica, lo que les permite alcanzar valores de resistencia a tracción en el rango 400-1000 MPa con una

ductilidad adecuada. La ferrita es la responsable de sus propiedades dúctiles, mientras que la martensita lo es de la alta resistencia mecánica, de modo que la fracción en volumen de martensita determina el nivel de resistencia del acero. Reduciendo el tamaño de grano, se incrementa sensiblemente la resistencia, aunque a costa de una pérdida de ductilidad. En la Figura 3.7 se muestra una micrografía del DP600, en la que se observan las islas de martensita en la matriz ferrítica.

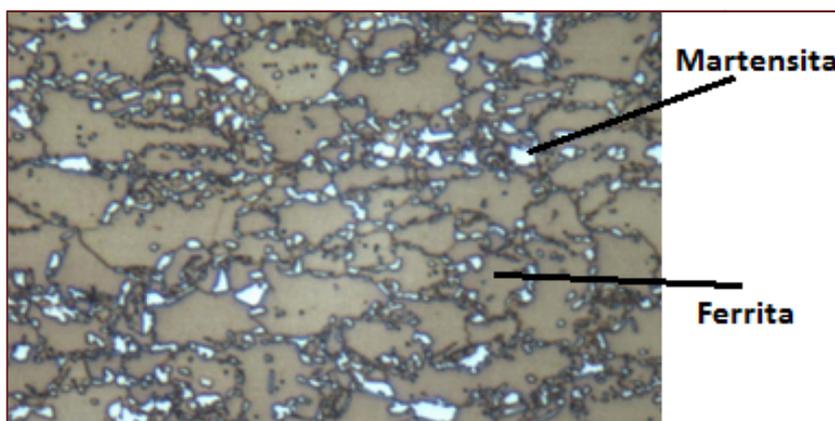


Figura 3.7. Microestructura del acero DP600 mostrando islas martensíticas en una matriz ferrítica (<http://automotive.arcelormittal.com/europe/products/AHSS/DP/ES>)

En lo que respecta a la composición química, los aceros DP tienen un amplio rango de composiciones que varía según el grado y denominación del acero, aunque los elementos de mayor presencia son C, Mn y Si, con pequeñas cantidades de otros elementos como Al, Ni, P y S. Es importante considerar que un contenido elevado de silicio aumenta la resistencia del acero, pero reduce su conformabilidad, mientras que para procesos como el estirado conviene que los porcentajes de fósforo y azufre presentes en el acero sean los mínimos posibles (Altan y Tekkaya, 2012). En la Tabla 3.3 se ofrece el espectro de composiciones químicas de algunos aceros DP de uso común.

Tabla 3.3. Composición química de algunos aceros de fase doble (<http://automotive.arcelormittal.com/europe/products/AHSS/DP/ES>).

Tipo de acero DP	Composición (% máx)		
	C	Mn	Si
DP450	0.08	1.60	0.40
DP500	0.14	1.60	0.40
DP600	0.14	2.10	0.40
DP800	0.17	2.20	0.60
DP980	0.18	2.40	0.60
DP1180	0.18	2.40	0.60

Tanto la composición química como la microestructura determinan las propiedades mecánicas de los AHSS en general, y de los DP en particular. En la Tabla 3.4 se muestran las propiedades mecánicas típicas de varios aceros DP. Comentar que, como resultado de sus elevados valores de resistencia máxima, los DP presentan, en general, un buen comportamiento a fatiga.

Tabla 3.4. Propiedades mecánicas de algunos tipos de aceros DP (<http://www.autosteel.org/>).

Tipo de acero DP	Tensión de fluencia (MPa)	Resistencia máxima <i>UTS</i> (MPa)	Alargamiento total (%)
DP500	310	528	28
DP600	379	624	24
DP800	448	785	17
DP980	907	1037	11

Por último, y aunque las aplicaciones generales de los AHSS se verán más adelante, conviene destacar que, además de su excelente combinación de resistencia, ductilidad y endurecimiento por deformación, los aceros DP presentan una elevada capacidad de absorción de energía. Por todo ello, son muy utilizados como componentes estructurales y de seguridad en automóviles, como se observa en los elementos mostrados en la Figura 3.8.



Figura 3.8. Ejemplos de componentes fabricados en aceros DP: izquierda, parachoques de 1,35 mm de espesor en DP1180; centro, refuerzo central de automóvil en DP980; derecha, llanta fabricada en DP600 (<http://automotive.arcelormittal.com/europe/products/AHSS/DP/ES>).

### 3.4. Aceros TRIP

Los aceros de plasticidad inducida por transformación son uno de los más nuevos e interesantes materiales desarrollados por la industria acerera, siendo los que poseen la mejor combinación resistencia-ductilidad de todos los AHSS de primera generación. El concepto de plasticidad inducida por transformación en los aceros TRIP se refiere a un mecanismo de

deformación donde la austenita retenida, con una fracción en volumen de entre un 5% y un 20%, se transforma en dura martensita durante la deformación plástica (Gronostajski, 2016). La transformación es instantánea y sin la presencia de mecanismos de difusión.

Los aceros TRIP poseen una compleja microestructura de bainita, martensita y austenita retenida embebidas en una matriz ferrítica. Esta combinación de fases les permite tener una elevada conformabilidad y resistencia inicial y una mejorada resistencia mecánica posterior a la deformación plástica, debida a la transformación de la austenita retenida en martensita. En la Figura 3.9 se muestra una micrografía de un acero TRIP típico, en la que se observan las distintas fases y constituyentes de su compleja microestructura, responsable en gran parte de sus excelentes propiedades. En esta imagen, parte de la austenita se ha transformado ya en martensita.

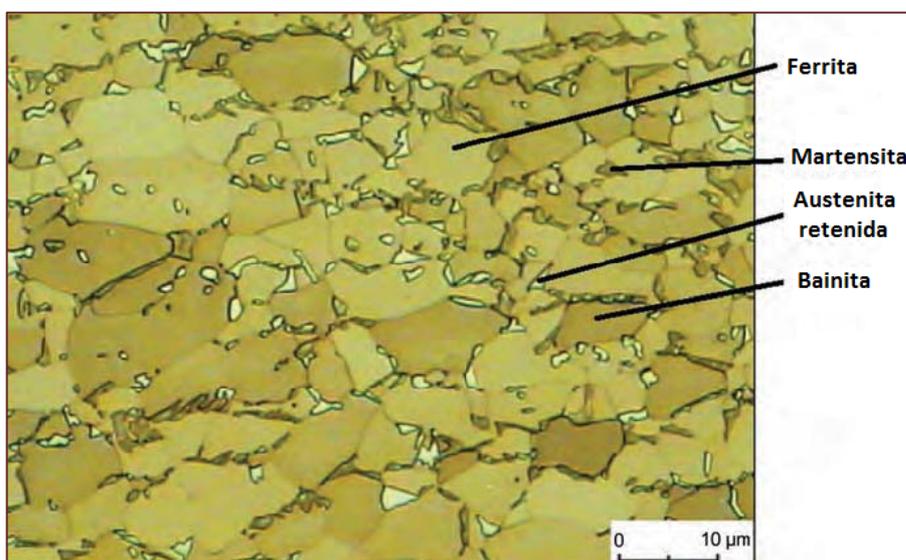


Figura 3.9. Microestructura de un acero TRIP mostrando sus diferentes fases y constituyentes (Demeri, 2013).

A nivel microestructural, la principal diferencia entre los aceros DP y los TRIP es la presencia en los segundos de austenita retenida y de bainita.

Los aceros TRIP contienen entre 0,1 y 0,4% de C, además de otros aleantes representativos como Si, Al, Ti, Ni y V. El silicio y el aluminio se utilizan principalmente para estabilizar la fase austenítica a temperatura ambiente, y además aceleran la formación de la matriz de ferrita+bainita suprimiendo la precipitación del  $Fe_3C$ , mientras que el titanio, el níquel y el vanadio se adicionan para mejorar la resistencia mecánica. El espectro de composiciones químicas de algunos aceros TRIP disponibles comercialmente se puede ver en la Tabla 3.5, en la que se indica el valor máximo en porcentaje de los elementos aleantes de mayor importancia.

Tabla 3.5. Composición química de algunos aceros TRIP (<http://automotive.arcelormittal.com/europe/products/AHSS/TRIP/ES>).

Tipo de acero TRIP	Composición (% máx)		
	C	Mn	Al+Si
TRIP 590	0.18	2.00	2.00
TRIP 690	0.20	2.00	2.00
TRIP 780	0.25	2.00	2.00

Teniendo en cuenta las tablas 3.3 y 3.5, se observa que los aceros TRIP contienen mayores cantidades de carbono que los DP, con el objetivo de estabilizar la austenita retenida a temperatura ambiente.

En la Tabla 3.6 se muestran las propiedades mecánicas típicas de varios aceros TRIP. Estos presentan los mejores atributos de ductilidad, a un determinado nivel de resistencia, de todos los AHSS de primera generación.

Tabla 3.6. Propiedades mecánicas de algunos tipos de aceros TRIP (Demeri, 2013) y (<http://www.autosteel.org/>).

Tipo de acero TRIP	Tensión de fluencia (MPa)	Resistencia máxima <i>UTS</i> (MPa)	Alargamiento total (%)
TRIP 590	380	590	26
TRIP 690	414	697	28
TRIP 780	505	793	29

La excelente conformabilidad de los aceros TRIP, unida a su elevada resistencia, hacen a estos materiales muy adecuados para aplicaciones de peso reducido y formas complejas. De hecho, piezas que no pueden conformarse en acero DP se fabrican en acero TRIP. Además, presentan como los DP una elevada capacidad de absorción de energía, de modo que son utilizados en componentes de protección frente al impacto en automóviles. En la Figura 3.10 se pueden ver algunos componentes del automóvil fabricados en aceros TRIP.



Figura 3.10. Ejemplos de componentes fabricados en aceros TRIP: izquierda, refuerzo de pie central de 1,2 mm de espesor en TRIP780; derecha, travesaño de parachoques de 1,6 mm de espesor fabricado en TRIP780 (<http://automotive.arcelormittal.com/europe/products/AHSS/TRIP/ES>).

### 3.5. Aplicaciones de los AHSS

En el apartado introductorio de este capítulo, se vio cómo los AHSS fueron desarrollados por la industria del acero para ser utilizados eminentemente en el sector automovilístico. Por ello, las aplicaciones de mayor importancia en la actualidad se encuentran en dicho sector, hasta el punto de pasar a constituir en 2015 casi un 35% del material para la construcción de chasis y otras estructuras del automóvil, mientras que en 2007 el porcentaje era de sólo un 9,5%, como se observa en la Figura 3.11.

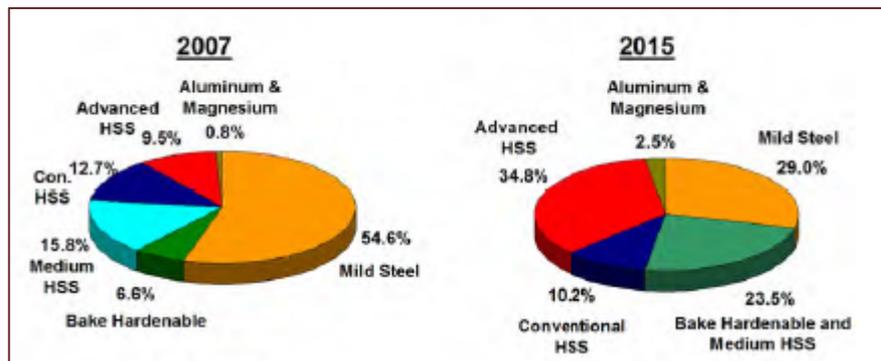


Figura 3.11. Comparación de los porcentajes de aleaciones utilizados para la construcción de chasis y otras estructuras del automóvil entre 2007 y 2015 (Keeler *et al.*, 2017).

Pese a lo anterior, las características de los AHSS hacen que sean adecuados en aquellas aplicaciones en las que se requiera una elevada resistencia y donde la reducción de peso sea un factor vital, por lo que también se emplean cada vez más en las industrias naval, aeroespacial, civil y militar.

#### 3.5.1. Aplicaciones de los AHSS en la industria automotriz

La industria automotriz es una de las mayores consumidoras de acero (aproximadamente el 16% de la producción mundial). En dicha industria, las aplicaciones de los AHSS se centran en las siguientes áreas (Demeri, 2013):

- Mejora de las propiedades frente al impacto (frontal, trasero y lateral) mediante el incremento de los niveles de resistencia y una mayor capacidad de absorción de energía.
- Reducción del peso del vehículo, mediante el empleo de piezas con iguales prestaciones mecánicas que las de otras aleaciones, pero de menor espesor y, en consecuencia, de menor peso.
- Reducción del consumo de combustible, como consecuencia de la reducción de peso.
- Reducción de emisiones de gases de efecto invernadero, consecuencia de la reducción en el consumo de combustible.

Otros criterios importantes a la hora de utilizar AHSS incluyen una mejora en la resistencia a fatiga, conformabilidad y soldabilidad. Actualmente, mediante el uso de AHSS se ha conseguido

reducir la masa de la estructura del vehículo en, al menos, un 25%. La tercera generación de AHSS, todavía en desarrollo, podría suponer una reducción de hasta el 35%. En la Figura 3.12, se muestra el chasis-estructura de un utilitario convencional, formado en un 51% por AHSS.



Figura 3.12. Chasis-estructura del KIA Sportage, formado en un 51% por AHSS (Keeler et al., 2017).

La utilización de los AHSS de primera y segunda generación, y la prevista de los de tercera generación, supone un aumento considerable en el ahorro de combustible, permitiendo una reducción importante de emisiones a la atmósfera. Se estima que para un vehículo típico, al reemplazar el acero convencional (estructural y HSS) por los AHSS, se pueden reducir hasta 2,2 ton las emisiones durante el ciclo de vida del automóvil. Teniendo en cuenta la inmensa cantidad de vehículos circulando a nivel mundial, la reducción total en las emisiones de gases nocivos será increíblemente elevada. De hecho, y en consonancia con lo reflejado en la Figura 3.11, la tendencia en el uso de AHSS seguirá en aumento en los próximos años, como se desprende de la Figura 3.13.

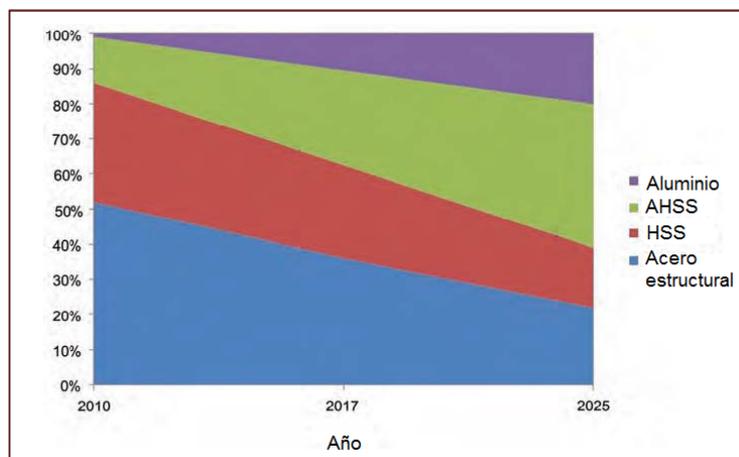


Figura 3.13. Tendencia actual y futura en el empleo de distintos materiales para la fabricación del chasis-estructura de un vehículo (Demeri, 2013).

Por otro lado, el empleo de los AHSS también cuenta con algunos inconvenientes, que pasan a resumirse a continuación:

- Puesto que el módulo de elasticidad  $E$  es el mismo para todos los aceros, al obtener productos de menor espesor se reduce la rigidez a flexión, ya que ésta depende de  $E$  y de los atributos geométricos.
- Debido a que los AHSS exhiben un importante endurecimiento por deformación, la energía necesaria para llevar a cabo su conformado será superior a la necesaria para los aceros convencionales de igual resistencia. Además, esto también repercute en mayores costes derivados del uso de herramientas, lubricantes, etc.
- La resistencia a la corrosión de los AHSS (excepto en los AUST SS) es similar a la de los aceros al carbono, por lo que menores espesores provocarán una oxidación más rápida bajo unas mismas condiciones.

### 3.5.2. Aplicaciones de los AHSS en otras industrias

Todavía es muy reciente la implantación de los AHSS en otras industrias distintas a la automotriz, pero los beneficios en cuanto a la reducción de peso hacen que estos materiales se extiendan cada vez más a otros campos. Ejemplos en los que se prevé el empleo de los AHSS para mejorar las prestaciones y reducir costes son:

- Plataformas *off-shore*.
- Puentes.
- Estructuras y vehículos militares (tanques, submarinos, aviones, etc.).
- Construcción de barcos (posibilidad de construir cargueros más grandes).
- Industria aeroespacial, en la que conseguir una elevada resistencia con un peso reducido es esencial.

### 3.5.3. Estructuras tubulares de AHSS

En el Capítulo 2 se comentó la enorme demanda mundial que presentan los productos tubulares, desde pequeñas agujas quirúrgicas a grandes depósitos a presión. Algunos de estos tubos se fabrican sin costura, directamente por laminación y perforado o por extrusión, mientras que otros se fabrican con costura por laminación y soldadura, aunque en ambos casos el producto es susceptible de ser estirado en frío mediante el empleo de herramienta interna o mandril (tubos DOM).

Puesto que los AHSS tienen su mayor campo de acción en la industria automotriz, es muy importante conocer cómo se fabrican los tubos de estos materiales en dicha industria. Debido a que las preformas siempre tendrán un formato chapa, en distintos espesores, el conformado de tubo AHSS se lleva a cabo comúnmente mediante la laminación y posterior soldadura por alta frecuencia, es decir, mediante el proceso descrito en el apartado 2.2.4. También está muy extendido el hidroconformado, pero como se dijo en el Capítulo 2, no será tenido en cuenta en este trabajo.

Lógicamente, el estirado en frío de los tubos AHSS mejora sus propiedades mecánicas, consecuencia del fenómeno de endurecimiento por deformación, que será tratado en más

profundidad en el Capítulo 4. Además, pese a que la laminación y soldadura generan productos con tolerancias estrechas, el estirado incrementa la precisión dimensional y la concentricidad de los tubos conformados (Keeler *et al.*, 2017).

No existe demasiada información en la literatura acerca de los tubos AHSS. Como ejemplo, se incluyen en la Tabla 3.7 las propiedades mecánicas de algunos tubos de estos materiales utilizados actualmente como componentes del chasis-estructura en varios automóviles.

Tabla 3.7. Propiedades mecánicas de algunos tubos AHSS para componentes de automoción (Keeler *et al.*, 2017).

Tipo de tubo AHSS	Tensión de fluencia (MPa)	Resistencia máxima <i>UTS</i> (MPa)	Alargamiento total (%)
DP 600	450	600	27-30
DP 800	600	800	16-22
MS 1200	1150	1200	5-7

En lo que respecta a productos tubulares comerciales, se puede poner como ejemplo la gama de tubos AHSS de la acerera sueca SSAB. En la Figura 3.14 se puede contemplar una imagen de estos tubos, donde se observa la inexistencia de discontinuidades en su superficie, consecuencia del estirado en frío posterior al conformado por laminación y soldadura (tubo con costura).

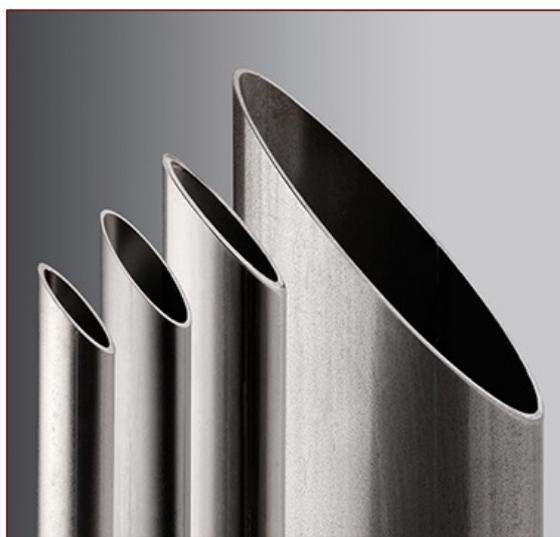


Figura 3.14. Tubo AHSS Docol 590 de la empresa sueca SSAB (<http://www.ssab.es/products/steel-categories/precision-tubes/products/docol-tube-590>).

Los tubos AHSS se utilizan ampliamente en automoción, tanto los conformados por laminación y soldadura, con o sin un estirado en frío posterior, como los hidroconformados. En la Figura 3.15 se puede ver una muestra de algunos componentes tubulares del automóvil, muchos de los cuales se fabrican ya en AHSS.

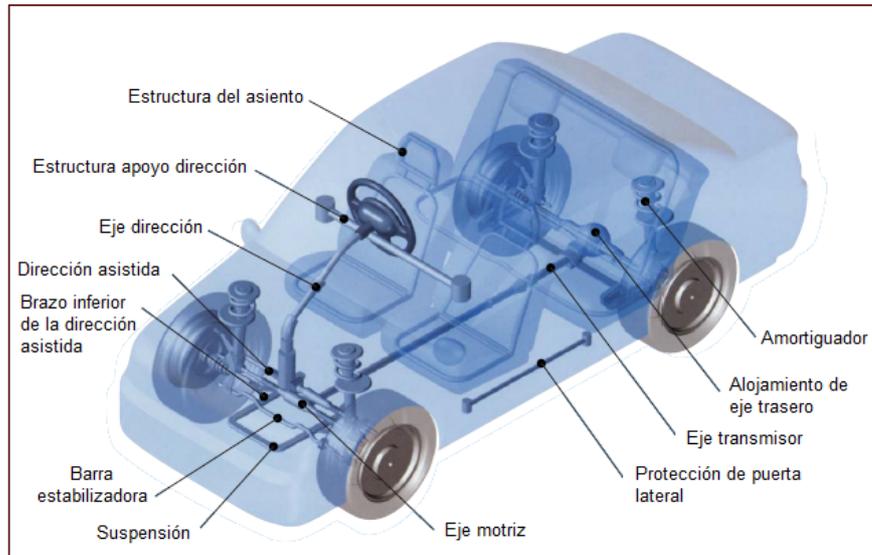


Figura 3.15. Componentes tubulares del automóvil, algunos de los cuales se fabrican comúnmente en AHSS (<http://www.jfe-steel.co.jp/en/products/pipes/index.php>).

En la Figura 3.16 se observan otros componentes tubulares de menor tamaño en un vehículo, que todavía suelen fabricarse como tubos sin costura estirados en frío, pero que son candidatos a ser sustituidos por tubos AHSS de menor espesor a iguales prestaciones.

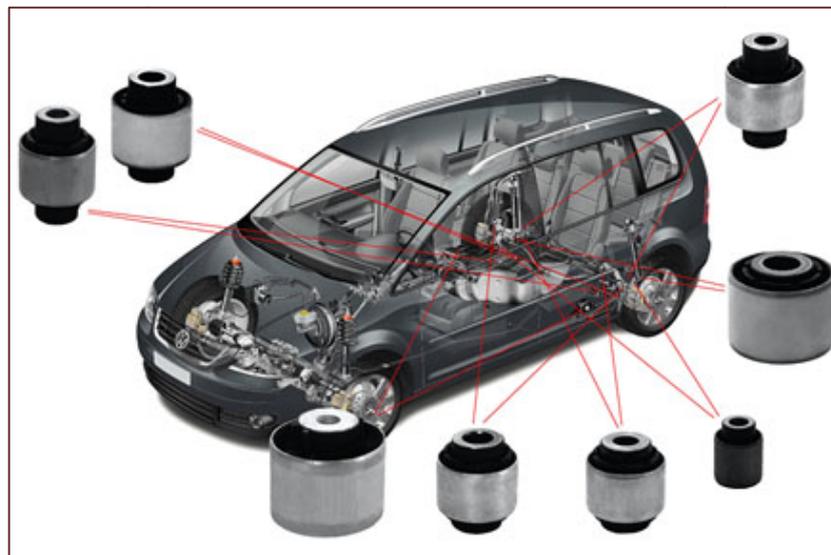


Figura 3.16. Componentes tubulares del automóvil, generalmente fabricados como tubos sin costura estirados en frío (<http://www.tubosdeacero.eu/Tubos-de-precision>).

La fabricación de tubos AHSS se está extendiendo también a otros campos de la ingeniería, como la hidráulica (Wilbanks, 2014), la aviónica y cualquier otro sector en el que la reducción de peso sea un factor clave.

# CAPÍTULO 4. REVISIÓN DE MÉTODOS PARA EL ANÁLISIS DE ESTIRADO DE TUBO

## 4.1. Introducción

Para el diseño y análisis de cualquier PCDP, resulta de vital importancia establecer una evaluación adecuada de los principales parámetros que intervienen en el proceso, así como conocer el comportamiento tanto del material a conformar como del material conformador. Evidentemente, cuanto más profundo sea el conocimiento del proceso de conformado, mayores serán las posibilidades de optimización del mismo. A dicho conocimiento se puede acceder de múltiples formas: a través de la experiencia puramente empírica (metodología empleada desde la antigüedad); mediante un estudio teórico amparado por resultados experimentales (métodos analíticos desarrollados desde finales del siglo XIX hasta mediados del XX); o bien, utilizando simulaciones respaldadas por análisis experimentales y/o teóricos (metodología que se ha implantado en las últimas décadas, fruto de la evolución del cálculo computacional). Todas estas metodologías, a su nivel, ofrecen resultados satisfactorios, pero es la combinación teoría-simulación-experimentación la que otorga la posibilidad de una sólida y continua optimización, consecuencia del estudio de un mayor número de parámetros.

Según Kobayashi (1989), en el diseño de un PCDP se pueden distinguir las siguientes etapas básicas:

- Establecimiento de las relaciones cinemáticas entre la parte que se deforma y la que no se deforma, prediciendo así el flujo de material.
- Establecimiento de los límites de conformado, determinando si es posible la deformación de la pieza sin defectos internos y/o superficiales.
- Predecir las fuerzas necesarias para producir el conformado y, en base a ellas, elegir o diseñar el equipamiento más adecuado.

Las etapas anteriores involucran, por un lado, una adecuada caracterización del material conformado, para conocer, por ejemplo, cómo y cuando se produce el flujo plástico del mismo, y por otro lado, el establecimiento de las hipótesis oportunas que modelen ciertos fenómenos físicos, con el fin de obtener las distintas variables de interés antes, durante y después del proceso, hipótesis también aplicables al material.

En este capítulo, se realizará un resumen de los conceptos elastoplásticos más importantes relacionados con la caracterización de materiales, así como una revisión de los principales métodos analíticos para el estudio del proceso de estirado de tubo en sus distintas variantes, estableciendo la simulación como método óptimo de análisis de PCDPs, que además será el utilizado en este trabajo, como se verá en los próximos capítulos.

## 4.2. Caracterización de materiales. Fundamentos de plasticidad

### 4.2.1. Tensión y deformación verdaderas

La determinación de las propiedades mecánicas de un material se puede llevar a cabo a partir de diversos ensayos experimentales, siendo el ensayo de tracción el más universalmente empleado. Consiste en aplicar una carga creciente de tracción uniaxial sobre una probeta de longitud calibrada, registrando la carga necesaria para producir un determinado alargamiento en la probeta hasta que se produce la rotura de la misma (Shackelford, 2007).

Durante el ensayo de tracción, la relación entre la carga aplicada en un instante,  $F$ , y la sección original de la probeta,  $A_o$ , define la tensión ingenieril o tensión convencional  $s$ :

$$S = \frac{F}{A_o} \quad (4.1)$$

Por su parte, la relación entre la variación de longitud de la probeta respecto a su longitud original, en cualquier punto del ensayo, y su longitud inicial, define la deformación unitaria o deformación ingenieril  $e$ :

$$e = \frac{L - L_0}{L_0} = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (4.2)$$

Con los datos obtenidos mediante las ecuaciones (4.1) y (4.2), se puede construir una curva en la que se represente la tensión  $S$  en función de la deformación  $e$ , curva que es característica del material ensayado, y que permite determinar algunas de sus propiedades mecánicas. Sin embargo, esta curva no da una información verdadera acerca de las características de la deformación de un material, puesto que está completamente basada en las dimensiones originales del sólido, y éstas cambian continuamente a lo largo del ensayo de tracción.

Por tanto, es necesario establecer una tensión y una deformación basadas en dimensiones instantáneas, lo que es de gran importancia en el ámbito de la deformación plástica. Así, se define la deformación verdadera o logarítmica como:

$$\varepsilon = \int_{L_0}^L d\varepsilon = \int_{L_0}^L \frac{dl}{l} = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right)$$

relacionada con la deformación unitaria mediante:

$$\varepsilon = \ln(1 + e)$$

Por su parte, la tensión verdadera se puede definir como la carga dividida por la sección en un determinado instante, a diferencia de la tensión ingenieril que sólo considera la sección original. Esta distinción es importante en los PCDPs, de forma que la tensión verdadera se puede expresar como:

$$\sigma = \frac{F}{A} = \frac{F}{A_0} \frac{A_0}{A} \quad (4.3)$$

Además, puesto que en un PCDP es adecuado asumir que el volumen del sólido permanece constante durante la deformación (los cambios de densidad medidos en metales después de someterlos a grandes deformaciones plásticas son menores del 0,1% (Dieter, 1988)), entonces:

$$A_0 L_0 = A_f L_f$$

De este modo, la deformación verdadera, referida a la longitud final del sólido, toma la forma:

$$\varepsilon = \ln\left(\frac{L_f}{L_0}\right) = \ln\left(\frac{A_0}{A_f}\right) \quad (4.4)$$

Con la tensión y la deformación verdaderas se construye una curva tensión-deformación, mediante la que quedan definidas muchas propiedades mecánicas del material, tales como módulo de elasticidad ( $E$ ), tensión de fluencia ( $Y$ ), resistencia máxima ( $UTS$ ), ductilidad, tenacidad, etc.

Como se dijo en el Capítulo 2, los materiales metálicos son los más ampliamente utilizados en los PCDPs, consecuencia de su gran disposición para ser deformados plásticamente. Para alcanzar dicha deformación plástica, la tensión de fluencia,  $Y$ , presenta una inmensa relevancia, pues a partir de ésta el metal empieza a fluir plásticamente, de tal forma que tensión y deformación presentan una relación no lineal, quedando el material deformado permanentemente una vez retirada la carga.

#### 4.2.2. Deformación plástica. Criterios de fluencia

Como ya se ha comentado, la deformación plástica conlleva una deformación permanente del material, que pasa por ser el objetivo principal de cualquier PCDP. La deformación permanente está vinculada al movimiento de dislocaciones, en el que ciertos granos favorablemente orientados en un material policristalino (por ejemplo, una aleación metálica) inducen la activación de dislocaciones en aquellos granos con orientación desfavorable, como consecuencia de una concentración de tensiones cortantes (por ejemplo, en los aceros DP el movimiento de dislocaciones sucede principalmente en la dúctil matriz ferrítica). Investigaciones teóricas y experimentales demuestran que, en general, el movimiento de dislocaciones está relacionado con las direcciones cristalográficas y con el tipo de empaquetamiento atómico, es decir, con un sistema de deslizamiento. Por ejemplo, en un metal BCC, como la ferrita vista en el Capítulo 3, existen numerosos sistemas de deslizamiento que se activan simultáneamente, provocando que este tipo de material sea muy susceptible de ser deformado plásticamente (Banabic *et al.*, 2000).

El movimiento de dislocaciones explica, a nivel macroscópico, el fenómeno físico que desencadena la deformación plástica, sin embargo, para el análisis teórico es necesario postular un modelo matemático que exprese cuál es el estado tensional que producirá la fluencia en un determinado material (Hosford y Caddell, 2011). Esto se consigue con el establecimiento de un criterio de fluencia, que resulta especialmente importante cuando se tiene un estado de tensiones

tridimensional, en el que no es posible predecir el comienzo de la fluencia, a diferencia de lo que sucede en un estado de tensión uniaxial, donde, como se vio en el apartado anterior, la fluencia se puede determinar mediante un ensayo de tracción. Cuanto más complejo sea el estado tensional en la pieza conformada, más complicado será predecir el punto en el que comienza la región plástica.

Todos los criterios de fluencia para materiales isótropos se expresan en la forma:

$$f[(\sigma_2 - \sigma_3), (\sigma_3 - \sigma_1), (\sigma_1 - \sigma_2)] = C$$

donde  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  y  $\sigma_3$  son las tensiones principales, y  $C$  es una constante.

A continuación, se analizan brevemente los dos criterios de fluencia más importantes, el de Von Mises y el de Tresca.

#### 4.2.2.1. Criterio de la energía de distorsión de Von Mises

Este criterio (Von Mises, 1913), postula que la fluencia ocurrirá cuando el segundo invariante de la tensión desviadora ( $J_2$ ) alcance un cierto valor crítico. Esto es,

$$J_2 = k^2 \quad (4.5)$$

La tensión desviadora representa los esfuerzos tangenciales en el estado total de tensiones. En particular, el segundo invariante de dicha tensión viene dado por

$$J_2 = \frac{1}{6}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \quad (4.6)$$

Para evaluar la constante  $k$ , se supone un ensayo de tracción hasta la fluencia mediante un estado de tensión uniaxial ( $\sigma_1 = Y, \sigma_2 = \sigma_3 = 0$ ). Teniendo en cuenta este ensayo e igualando las ecuaciones (4.5) y (4.6), se tendrá:

$$\frac{1}{6}[Y^2 + Y^2] = k^2$$

$$2Y^2 = 6k^2$$

$$k = \frac{Y}{\sqrt{3}} \quad (4.7)$$

Sustituyendo la ecuación (4.7) entre (4.5) y (4.6), se obtiene la expresión usual del criterio de Von Mises o tensión equivalente de Von Mises:

$$\sigma_{VM} = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2} \quad (4.8)$$

Como se desprende de la expresión (4.8), el criterio de Von Mises es independiente del signo de las tensiones, al estar elevadas al cuadrado, por lo que no es necesario conocer cuáles son las tensiones principales de mayor o menor valor (recordar que, por convenio,  $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ )

Este criterio también se conoce como el de la energía de distorsión (Hencky, 1923), de modo que la fluencia ocurrirá cuando la energía de distorsión sobrepase un valor crítico. La energía de distorsión es aquella parte del total de la energía de deformación por unidad de volumen que está relacionada con el cambio de forma como una oposición de un material incompresible a modificar su volumen.

#### 4.2.2.2. Criterio de la tensión cortante máxima de Tresca

Este criterio (Tresca, 1864) establece que la fluencia ocurrirá cuando la tensión cortante máxima,  $\tau_{max}$ , alcance un valor crítico  $k$ , que es el valor de la tensión cortante en un ensayo de tracción uniaxial ( $\sigma_1 = Y, \sigma_2 = \sigma_3 = 0$ ), es decir,

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}$$

$$\tau_{max} = \tau_{critica} = k$$

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 2k \quad (4.9)$$

$$k = \frac{Y}{2} \quad (4.10)$$

Comparando ambos criterios, se comprueba que la mayor diferencia entre ellos se produce para tensión cortante pura. En ese caso, según el criterio de Von Mises, se requiere un valor de tensión cortante crítica un 15% más alto para iniciar la fluencia que el criterio de Tresca, que es más restrictivo.

Por otro lado, desde un punto de vista puramente matemático, el criterio de Von Mises es más complejo que el de Tresca, y ya que no existe una gran diferencia entre ambos, por simplicidad se puede adoptar un criterio de Tresca "*modificado*", de tal forma que, para aumentar la precisión, se sustituye el término  $2k$  en la ecuación (4.9) por  $mY$ , siendo  $m$  una constante empírica cuyo valor estará comprendido entre 1 y la máxima diferencia entre ambos criterios, esto es,  $2/\sqrt{3}$ . Como  $2/\sqrt{3} \cong 1,155$ , se puede considerar como una buena aproximación:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 2k = 1,155Y \quad (4.11)$$

### **4.2.3. Endurecimiento por deformación**

En relación con el movimiento de dislocaciones causante de la deformación plástica, conviene establecer el concepto de densidad de dislocaciones, que se define como la longitud total de dislocaciones que existe en un determinado volumen dividido por dicho volumen. En un material recocido o sin deformar, su valor es del orden de  $10^7 \text{ cm}^{-2}$ , mientras que después de un conformado en frío, el valor se incrementa notablemente hasta  $10^{12} \text{ cm}^{-2}$  (Banabic et al., 2000).

El incremento en la densidad de dislocaciones provoca el denominado endurecimiento por deformación, en el que se produce un aumento de resistencia mecánica a medida que lo hace la deformación. Casi todos los metales, en mayor o menor grado, se endurecen al ser deformados, pues los bordes de grano y la diferencia de orientación de los planos de deslizamiento de su estructura policristalina actúan como obstáculos adicionales para el movimiento de dislocaciones, fomentando así el fenómeno de endurecimiento, y alcanzando ciertos niveles de acritud.

#### **4.2.3.1. Curva de fluencia. Ecuaciones constitutivas para el modelado del endurecimiento por deformación**

En el tratamiento teórico de problemas de plasticidad, resulta conveniente representar la curva tensión-deformación verdaderas mediante una ecuación empírica adecuada que involucre ciertas constantes para conseguir una curva ajustada y acorde con los resultados experimentales que describen el comportamiento del material.

Las ecuaciones empíricas que definen el flujo plástico, que son muy importantes para el análisis, simulación y diseño de los PCDPs, se pueden dividir en dos grandes grupos, cada uno de ellos caracterizado por diferentes parámetros de deformación. Algunos modelos, los del primer grupo, son de aplicación en el conformado en frío, mientras que otros, los del segundo grupo, de mayor complejidad, son aplicables generalmente al conformado en caliente y en semicaliente.

La precisión de un modelo de material depende tanto de su estructura matemática como de la determinación experimental de los parámetros empleados en el modelo. La expresión matemática debe tener en cuenta los fenómenos físicos que ocurren en el material, que dependerán del tipo de material, de las condiciones de conformado y de la historia de deformación.

La mayor parte de los metales dúctiles cuando se trabajan en frío presentan un comportamiento elástico con endurecimiento por deformación, es decir, obedecen a la Ley de Hooke en la región elástica y, una vez superado el límite elástico, comienzan a fluir en el campo plástico. Como se dijo anteriormente, una deformación continua requiere un esfuerzo siempre incremental, de tal forma que a medida que aumenta la deformación, también lo hace la tensión necesaria para seguir con la fluencia. En la Figura 4.1 se puede ver un ejemplo del tipo de curva que define la relación tensión-deformación en el campo plástico, denominada curva de fluencia, que puede ser ajustada empíricamente para conseguir un adecuado modelo que describa cada material.

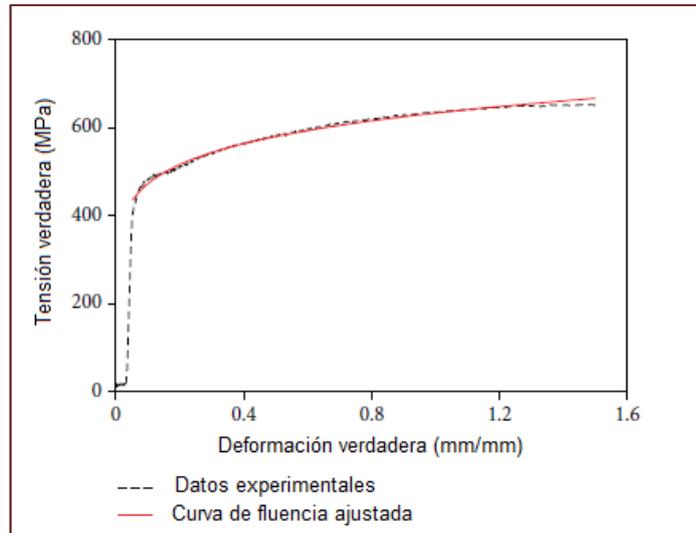


Figura 4.1. Curva de fluencia del acero AISI-1010 (adaptada de Hsia y Chou, 2015).

Las ecuaciones más comúnmente usadas para ajustar matemáticamente el comportamiento experimental de los materiales durante la deformación plástica son las siguientes (Gronostajski, 2000):

- Ecuación de Hollomon (1945):

$$\sigma = K \varepsilon^n \quad (4.12)$$

en la que los parámetros constantes  $K$  y  $n$  son el coeficiente de resistencia y el exponente de endurecimiento por deformación plástica, respectivamente. Los valores típicos para el exponente  $n$  en los materiales metálicos están comprendidos entre 0,02 y 0,5 (Barroso *et al.*, 2008). En el caso de materiales que no experimentan endurecimiento por deformación,  $n=0$ , representando  $K$  el valor de la tensión de fluencia de dicho material.

Esta ecuación ofrece una muy buena aproximación para materiales recocidos y sometidos a un conformado en frío con grandes deformaciones. En la Figura 4.2 se muestra la forma que tiene esta curva potencial.

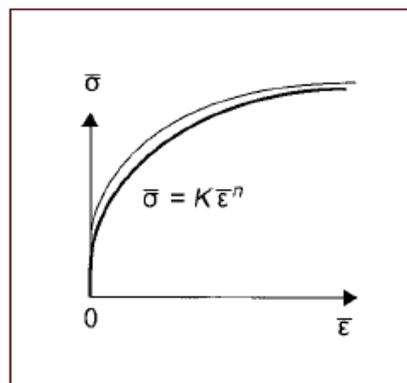


Figura 4.2. Ajuste de datos experimentales mediante la ecuación de Hollomon (Altan y Tekkaya, 2012).

- Ecuación de Ludwik (1909):

$$\sigma = Y + K\varepsilon^n \quad (4.13)$$

similar al modelo de Hollomon, pero en este caso se asume que el material presenta un comportamiento rígido-plástico con un valor definido de tensión de fluencia. Para una deformación nula ( $\varepsilon=0$ ), no se tendrá  $\sigma=0$ , sino que la tensión se corresponderá con la de fluencia  $Y$ .

Aunque la ecuación de Ludwik predice un valor constante de tensión de fluencia, no provee de buenos resultados para distintos rangos de deformación (Chakrabarty, 2010).

- Ecuación de Swift (1952):

$$\sigma = K(\varepsilon_0 + \varepsilon)^n \quad (4.14)$$

Se trata, esencialmente, de la misma ecuación de Hollomon, pero con el eje de la tensión movido una distancia  $\varepsilon_0$  en la dirección negativa del eje de la deformación, modelando la curva de fluencia como se observa en la Figura 4.3.

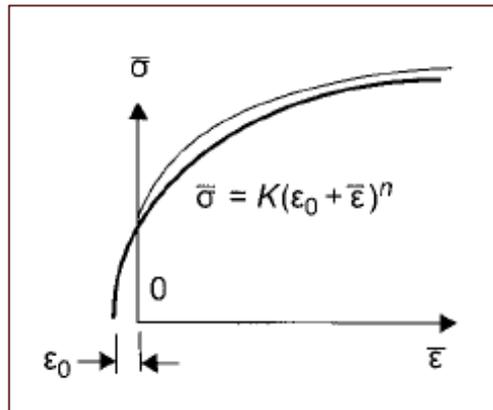


Figura 4.3. Ajuste de datos experimentales mediante la ecuación de Swift (Altan y Tekkaya, 2012).

Por tanto, es un modelo muy adecuado para materiales previamente deformados o que exhiban un comportamiento similar, como en el caso de los AHSS, lo que se comprobará en el próximo capítulo.

- Ecuación de Voce (1948):

$$\sigma = C(1 - me^{-n\varepsilon})$$

siendo  $C$ ,  $m$ , y  $n$  constantes propias de cada material.

Este modelo es adecuado para determinadas aplicaciones, por ejemplo para deformaciones muy elevadas, y también involucra una tensión de fluencia inicial igual a  $(1 - m)C$ .

- Ecuación de Fields y Backofen:

$$\sigma = C \varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m$$

que tiene en cuenta la velocidad de deformación,  $\dot{\varepsilon}$ , y en la que  $m$  representa la sensibilidad que exhibe el material frente a la velocidad de deformación, siendo su valor habitual  $<0,2$  para muchos metales y aleaciones, salvo en el caso de los denominados materiales superplásticos, donde  $m > 0,4$  (Chakrabarty, 2010).

Esta ecuación es útil para el conformado en caliente, ya que la tensión de fluencia depende fuertemente de  $\dot{\varepsilon}$  a elevadas temperaturas.

Existen muchas más ecuaciones para describir el flujo plástico (Krupkowski, Sellars, Misiolek, Hart, Wagoner, etc.), que serán satisfactorias para determinados materiales y condiciones de deformación, pero los modelos presentados anteriormente son los más utilizados a nivel académico y tecnológico. En este trabajo se emplearán los modelos de Ludwik y Swift aplicados a los métodos analíticos que se desarrollarán posteriormente.

#### 4.2.3.2. Tensión de fluencia media

Al comienzo del capítulo, se definió la tensión de fluencia como aquella a partir de la cual el material comienza a deformarse plásticamente, es decir, corresponde a la transición entre la región elástica y la plástica. Además, como se ha visto en el apartado anterior, un material que presenta un comportamiento elástico y endurecimiento por deformación requiere un esfuerzo adicional para continuar con la deformación a partir del punto de fluencia, con el objeto de contrarrestar el incremento de resistencia mecánica que induce la propia deformación. De esta forma, se puede definir una tensión de fluencia instantánea como la requerida para mantener "fluyendo" el material. A partir de la ecuación (4.12) para el modelo de Hollomon, se puede expresar dicha tensión de fluencia como:

$$Y_f = K \varepsilon^n \quad (4.15)$$

En los PCDPs que transcurren en condiciones de régimen permanente, como en el estirado, conviene definir una tensión de fluencia media, cuyo valor será el promedio de los esfuerzos sobre la curva tensión-deformación desde el comienzo de la deformación hasta el valor final (máximo) que ocurre durante el proceso (Groover, 2007). La Figura 4.4 muestra esto de un modo gráfico.

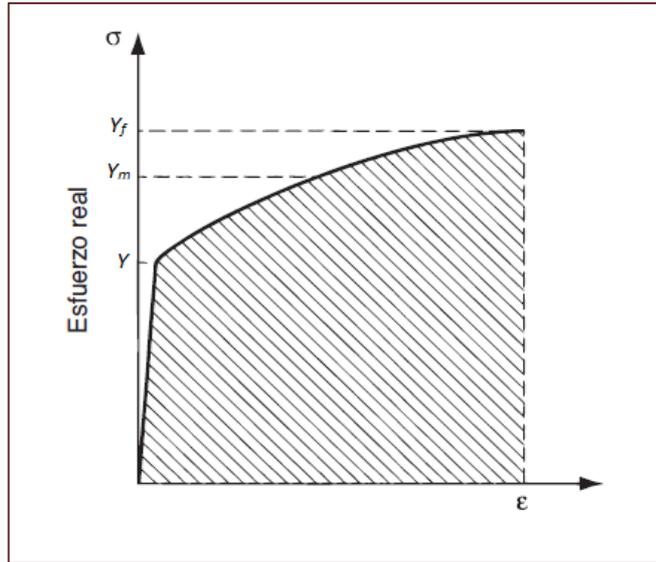


Figura 4.4. Curva tensión-deformación en la que se indica la tensión de fluencia media (Groover, 2007).

La tensión de fluencia media  $Y_m$  también se puede determinar para un intervalo cualquiera de deformación. Se integra primero la ecuación (4.15) en el intervalo de deformación que sea de interés, es decir, se calcula el área bajo la curva tensión-deformación y, posteriormente, este área se divide por el intervalo de deformación considerado en la integración, obteniendo así el valor medio de la tensión de fluencia en el rango especificado. Si se toma un intervalo cualquiera de deformación  $\varepsilon_f - \varepsilon_0$ , se tendrá:

$$\int_{\varepsilon_0}^{\varepsilon_f} Y_f d\varepsilon = \frac{K}{n+1} (\varepsilon_f^{n+1} - \varepsilon_0^{n+1})$$

$$Y_m = \frac{K}{n+1} \frac{(\varepsilon_f^{n+1} - \varepsilon_0^{n+1})}{(\varepsilon_f - \varepsilon_0)} \quad (4.16)$$

La ecuación (4.16) es una expresión general de la tensión de fluencia media. Particularizada para el caso límite, siendo  $\varepsilon_0 = 0$ , se obtiene la expresión habitual para todo el rango de deformaciones, como se muestra en la Figura 4.4:

$$Y_m = \frac{K\varepsilon^n}{n+1} \quad (4.17)$$

Si en lugar del modelo de Hollomon, se utiliza el de Ludwik, la expresión que se obtiene es análoga, añadiendo en la ecuación (4.17) la tensión de fluencia uniaxial del material  $Y$ :

$$Y_m = Y + \frac{K\varepsilon^n}{n+1} \quad (4.18)$$

En lo que respecta al modelo de Swift, integrando y dividiendo por el rango de deformaciones de interés, se tendrá:

$$Y_m = \frac{K}{n+1} \frac{(\varepsilon_0 + \varepsilon)^{n+1}}{\varepsilon} \quad (4.19)$$

Como se verá en capítulos posteriores, la tensión de fluencia media adquiere una gran importancia a la hora de comparar los resultados de la simulación del estirado de tubo mediante el método de elementos finitos con respecto a los métodos analíticos.

#### 4.2.4. Tensión y deformación efectivas

Es de utilidad simplificar la representación de un estado complejo de tensiones o deformaciones mediante funciones invariantes de tensión y deformación, de tal forma que se obtiene, aproximadamente, la misma curva para cualquier estado tensional. Las funciones invariantes más utilizadas para describir la deformación plástica son la tensión efectiva  $\bar{\sigma}$  y la deformación efectiva  $\bar{\varepsilon}$ , cuyos valores coincidirán con la tensión y deformación verdaderas  $\sigma$  y  $\varepsilon$  en un ensayo de tracción.

Respecto a la tensión efectiva, la fluencia ocurre cuando  $\bar{\sigma}$  alcanza un valor crítico. Según el criterio de Von Mises:

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2} \quad (4.20)$$

ecuación que coincide con la (4.8), es decir, es la tensión equivalente de Von Mises.

En cuanto a la deformación efectiva, se define como un incremento en el trabajo plástico por unidad de volumen. Para el criterio de Von Mises, la velocidad de deformación, será:

$$\dot{\bar{\varepsilon}} = \frac{d\bar{\varepsilon}}{dt} = \left[ \frac{2}{3} (d\varepsilon_1^2 + d\varepsilon_2^2 + d\varepsilon_3^2) \right]^{1/2} \quad (4.21)$$

o bien, en términos de deformación plástica total:

$$\bar{\varepsilon} = \left[ \frac{2}{3} (\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 + \varepsilon_3^2) \right]^{1/2} \quad (4.22)$$

La deformación empleada en las ecuaciones (4.21) y (4.22) debería corresponder a la porción de deformación plástica respecto a la total, por lo que normalmente se usa la notación  $\varepsilon_i^p$ , donde  $\varepsilon_i^p = \varepsilon_i(\text{total}) - \varepsilon_i(\text{elástica})$ . Sin embargo, en los PCDPs volumétricos el valor de  $\varepsilon_i(\text{elástica})$  es despreciable, de tal forma que la deformación plástica se considera igual a la total, es decir,  $\varepsilon_i^p = \varepsilon_i(\text{total})$ . En los procesos de conformado de chapa, hay que tener en cuenta la recuperación elástica, de modo que la hipótesis  $\varepsilon_i^p = \varepsilon_i(\text{total})$  no ofrece buenos resultados.

Con estas consideraciones, la ecuación de Hollomon quedará como:

$$\bar{\sigma} = K\bar{\varepsilon}^n \quad (4.23)$$

mientras que el modelo de Ludwik se expresará como:

$$\bar{\sigma} = Y + K\bar{\varepsilon}^n \quad (4.24)$$

y el de Swift:

$$\bar{\sigma} = K(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon})^n \quad (4.25)$$

Por su parte, la tensión de fluencia media según el modelo de Ludwik, será:

$$Y_m = Y + \frac{K\bar{\varepsilon}^n}{n+1} \quad (4.26)$$

y según el modelo de Swift, será:

$$Y_m = \frac{K}{n+1} \frac{(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon})^{n+1}}{\bar{\varepsilon}} \quad (4.27)$$

### 4.3. Estirado de tubo. Diseño preliminar del proceso

En el diseño del proceso de estirado de tubo se pueden seguir las mismas etapas que las especificadas en el apartado introductorio de este capítulo (Kobayashi, 1989). Particularizando, conviene destacar las siguientes consideraciones:

- En el estirado de tubo toda la pieza se deforma. Se considera un proceso estacionario puesto que, salvo al comienzo y al final del mismo, la zona de deformación no varía con el tiempo. La asunción de régimen permanente se fundamenta en dos hipótesis. La primera es que la deformación se produce simultáneamente a la aplicación de la tensión lo que, aunque no es cierto en el proceso real, es una aproximación válida pues la tensión no experimenta aumentos bruscos. La segunda hipótesis es que, si se mantiene la tensión en un valor constante, no se produce más deformación, lo que resulta cierto en el caso de conformado en frío.
- En el estirado de tubo existen ciertos límites de reducción de área en cada pasada, que son diferentes en función de la tipología del conformado. La reducción de área se define como:

$$r = \frac{A_0 - A_f}{A_0} \quad (4.28)$$

Como se verá posteriormente, en el estirado sin mandril se puede considerar que el espesor de pared permanece constante. Además, puesto que el diámetro se considera mucho mayor que el espesor ( $D_{e0} \approx D_{ef} \approx D_{i0} \approx D_{if} \gg h$ ), la reducción de área se puede expresar, de forma aproximada, en función del diámetro exterior o interior del tubo antes y después de la deformación:

$$r \cong 1 - \frac{D_{ef}}{D_{e0}} \cong 1 - \frac{D_{if}}{D_{i0}} \quad (4.29)$$

En el caso del estirado con mandril, se puede considerar que es el diámetro interior del tubo el que se mantiene, siendo  $D_{i0} \approx D_{if} = D$ . Además por ser  $D \gg h$ , la reducción se pueda expresar, con bastante aproximación, en función del espesor antes y después de la deformación:

$$r \cong 1 - \frac{h_f}{h_0} \quad (4.30)$$

- En lo que se refiere a las fuerzas necesarias para el estirado, resulta imprescindible conocer en profundidad la influencia de variables como el rozamiento, las propiedades mecánicas del material a conformar, y la geometría tanto del material como de la matriz y, en su caso, del mandril. La estimación de la carga de estirado,  $F_{est}$ , permite la elección de los equipos adecuados y la potencia  $P$  necesaria, que se determina conocida la velocidad de estirado mediante:

$$P = F_{est} v_{est} \quad (4.31)$$

Un esquema general del flujo de proceso en el estirado de tubo en frío se muestra en la Figura 4.5, en la que se indican las dimensiones iniciales y finales del tubo mencionadas anteriormente. Conviene recordar que durante el proceso se conserva el volumen de la pieza.

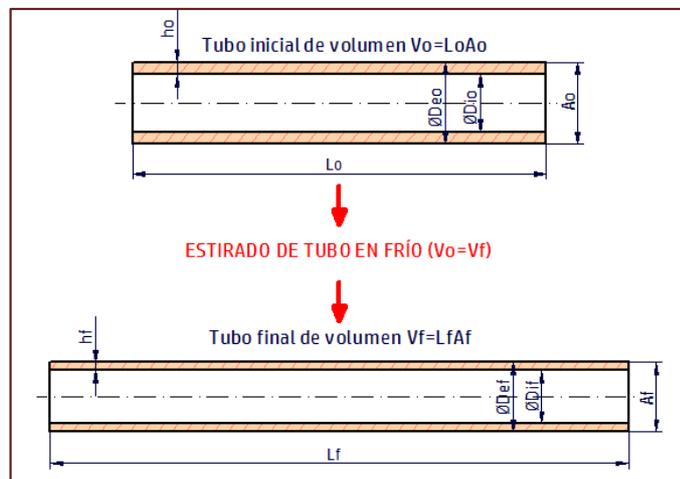


Figura 4.5. Esquema general del estirado de tubo indicando las dimensiones iniciales y finales.

En el estudio de los PCDPs en general, y en el del estirado de tubo en particular, existen distintos métodos de análisis, pero en la actualidad la simulación mediante el método de elementos finitos, en adelante MEF, es el más utilizado y el que permite obtener unos resultados más acordes con la evolución del proceso real. Otros métodos, analíticos, también son de importancia, pues en muchos casos arrojan resultados moderadamente precisos al conseguir una aproximación razonable en el cálculo de los esfuerzos reales requeridos en el proceso.

Este trabajo se centra en la simulación de las distintas variantes del estirado de tubo empleando el método de elementos finitos. Sin embargo, también se estudian los métodos analíticos, principalmente por el hecho de que permiten hacerse una idea preliminar de los equipos necesarios para llevar a cabo el estirado, siendo métodos que, en general, no requieren de cálculos complejos y, por tanto, adecuados para realizar una evaluación inicial del proceso y de la energía necesaria para ejecutarlo. También son una herramienta muy útil en algunas ocasiones para validar los modelos numéricos desarrollados, siempre que no se disponga de resultados experimentales. En los siguientes apartados, se efectúa un estudio de los principales métodos analíticos aplicados a los diferentes procesos de estirado de tubo. En los siguientes capítulos, se realizará el análisis en profundidad mediante el modelado por elementos finitos.

Antes de realizar el análisis teórico de los diferentes tipos de estirado, resulta necesario establecer las diferencias y similitudes entre los estados de deformación plana y axisimétrica, así como proponer un modelo de rozamiento para su utilización durante el análisis.

#### **4.4. Deformación plana y deformación axisimétrica. Hipótesis de partida**

Un estado de deformación plana es aquél que se presenta cuando a una pieza prismática recta, de sección constante y longitud indefinida, se la somete a un sistema de fuerzas uniformemente distribuidas, que actúan en planos transversales (Rodríguez-Avial, 2012); es decir, aunque el estado de tensiones sea tridimensional, la deformación de la pieza seguirá la dirección de infinitos planos paralelos, perpendiculares a uno de los ejes, por lo que alguna de las tres deformaciones longitudinales según un sistema de ejes cartesianos será nula,  $\varepsilon_x$ ,  $\varepsilon_y$  o  $\varepsilon_z$ .

Por su parte, un estado de deformación axisimétrico se presenta cuando los estados de tensión y deformación presentan simetría respecto a un eje que, habitualmente, será el eje de simetría longitudinal de la pieza. En este caso, un estado de tensiones tridimensional genera un estado de deformación también tridimensional. Resulta conveniente emplear un sistema de coordenadas cilíndricas, por lo que, de un modo general, las deformaciones según la dirección axial,  $\varepsilon_z$ , según la dirección circunferencial,  $\varepsilon_\theta$ , y según la dirección radial,  $\varepsilon_r$ , serán todas ellas no nulas. Este tipo de deformación es la que se produce durante el estirado de tubo. La deformación en dirección axial define el incremento de longitud del tubo, la deformación en dirección tangencial define la variación del diámetro exterior, mientras que la deformación en dirección radial define la variación de espesor (Banabic *et al.*, 2000).

En deformación plana, la fluencia tiene lugar en un determinado plano y no habrá deformaciones en la dirección perpendicular a dicho plano (o se pueden considerar despreciables frente a las anteriores). Considerando el proceso de compresión mostrado en la Figura 4.6, en el que se analizan los esfuerzos en un elemento infinitesimal de una pieza comprimida tipo pletina (de longitud muy superior a las otras dos dimensiones, altura y anchura), se observa que no

existe deformación en la dirección del eje  $y$  (saliente o entrante al papel), por tanto,  $\varepsilon_y = 0$ , lo que resulta una buena aproximación para un proceso real de estas características. Asumiendo que las tensiones principales coinciden con los ejes de la pieza, es decir,  $\sigma_1 = \sigma_z$ ,  $\sigma_2 = \sigma_x$ ,  $\sigma_3 = \sigma_y$ , entonces  $\varepsilon_3 = 0$ .

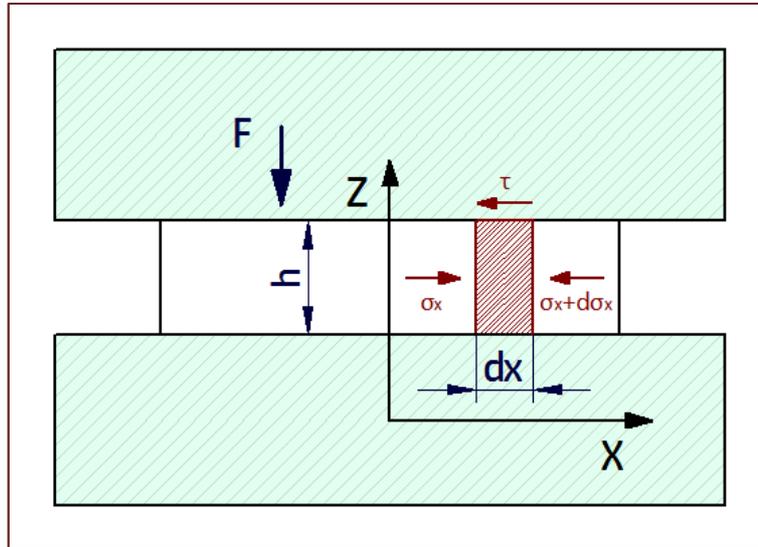


Figura 4.6. Generación de un estado de deformación plana en una pieza tipo pletina comprimida entre dos matrices.

Puesto que se puede expresar una de las tensiones principales en función de las otras dos:

$$\sigma_3 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \quad (4.32)$$

Introduciendo la ecuación (4.32) en la (4.20), tensión equivalente según el criterio de Von Mises, y desarrollando, se llega a:

$$\bar{\sigma} = \pm \frac{\sqrt{3}}{2} (\sigma_1 - \sigma_2)$$

o lo que es lo mismo:

$$\sigma_1 - \sigma_2 = \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{\sigma} \quad (4.33)$$

Para que se produzca la deformación plástica del material, la tensión efectiva debe alcanzar el valor de la tensión de fluencia, de modo que la ecuación (4.33) se puede expresar como:

$$\sigma_1 - \sigma_2 = \frac{2}{\sqrt{3}}Y \cong 1,155Y \quad (4.34)$$

ecuación análoga a la (4.11), que representaba la relación entre los criterios de fluencia de Tresca y de Von Mises. La relación (4.34) define la tensión de fluencia en deformación plana, denotada por  $S$ . Si se utiliza la tensión de fluencia media  $Y_m$  según el modelo de Ludwik o según el de Swift, se tendrá finalmente:

$$\sigma_1 - \sigma_2 = S = 1,155Y_m \quad (4.35)$$

Las suposiciones realizadas en el caso de deformación plana no son, en principio, aplicables al estado de deformación axisimétrico que define el estirado de tubo. En la Figura 4.7, se muestra un modelo general para el estirado en el que las tensiones principales coinciden con los ejes de un sistema de coordenadas cilíndricas, donde  $\sigma_1 = \sigma_z$ ,  $\sigma_2 = \sigma_r$ ,  $\sigma_3 = \sigma_\theta$ .

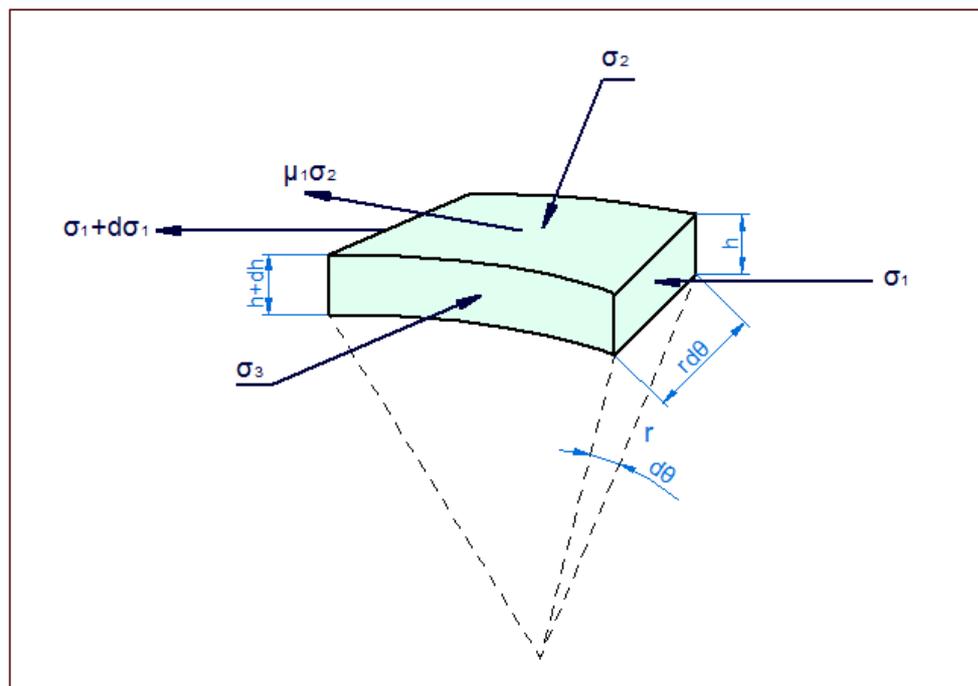


Figura 4.7. Tensiones principales en un elemento infinitesimal de tubo.

#### 4.4.1. Hipótesis para el estirado con mandril

En el estirado con mandril, la deformación circunferencial es muy inferior a la radial, debido a que la mayor parte de la reducción de área corresponde a la disminución del espesor de pared, por lo que  $\varepsilon_\theta \ll \varepsilon_r$ . Si además se consideran condiciones de pasada cerrada, de forma que la herramienta interior se ajusta exactamente en el hueco del tubo sin deformarse, lo que supone una buena aproximación (Rowe, 1972), entonces se puede aplicar la ecuación (4.35) asumiendo un estado de deformación plana.

Para demostrar que  $\varepsilon_\theta \ll \varepsilon_r$  cuando en el estirado se tiene mandril interno, se va a presentar un ejemplo. Las dimensiones iniciales del tubo son:

- $D_{e0} = 80 \text{ mm}$ ;  $D_{i0} = 70 \text{ mm}$ ;  $h_0 = 5 \text{ mm}$ ;  $A_0 \cong 1178,1 \text{ mm}^2$ ;  $L_0 = 5000 \text{ mm}$ .

Las dimensiones finales del tubo son:

- $D_{ef} = 75,5 \text{ mm}$ ;  $D_{if} = 68,5 \text{ mm}$ ;  $h_f = 3,5 \text{ mm}$ ;  $A_f \cong 791,7 \text{ mm}^2$ ; y  $L_f \cong 7440,3 \text{ mm}$ , debido a la constancia de volumen.

Por tanto, la reducción de área será, empleando la ecuación (4.30),  $r = 0,3$ . Al mismo resultado se llega, aproximadamente, si se aplica la ecuación (4.28).

Las dimensiones presentadas suponen un determinado proceso de estirado que se podría llevar a cabo en un banco convencional, pero podrían haberse elegido otras, siempre que el diámetro medio del tubo sea mucho mayor que su espesor medio, o dicho de otra forma:

$$\frac{h}{D} \ll 1 \quad (4.36)$$

En este caso, si se considera como diámetro medio la media aritmética de los cuatro diámetros presentes en el proceso (exterior e interior a la entrada y a la salida), y como espesor medio la media aritmética de los espesores a la entrada y a la salida, se tiene que  $h/D = 0,05782$ , con lo que se cumple la ecuación (4.36).

Suponiendo que las deformaciones principales coinciden con los ejes de un sistema de coordenadas cilíndricas  $r, \theta, z$ , las deformaciones según cada uno de los ejes serán:

$$\varepsilon_r = \ln\left(\frac{h_f}{h_0}\right) = -0,3567$$

$$\varepsilon_\theta = \ln\left\{\frac{(D_{ef} + D_{if})}{(D_{e0} + D_{i0})}\right\} = -0,0408$$

$$\varepsilon_z = \ln\left(\frac{L_f}{L_0}\right) = -\varepsilon_r - \varepsilon_\theta = 0,3975$$

Se comprueba que la deformación circunferencial es, en valor absoluto, despreciable frente a las otras dos. Si se calcula la deformación efectiva en términos de deformación plástica total según la ecuación (4.22), el resultado es el mismo considerando en el cálculo el valor de  $\varepsilon_\theta$  o prescindiendo de él, obteniendo  $\bar{\varepsilon} = 0,4373$ . Así pues, es totalmente asumible la suposición de que el proceso de estirado de tubo con mandril responde a una deformación en el plano  $r, z$ .

#### 4.4.2. Hipótesis para el estirado sin mandril

En el estirado sin mandril, la deformación radial es muy inferior a la circunferencial, debido a que la mayor parte de la reducción de área corresponde a la disminución del diámetro exterior, por lo que en este caso,  $\varepsilon_r \ll \varepsilon_\theta$ , y  $\sigma_r \ll \sigma_\theta$ , de modo que, en base a la Figura 4.7, se puede aplicar la ecuación (4.11) según el criterio de Tresca modificado, pero no se puede aproximar el estirado a un proceso de deformación plana.

Como consecuencia de no poder considerar el estirado de tubo sin mandril como un proceso de deformación plana, para calcular la deformación efectiva es necesario realizar una modificación en la ecuación (4.22) mediante (Blazynski y Cole, 1963):

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\sqrt{3}}{2} \left[ \frac{2}{3} (\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 + \varepsilon_3^2) \right]^{1/2}$$

#### 4.5. Modelos de rozamiento

Al final del Capítulo 2 se comprobó la soberana importancia que tiene el rozamiento en el proceso de estirado de tubo, importancia que es extrapolable a cualquier PCDP. La comprensión adecuada de este fenómeno tribológico es de gran dificultad, primero porque resulta muy complicado observar la interfase tubo-herramienta, y segundo porque tan sólo es posible obtener un valor medio del coeficiente de rozamiento en base a ensayos experimentales, como el ensayo de compresión de anillo. Por ello, es necesario establecer un modelo matemático que describa el fenómeno con la suficiente aproximación.

##### 4.5.1. Modelo de rozamiento de Coulomb

El modelo de Coulomb resulta adecuado cuando la presión de contacto entre pieza y herramienta es relativamente baja, de forma que es de aplicación si la presión es menor o tiene un valor muy cercano a la tensión de fluencia del material a conformar, lo que resulta cierto en el estirado de tubo, por lo que éste será el modelo empleado en los métodos analíticos.

Suponiendo un cuerpo situado sobre una superficie plana, al aplicar una fuerza paralela a dicha superficie existe una relación de proporcionalidad entre la fuerza aplicada y la reacción normal en la superficie de contacto, siendo la constante de proporcionalidad el coeficiente de rozamiento estático  $\mu$ , de forma que se obtiene la conocida relación  $F = \mu N$ .

La tensión cortante o tangencial puede expresarse como  $\tau = F/A$ , ecuación análoga a la (4.1) pero en la que se considera en este caso que la fuerza y la normal a la sección son perpendiculares. Además, la reacción normal al plano se identifica con la presión de contacto, por lo que el coeficiente de rozamiento será:

$$\mu = \frac{F}{N} = \frac{\tau A}{pA} = \frac{\tau}{p}$$

con lo que el modelo de fricción de Coulomb se puede expresar como:

$$\tau = \mu p \quad (4.37)$$

es decir, la tensión cortante de fricción es proporcional a la presión de contacto.

Teniendo en cuenta el efecto de la lubricación (ver apartado 2.3.8.5), se puede considerar en el estirado de tubo en frío que los valores más habituales para el coeficiente de rozamiento están comprendidos entre 0,01 y 0,10, ya que es el rango que abarcan los distintos tipos de lubricación, o una combinación de los mismos, además de considerar otros parámetros como la velocidad de estirado y el material de las herramientas. Los valores dados son aplicables tanto al coeficiente de rozamiento entre matriz y tubo,  $\mu_1$ , como al relativo a tubo y mandril,  $\mu_2$ , cuando existe soporte interno (Rubio *et al.*, 2008).

#### 4.5.2. Modelo de rozamiento de Tresca

Existe otro modelo que resulta más adecuado cuando la presión de contacto entre pieza y herramienta es muy superior a la tensión de fluencia. Este modelo, denominado modelo de rozamiento de Tresca, suele aplicarse a procesos como la extrusión o la forja con estampa. Su expresión matemática, en términos de tensión de fluencia, y considerando el criterio de fluencia de Von Mises, ecuación (4.7), es:

$$\tau = m \frac{Y}{\sqrt{3}} \quad (4.38)$$

donde  $m$  es un parámetro llamado factor de fricción, cuyo valor, entre 0 y 1, depende de la eficiencia de la lubricación, siendo 0 para el caso teórico de lubricación límite o deslizamiento puro. Por tanto, en este caso se considera que la tensión cortante de fricción es proporcional a la tensión cortante crítica.

### 4.6. Métodos analíticos. Consideraciones generales

El estirado involucra una serie de fenómenos físicos de elevada complejidad que hacen difícil obtener un modelo matemático que concuerde con las observaciones experimentales de un modo suficientemente preciso, puesto que la deformación producida en el tubo no es homogénea. Con el uso de métodos analíticos es posible generar una expresión aproximada de la energía necesaria para llevar a cabo el estirado, o lo que es lo mismo, de la carga de estirado  $F_{est}$ . El trabajo necesario para estirar un tubo puede expresarse como la suma de los siguientes términos:

$$W = W_h + W_r + W_f \quad (4.39)$$

siendo:

- $W_h$  el trabajo de deformación homogénea, que sólo depende de la reducción de área.
- $W_r$  el trabajo redundante de deformación, vinculado a parámetros geométricos.
- $W_f$  el trabajo debido al rozamiento en las interfases.

Se pueden distinguir, principalmente, tres métodos analíticos para obtener la carga necesaria para realizar el estirado:

- Método de deformación homogénea ("*homogeneous deformation method*").
- Método de análisis local de tensiones ("*slab method*").
- Método del límite superior ("*upper bound method*").

Existen otros, como el método del límite inferior ("*lower bound method*"), o el método del campo de líneas de deslizamiento ("*slip-line field method*"), que no serán tratados en este texto. Por supuesto, todos los métodos de análisis citados, no sólo son aplicables al proceso de estirado, sino a todos los PCDPs, realizando en cada caso las hipótesis simplificativas oportunas.

#### 4.7. Método de deformación homogénea

El método de deformación homogénea ("*Homogeneous Deformation Method*"), en adelante HDM, se fundamenta en la hipótesis de que todo el trabajo de las fuerzas exteriores es convertido en deformación plástica ( $W_h$ ).

Como se observa en la Figura 4.8, sólo se considera en el cálculo la energía necesaria para modificar la forma del tubo, sin tener en cuenta los fenómenos físicos que tienen lugar entre el comienzo y el final del proceso, por lo que representa un método puramente geométrico que no considera las contribuciones ni de  $W_r$  ni de  $W_f$ , ofreciendo, por tanto, resultados orientativos pero en ningún modo exhaustivos.

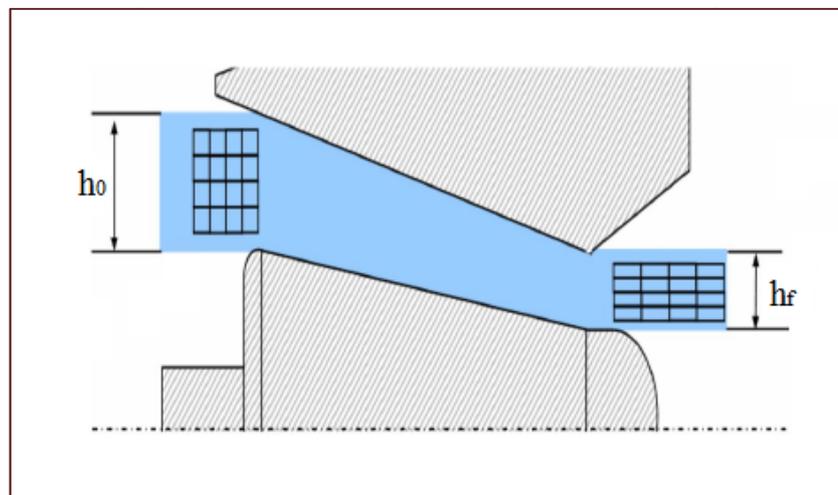


Figura 4.8. Esquema de la deformación homogénea en el estirado de tubo con mandril (Rubio, 2006).

La expresión que permite obtener la tensión necesaria para ejecutar el proceso se obtiene teniendo en cuenta la ecuación (4.4), válida para una deformación a volumen constante.

El trabajo por unidad de volumen  $U$ , requerido para deformar plásticamente un tubo de sección inicial  $A_0$  y sección final  $A_f$ , considerando que el esfuerzo mínimo necesario es igual a la tensión de fluencia uniaxial  $Y$ , será:

$$U = \frac{W}{V} = \int_{\varepsilon_0}^{\varepsilon_f} \bar{\sigma} d\varepsilon = \int_{L_0}^{L_f} Y \frac{dl}{l} = Y \ln \left( \frac{L_f}{L_0} \right) = Y \ln \left( \frac{A_0}{A_f} \right)$$

puesto que se supone deformación homogénea, el trabajo por unidad de volumen coincide con la tensión de estirado, es decir:

$$\sigma_{est} = Y \ln \left( \frac{A_0}{A_f} \right) \quad (4.40)$$

Se puede reemplazar la tensión de fluencia  $Y$  por un modelo plástico para aumentar la precisión del método. De esta forma se tendrá, utilizando la tensión de fluencia media  $Y_m$ , definida por la expresión (4.26) según el modelo de Ludwik, o por la (4.27) según el de Swift:

$$\sigma_{est} = Y_m \ln \left( \frac{A_0}{A_f} \right) \quad (4.41)$$

y finalmente, la fuerza necesaria para realizar el estirado, será:

$$F_{est} = Y_m A_f \ln \left( \frac{A_0}{A_f} \right) \quad (4.42)$$

ecuación igualmente válida para los cuatro tipos de estirado de tubo.

Aún utilizando un modelo plástico, la precisión sigue siendo bastante pobre, y tan sólo se debe emplear este método para hacerse una idea muy preliminar de la energía necesaria para ejecutar el proceso, pues la carga de estirado hallada según este método es bastante inferior a la real necesaria.

## 4.8. Método de análisis local de tensiones

El método de análisis local de tensiones ("*Slab Method*"), en adelante SM, fue desarrollado por primera vez en la década de los veinte del siglo pasado (Siebel, 1923; Von Kármán, 1925), aunque fue poco después cuando se investigó este método aplicado a los procesos de estirado (Sachs, 1927).

El SM consiste en el análisis de un elemento diferencial de la pieza de trabajo, del tubo en este caso, mediante equilibrio de fuerzas, considerando el elemento a analizar como cuerpo libre. Es

necesario asumir una serie de hipótesis de carácter restrictivo, algunas de las cuales se citan a continuación:

- Las tensiones principales no varían en planos perpendiculares a la dirección de aplicación de la carga.
- Aunque se incluyen los efectos del rozamiento en el balance de fuerzas, dichos efectos no tienen influencia en la distorsión interna del material ni en la orientación de las direcciones principales.
- Se considera deformación homogénea, de modo que las secciones rectas permanecen rectas después de la deformación.

Por tanto, el SM considera las contribuciones de  $W_h$  y  $W_f$ , pero no de  $W_r$ , por lo que la carga de estirado obtenida será menor que la real, de forma que se puede considerar que el SM acota inferiormente la energía necesaria para ejecutar el estirado.

#### 4.8.1. Evaluación del estirado de tubo sin mandril mediante análisis local de tensiones

El estirado sin mandril se realiza cuando se pretende reducir el diámetro exterior del tubo sin ejercer control sobre su diámetro interior (ver apartado 2.3.3). Aunque en la mayoría de los casos prácticos, el espesor de pared se incrementa ligeramente debido a la reducción del diámetro exterior, se puede asumir que el espesor del tubo permanece constante durante la deformación, pues el incremento observado experimentalmente es menor del 7% (Blazynski y Cole, 1963), no afectando de manera significativa a la tensión calculada. Como se muestra en la Figura 4.9, para realizar el análisis de tensiones se considera por tanto un espesor de pared uniforme, de modo que  $h_0 = h_f = h$ . En la práctica,  $h_f$  será ligeramente superior a  $h_0$ , incremento que también se refleja en la simulación. El aumento de espesor depende de la sección inicial del tubo, de la geometría de la matriz, y del rozamiento entre la matriz y la superficie exterior del tubo.

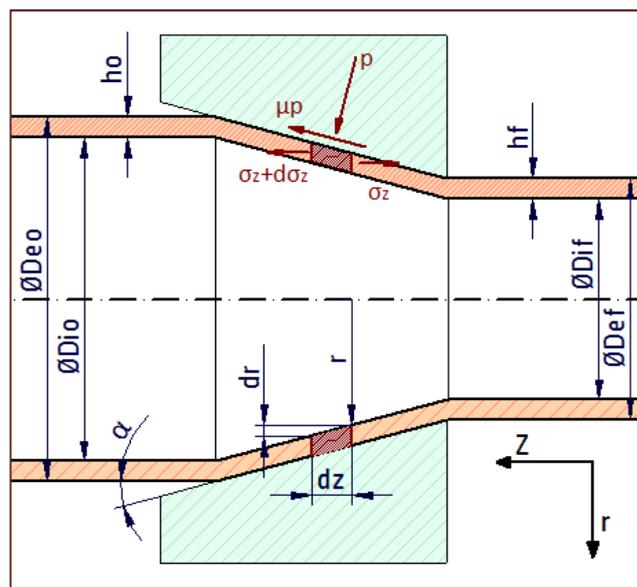


Figura 4.9. Balance de fuerzas en un elemento infinitesimal de tubo en el estirado sin mandril.

Tomando un elemento infinitesimal de tubo, de longitud  $dz$  y espesor  $h$  constante, perteneciente a la zona de deformación, es posible realizar un análisis de las fuerzas que actúan sobre el elemento, considerado como cuerpo libre.

La componente axial de la fuerza que actúa sobre el elemento debido a la tensión longitudinal, será, despreciando los infinitésimos de orden superior:

$$(\sigma_z + d\sigma_z)(r + dr)h2\pi - \sigma_z rh2\pi = (\sigma_z dr + rd\sigma_z)2\pi h \quad (4.43)$$

La componente axial de la fuerza que actúa sobre el elemento debido a la presión ejercida por la matriz, será:

$$\int_0^{2\pi} p \sin\alpha \frac{dz}{\cos\alpha} h d\theta = p \operatorname{tg}\alpha 2\pi h dz \quad (4.44)$$

Por otra parte, puesto que la presión ejercida por la matriz sobre el tubo es relativamente pequeña comparada con la tensión de fluencia del material ( $p < Y$ ) (Valberg, 2010), resulta adecuado considerar un modelo de rozamiento de Coulomb, ecuación (4.37).

De ese modo, la componente axial de la fuerza que actúa sobre el elemento debido al rozamiento de la matriz, será:

$$\int_0^{2\pi} \mu p \cos\alpha \frac{dz}{\cos\alpha} h d\theta = \mu p 2\pi h dz \quad (4.45)$$

Puesto que el estirado se realiza en régimen estacionario, las fuerzas han de estar en equilibrio, de modo que la suma de las ecuaciones (4.43) a (4.45) debe ser igual a cero. Haciendo la suma y eliminando el factor  $2\pi h$  por estar multiplicando a los tres términos, se tendrá:

$$(\sigma_z dr + rd\sigma_z) + p(\operatorname{tg}\alpha + \mu)dz = 0 \quad (4.46)$$

Por otro lado, puesto que la variación neta del diámetro interno del tubo es:

$$dr = \operatorname{tg}\alpha dz \rightarrow dz = \frac{dr}{\operatorname{tg}\alpha}$$

La ecuación (4.46) toma la forma:

$$\sigma_z dr + rd\sigma_z + p \left( \frac{\mu + \operatorname{tg}\alpha}{\operatorname{tg}\alpha} \right) dr = 0$$

separando variables y haciendo  $B = \mu/\operatorname{tg}\alpha$ , por simplicidad, se obtiene:

$$rd\sigma_z + [\sigma_z + p(1 + B)]dr = 0 \quad (4.47)$$

Como se comentó en el apartado 4.4, se pueden suponer las tensiones principales conocidas y coincidentes con los ejes de la pieza. Así, la tensión principal mayor,  $\sigma_1$ , tendrá la dirección del eje  $Z$ , ( $\sigma_1 = \sigma_z$ , tracción), mientras que la de menor valor,  $\sigma_3$ , tendrá la dirección del eje  $r$  ( $\sigma_3 = -p$ , compresión).

Por otra parte, en el apartado 4.2.2.2 se explicó como una aproximación razonable para el criterio de fluencia es suponer una modificación del criterio de Tresca para aumentar la precisión al aproximarse al de Von Mises, y así se obtuvo la ecuación (4.11). Por tanto, considerando los valores citados antes para las tensiones principales, se puede poner:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 2k = 1,155Y$$

$$\sigma_z + p = 2k = 1,155Y \quad (4.48)$$

Sustituyendo la ecuación (4.48) en la (4.47), se obtiene:

$$rd\sigma_z + [1,155Y(1 + B) - B\sigma_z]dr = 0$$

ecuación diferencial de variables separables que se puede expresar como:

$$\frac{d\sigma_z}{B\sigma_z - 1,155Y(1 + B)} = \frac{dr}{r} \quad (4.49)$$

suponiendo constantes el coeficiente de rozamiento  $\mu$ , el semiángulo  $\alpha$  de la matriz y la tensión de fluencia uniaxial  $Y$ , se integra la ecuación (4.49) entre el diámetro interior a la entrada  $D_{i0}$  y el diámetro interior a la salida  $D_{if}$ , llegándose a la tensión adimensional necesaria para ejecutar el estirado:

$$\frac{\sigma_{est}}{1,155Y} = \left(\frac{1 + B}{B}\right) \left[1 - \left(\frac{D_{if}}{D_{i0}}\right)^B\right] \quad (4.50)$$

Deshaciendo el cambio  $B = \mu/tg\alpha$ , y sustituyendo el valor de  $Y$  utilizando la tensión de fluencia media del material  $Y_m$  para mejorar la precisión, la ecuación (4.50) se puede expresar como:

$$\frac{\sigma_{est}}{1,155Y_m} = \left(1 + \frac{1}{\mu cotg\alpha}\right) \left[1 - \left(\frac{D_{if}}{D_{i0}}\right)^{\mu cotg\alpha}\right] \quad (4.51)$$

La ventaja que presenta la utilización de la expresión (4.51) radica en que su resultado no depende de la naturaleza del material estirado, sino de su geometría inicial y final, de la geometría de la matriz, y del rozamiento existente.

Si lo que se pretende es calcular la fuerza necesaria para el estirado  $F_{est}$ , entonces:

$$F_{est} = 1,155Y_m A_f \left( 1 + \frac{1}{\mu \cot \alpha} \right) \left[ 1 - \left( \frac{D_{if}}{D_{i0}} \right)^{\mu \cot \alpha} \right] \quad (4.52)$$

#### 4.8.2. Evaluación del estirado de tubo con mandril mediante análisis local de tensiones

Como ya se ha comentado, en el estirado de tubo con mandril se utiliza una herramienta para controlar el diámetro interno (mandril fijo, flotante, o móvil). La reducción de área corresponde, en su mayor parte, a una disminución del espesor de pared, aunque siempre existe una pequeña reducción del diámetro interior, necesaria para insertar el mandril antes de proceder al estirado (ver apartados 2.3.4 a 2.3.6).

Para aplicar el SM, se supone que la herramienta se ajusta exactamente al taladro sin deformarse, de modo que la deformación circunferencial será despreciable, pudiendo asumir condiciones de deformación plana, como se vio anteriormente. Al mismo tiempo, se supone también que el diámetro interno del tubo permanece constante durante el proceso, por lo que  $D_{i0} = D_{if} = D$  (diámetro medio), y se considera que la presión que ejerce la matriz sobre la superficie exterior del tubo es igual a la que ejerce el mandril sobre la superficie interior. En la Figura 4.10 se muestra el caso general para tapón cónico.

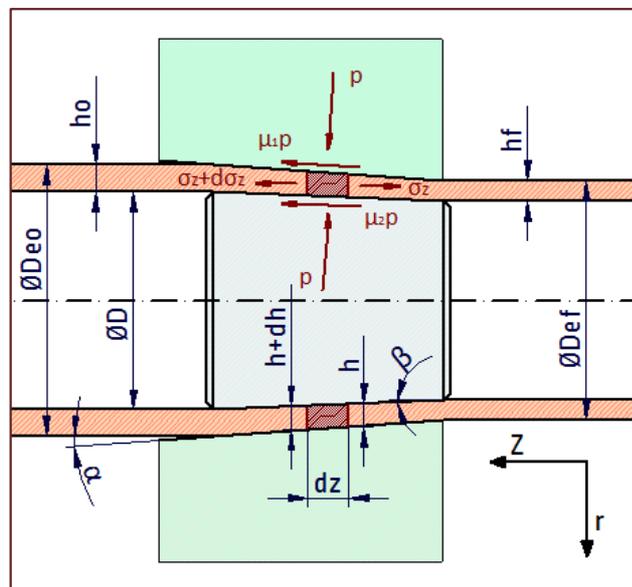


Figura 4.10. Balance de fuerzas en un elemento infinitesimal de tubo en el estirado con mandril.

De modo análogo al estirado sin herramienta interna, se toma un elemento infinitesimal de tubo, de longitud  $dz$ , pero en este caso con un espesor  $h$  que varía en la zona de deformación, y se realiza un análisis de fuerzas considerando el elemento como cuerpo libre.

A las componentes axiales de la fuerza debidas a la tensión longitudinal y a la presión y rozamiento de la matriz, ecuaciones (4.53) a (4.55), hay que añadir la componente axial debida a la presión y al rozamiento del tapón, ecuaciones (4.56) y (4.57):

$$(\sigma_z + d\sigma_z)(h + dh)\pi D - \sigma_z h\pi D = (\sigma_z dh + hd\sigma_z)\pi D \quad (4.53)$$

$$\int_0^{2\pi} p \sin\alpha \frac{dz}{\cos\alpha} \frac{D}{2} d\theta = p\pi D \operatorname{tg}\alpha dz \quad (4.54)$$

$$\int_0^{2\pi} \mu_1 p \cos\alpha \frac{dz}{\cos\alpha} \frac{D}{2} d\theta = \mu_1 p\pi D dz \quad (4.55)$$

$$- \int_0^{2\pi} p \sin\beta \frac{dz}{\cos\beta} \frac{D}{2} d\theta = -p\pi D \operatorname{tg}\beta dz \quad (4.56)$$

$$\int_0^{2\pi} \mu_2 p \cos\beta \frac{dz}{\cos\beta} \frac{D}{2} d\theta = \mu_2 p\pi D dz \quad (4.57)$$

Puesto que, en condiciones de estirado estacionario, las fuerzas han de estar en equilibrio, sumando las ecuaciones (4.53) a (4.57) y eliminando el factor común  $\pi D$ , se llega a:

$$(\sigma_z dh + hd\sigma_z) + p[(\operatorname{tg}\alpha - \operatorname{tg}\beta) + (\mu_1 + \mu_2)]dz = 0 \quad (4.58)$$

En este caso, la variación neta del espesor de pared es:

$$dh = (\operatorname{tg}\alpha - \operatorname{tg}\beta)dz \rightarrow dz = \frac{dh}{\operatorname{tg}\alpha - \operatorname{tg}\beta}$$

por lo que la ecuación (4.58) toma la forma:

$$(\sigma_z dh + hd\sigma_z) + p \left[ 1 + \frac{(\mu_1 + \mu_2)}{(\operatorname{tg}\alpha - \operatorname{tg}\beta)} \right] dh = 0 \quad (4.59)$$

separando variables y haciendo:

$$B = \frac{\mu_1 + \mu_2}{tg\alpha - tg\beta}$$

por simplicidad, se obtiene:

$$hd\sigma_z + [\sigma_z + p(1 + B)]dh = 0 \quad (4.60)$$

La consideración de equilibrio radial hace suponer que la contribución del rozamiento a la presión de la matriz sea pequeña (Rowe, 1972); así que, como en el estirado sin mandril, las tensiones principales se pueden suponer conocidas y coincidentes con los ejes de la pieza, de forma que la tensión principal mayor,  $\sigma_1$ , tenga la dirección del eje  $Z$ , ( $\sigma_1 = \sigma_z$ , tracción), mientras que la segunda,  $\sigma_2$ , tenga la dirección del eje  $r$  ( $\sigma_2 = -p$ , compresión). De este modo, la aproximación a un estado de deformación plana permite obtener:

$$\sigma_1 - \sigma_2 = S = 1,155Y$$

$$\sigma_z + p = S = 1,155Y$$

Sustituyendo en (4.60) y operando, se llega a la siguiente ecuación diferencial de variables separables:

$$\frac{d\sigma_z}{B\sigma_z - 1,155Y(1 + B)} = \frac{dh}{h} \quad (4.61)$$

suponiendo constantes los coeficientes de rozamiento  $\mu_1$  y  $\mu_2$ , el semiángulo  $\alpha$  de la matriz y el semiángulo  $\beta$  del tapón, y la tensión de fluencia uniaxial  $Y$ , se integra la ecuación (4.61) entre el espesor inicial  $h_0$  y el espesor final  $h_f$ , llegándose a la tensión adimensional necesaria para ejecutar el estirado, en la que ya se ha considerado la tensión de fluencia media  $Y_m$ :

$$\frac{\sigma_{est}}{1,155Y_m} = \left(\frac{1 + B}{B}\right) \left[1 - \left(\frac{h_f}{h_0}\right)^B\right] \quad (4.62)$$

El proceso de cálculo descrito es igualmente válido tanto en el caso de estirado con mandril fijo como para estirado con mandril flotante. Además, si el tapón, en lugar de ser cónico, es cilíndrico ( $\beta = 0^\circ$ ), la ecuación (4.62) también es de aplicación, sin más que sustituir en ese caso:

$$B = \frac{\mu_1 + \mu_2}{tg\alpha}$$

En lo que respecta al estirado con mandril móvil, el cálculo es básicamente el mismo, con el rozamiento actuando en sentido contrario al del movimiento del tubo, tanto en la superficie interior como en la exterior. Sin embargo, debido a que en el estirado el tubo se alarga mientras que el mandril queda sin deformar, el movimiento relativo en el interior es inverso. Por tanto, el sentido de la fuerza de rozamiento entre tubo y mandril es opuesto al que existe entre matriz y tubo, como se muestra en la Figura 4.11.

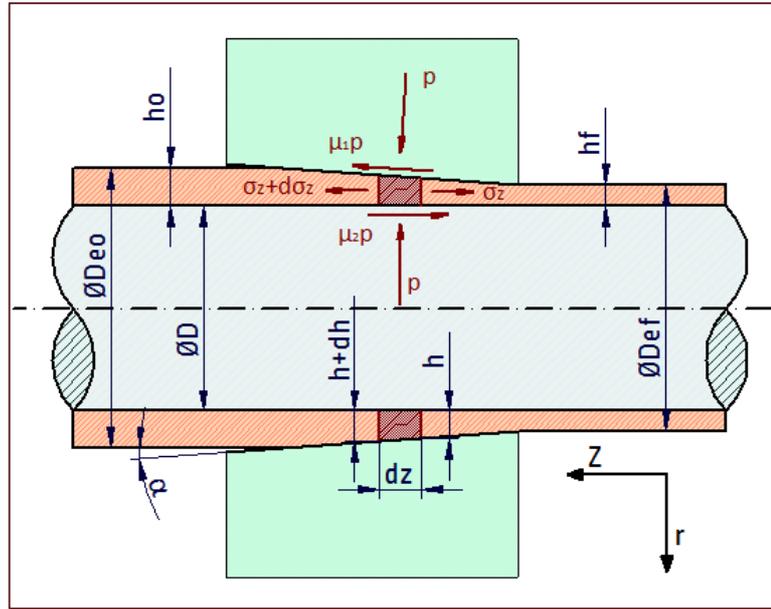


Figura 4.11. Balance de fuerzas en un elemento infinitesimal de tubo en el estirado con mandril móvil.

Continúa siendo de aplicación la ecuación (4.62), pero debido al efecto "inverso" del rozamiento en la interfase tubo-mandril, en este caso se sustituye:

$$B = \frac{\mu_1 - \mu_2}{\text{tg}\alpha}$$

teniendo en cuenta la geometría cilíndrica del mandril ( $\beta = 0^\circ$ ).

En caso de que el rozamiento sea el mismo en ambas superficies ( $\mu_1 = \mu_2$ ), se tendría que  $B = 0$ , de forma que la ecuación diferencial (4.60) será, simplemente:

$$hd\sigma_z + (\sigma_z + p)dh = 0$$

integrando, se obtiene:

$$\frac{\sigma_{est}}{1,155Y_m} = \ln\left(\frac{h_0}{h_f}\right) \quad (4.63)$$

ecuación análoga a la (4.41) para deformación homogénea, debido a que se ha suprimido el efecto del rozamiento.

El SM aplicado al estirado de tubo queda resumido en la Tabla 4.1, en la que se muestran las expresiones para calcular la carga de estirado  $F_{est}$  en los cuatro casos posibles. Esta tabla será una de las herramientas de referencia a la hora de validar los resultados obtenidos en la simulación.

Tabla 4.1. Expresiones basadas en el método de análisis local de tensiones que permiten el cálculo de la carga de estirado para los distintos tipos de estirado de tubo.

Tipo de estirado	Carga de estirado	
Sin mandril	$F_{est} = 1,155Y_m A_f \left(1 + \frac{1}{\mu \cot \alpha}\right) \left[1 - \left(\frac{D_{if}}{D_{i0}}\right)^{\mu \cot \alpha}\right]$	
Mandril fijo o flotante	$F_{est} = 1,155Y_m A_f \left(\frac{1+B}{B}\right) \left[1 - \left(\frac{h_f}{h_0}\right)^B\right]$	$B = \frac{\mu_1 + \mu_2}{tg\alpha - tg\beta}$
Mandril móvil		$B = \frac{\mu_1 - \mu_2}{tg\alpha}$

#### 4.9. Método del límite superior

A partir de los años 50 del pasado siglo, se fueron desarrollando nuevos métodos analíticos con el objetivo de conseguir una mayor precisión en la estimación de las fuerzas necesarias para llevar a cabo los PCDPs, al mismo tiempo que obtener una comprensión más profunda de dichos procesos. Un ejemplo de estos métodos son los teoremas del límite, tanto superior como inferior, desarrollados para numerosos PCDPs en condiciones de deformación plana (Johnson y Kudo, 1962). El más importante de estos métodos es el del límite superior ("*Upper Bound Method*"), en adelante UBM, que consiste en realizar un análisis de la energía disipada en el proceso, modelando previamente la zona de deformación, suponiendo un material rígido plástico perfecto. Se considera que la deformación tiene lugar en elementos triangulares (Rubio *et al.*, 2008), aunque pueden tener otra geometría, de forma que todas las partículas constitutivas de un determinado elemento se mueven con la misma velocidad, es decir, el campo de velocidades es independiente de las consideraciones tensionales.

El UBM permite obtener valores para  $\sigma_{est}$  que estarán por encima del valor real necesario, por lo que asegura que el proceso de estirado pueda llevarse a cabo. La precisión de este método es mayor que la de los dos anteriores, pues se incluyen las contribuciones de  $W_h$ ,  $W_r$ , y  $W_f$ , aunque en contrapartida, si se diseñan los equipos para el estirado a partir de este método, se estarán sobredimensionando los mismos.

La formulación general del UBM se muestra a continuación. La potencia total necesaria para llevar a cabo un determinado PCDP será (Valberg, 2010):

$$\dot{W}_t = \dot{W}_h + \dot{W}_r + \dot{W}_f = \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon} dV + \int_A k |\Delta v| dA + \int_A \tau_i v_i dA \quad (4.64)$$

donde:

- $\dot{W}_h$  es la potencia requerida en la deformación homogénea de la pieza.
- $\dot{W}_r$  es la potencia requerida como consecuencia de los esfuerzos cortantes internos a través de una discontinuidad en el campo de velocidades, es decir, debida a la distorsión interna del material.
- $\dot{W}_f$  es la potencia requerida como consecuencia del rozamiento en la interfase pieza-herramienta.

Dependiendo del modelado que se considere de la zona de deformación y de las hipótesis simplificativas realizadas, se obtendrá mayor o menor precisión en el resultado. En este trabajo se va a aplicar el UBM al estirado de tubo con mandril por ser mucho más utilizado que el estirado sin mandril. Existen numerosas expresiones para obtener la carga de estirado mediante el UBM (Rubio *et al.*, 2008; Neves *et al.*, 2003; Um y Lee, 1997; etc.). Se va a tomar como referencia para el modelado de la zona de deformación y la obtención de  $F_{est}$  el trabajo de Um y Lee (1997).

Como se observa en la Figura 4.12, se divide la zona de deformación en cinco regiones trapezoidales. El objetivo es obtener un valor de  $F_{est}$  más preciso que el que se consigue con el SM aunque, como ya se ha indicado, por encima del valor real. En los siguientes capítulos, al comparar los resultados de los métodos analíticos con los de la simulación por elementos finitos, se comprobará que  $F_{est}$  queda acotada en la mayoría de casos entre el valor que predice el SM y el que predice el UBM, lo que permite suponer que el resultado de la simulación se acerca bastante al valor real necesario para el estirado.

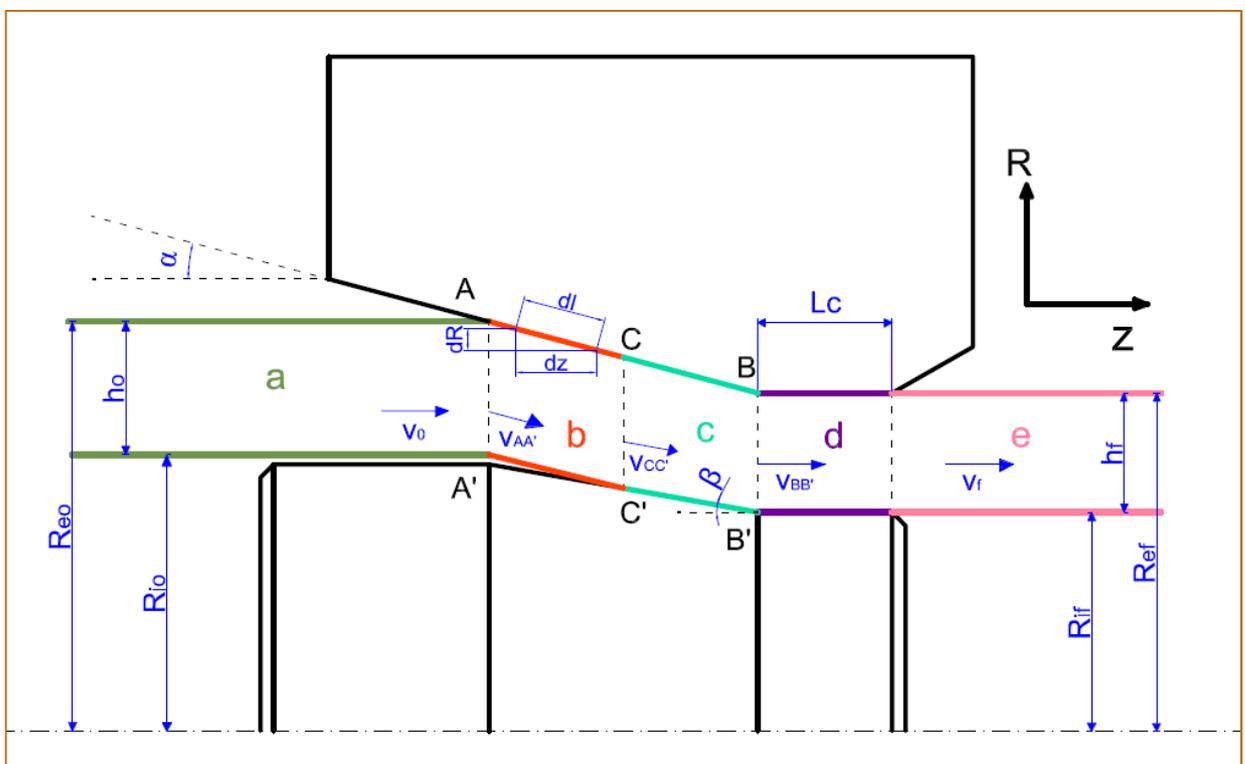


Figura 4.12. Modelado de la zona de deformación para el método del límite superior.

Se supone estirado de tubo con mandril con semiángulo  $\beta$  muy pequeño para reducir la complejidad del cálculo. Esta simplificación provocará una importante pérdida de precisión en el cálculo de la carga de estirado con mandril fijo cuando el semiángulo  $\beta$  es grande, o lo que es lo mismo, cuando la diferencia  $\alpha - \beta$  es pequeña. Sin embargo, la precisión obtenida en el caso de estirado de tubo con mandril móvil será muy superior, debido a que en todo caso el semiángulo  $\beta$  es igual a  $0^\circ$ . Lo mismo sucede para  $\beta$  bajos en el estirado con tapón (el valor máximo de  $\beta$  que se considerará en este trabajo es de  $4^\circ$ ).

Las cinco zonas en las que se divide la sección transversal del tubo son:

- Zona a  $\rightarrow$  corresponde con la parte del tubo que se encuentra a la entrada de la matriz, todavía sin deformar.
- Zona b  $\rightarrow$  la superficie exterior del tubo entra en contacto con la matriz, mientras que la interior todavía no está en contacto con el mandril. La reducción del espesor de pared es pequeña.
- Zona c  $\rightarrow$  se produce una mayor reducción del espesor de pared del tubo, de forma que éste se encuentra en contacto con matriz y mandril, siendo la zona que experimenta una mayor deformación. Se considera que tiene la misma longitud en dirección axial que la zona b.
- Zona d  $\rightarrow$  el tubo abandona la parte cónica de matriz y mandril. Se supone que no existe deformación y tan sólo se tendrá rozamiento en las interfases matriz-tubo y tubo-mandril.
- Zona e  $\rightarrow$  corresponde con la parte del tubo que se encuentra a la salida de la matriz, ya completamente deformado y con su espesor final.

Se va a aplicar la ecuación (4.64) paso a paso, considerando cada una de las zonas descritas anteriormente.

#### 4.9.1. Potencia requerida para la deformación homogénea

La energía disipada por deformación homogénea se calcula a partir de la ecuación (4.41), de forma que se tendrá, simplemente:

$$\dot{W}_h = \sigma_{est} A_f v_f = Y_m \ln \left( \frac{A_0}{A_f} \right) A_f v_f \quad (4.65)$$

#### 4.9.2. Potencia requerida como consecuencia de esfuerzos internos en las discontinuidades

Esta energía está relacionada con el cambio de dirección del campo de velocidades que tiene lugar en las discontinuidades AA' y BB'. Teniendo en cuenta el segundo término de la parte derecha de la ecuación (4.64), se tendrá:

$$\dot{W}_r = \int_A k |\Delta v| dA = \int_A k |\Delta v_{AA'}(r)| r dr d\theta + \int_A k |\Delta v_{BB'}(r)| r dr d\theta \quad (4.66)$$

Cuando una partícula de material atraviesa la línea AA', su velocidad experimenta un cambio, de forma que la velocidad pasa de ser  $\vec{v}_0$  a ser  $\vec{v}_{AA'}$ , función de la distancia  $r$  al eje longitudinal del tubo. Así pues, en la discontinuidad AA' (entrada de la matriz), el cambio de velocidad de una partícula cercana a la superficie exterior del tubo, según la dirección radial, será:

$$|\Delta v_{AA'}| = v_0 \operatorname{tg} \alpha \quad (4.67)$$

Puesto que en la zona b el espesor de pared permanece aproximadamente constante, se puede considerar que el cambio se mantiene en todo el espesor. Sustituyendo (4.67) en el primer miembro de la parte derecha de la ecuación (4.66) e integrando entre los radios interior y exterior iniciales, se obtiene:

$$\int_A k v_{AA'}(r) r dr d\theta = \int_0^{2\pi} \int_{R_{i0}}^{R_{e0}} k |\Delta v_{AA'}(r)| r dr d\theta = k \pi v_0 \operatorname{tg} \alpha (R_{e0}^2 - R_{i0}^2)$$

Teniendo en cuenta que se debe cumplir la ecuación de continuidad:

$$A_0 v_0 = A_f v_f$$

y aplicando el criterio de Von Mises, tomando como tensión de fluencia el valor medio, de forma que  $k = Y_m / \sqrt{3}$ , se obtiene finalmente para la discontinuidad AA':

$$\frac{Y_m}{\sqrt{3}} \operatorname{tg} \alpha A_f v_f \quad (4.68)$$

De modo análogo, se obtiene la energía disipada a través de la discontinuidad BB', pero en este caso se debe tener mayor consideración respecto a la influencia del semiángulo  $\beta$  del mandril.

Puesto que la diferencia  $\alpha - \beta$  óptima teórica está comprendida, aproximadamente, entre  $9^\circ$  y  $12^\circ$ , es evidente que la velocidad estará más influenciada por el semiángulo de la matriz, por lo que se puede tomar un valor medio del cambio de velocidad a través de BB'. Si el cambio de velocidad en la superficie exterior del tubo, según la dirección radial, es de  $v_f \operatorname{tg} \alpha$ , mientras que en la superficie interior es de  $v_f \operatorname{tg} \beta$ , introduciendo un coeficiente en el término  $\operatorname{tg} \alpha$  se puede establecer una ponderación de la influencia más acusada de dicho ángulo en el cambio de velocidad. Dicho coeficiente se ha estimado que tiene un valor de 1,5, correspondiente al valor medio del cociente entre  $\alpha$  y  $\beta$  para diversas combinaciones óptimas (Rubio *et al.*, 2008). De esta forma, el cambio de velocidad medio, en valor absoluto, a través de la discontinuidad BB' según la dirección radial, será:

$$|\Delta v_{BB'}| = v_f \left( \frac{3}{4} \operatorname{tg} \alpha + \frac{1}{2} \operatorname{tg} \beta \right) \quad (4.69)$$

Sustituyendo (4.69) en el segundo miembro de la parte derecha de la ecuación (4.66) e integrando entre los radios interior y exterior finales, se obtiene:

$$\int_A k v_{AA'}(r) r dr d\theta = \int_0^{2\pi} \int_{R_{if}}^{R_{ef}} k |\Delta v_{BB'}(r)| r dr d\theta = k A_f v_f \left( \frac{3}{4} tg\alpha + \frac{1}{2} tg\beta \right)$$

y aplicando el criterio de Von Mises, se obtiene finalmente para la discontinuidad BB':

$$\frac{Y_m}{\sqrt{3}} \left( \frac{3}{4} tg\alpha + \frac{1}{2} tg\beta \right) A_f v_f \quad (4.70)$$

Respecto a la discontinuidad CC', se considera que el cambio de dirección en el campo de velocidades a través de ella es despreciable, puesto que , tal y como se observa en la Figura 4.12,  $\vec{v}_{AA'} \cong \vec{v}_{CC'}$ .

De las ecuaciones (4.68) y (4.70) se desprende que la energía disipada a través de la discontinuidad AA' siempre será mayor que la disipada a través de BB', puesto que los esfuerzos cortantes internos serán más acusados en aquella al ser mayor la reducción del diámetro. Sumando ambas ecuaciones, se obtiene finalmente la potencia requerida como consecuencia de esfuerzos internos a través de las discontinuidades:

$$\dot{W}_r = \frac{Y_m}{\sqrt{3}} \left( \frac{7}{4} tg\alpha + \frac{1}{2} tg\beta \right) A_f v_f \quad (4.71)$$

### 4.9.3. Potencia requerida como consecuencia del rozamiento

La obtención de la energía disipada por fricción es la más compleja, puesto que hay que considerar diferentes interfases tubo-herramienta. Al sumar todas las contribuciones, se deberá cumplir:

$$\dot{W}_f = \int_A \tau_i v_i dA$$

En la zona b, se supone que el tubo tiene contacto directo con la matriz pero no con el mandril. La energía disipada por rozamiento en la interfase matriz-tubo será, considerando el modelo de fricción de Coulomb:

$$\dot{W}_{fb}^\alpha = \int_A \mu_1 p v R dl d\theta \quad (4.72)$$

Como se observa en la Figura 4.12:

$$dl = \frac{dR}{\sin\alpha}$$

$$v = \frac{v_z}{\cos\alpha}$$

por tanto, la ecuación (4.72) queda como:

$$\dot{W}_{fb}^\alpha = \int_A \mu_1 p \frac{v_z}{\cos\alpha} R \frac{dR}{\sin\alpha} d\theta$$

haciendo uso de la identidad trigonométrica ( $\sin(2\alpha) = 2\sin\alpha\cos\alpha$ ), y de la ecuación de continuidad para una determinada sección del tubo comprendida entre AA' y CC', la expresión anterior toma la forma:

$$\dot{W}_{fb}^\alpha = \int_A \frac{2\mu_1 p}{\sin(2\alpha)} v_0 (R_{e0}^2 - R_{i0}^2) \frac{R}{(R^2 - r^2)} dR d\theta$$

donde  $R$  y  $r$  representan, respectivamente, los radios exterior e interior en puntos paralelos a las secciones AA' y CC', a lo largo del eje  $z$ . Considerando que la reducción del diámetro interior del tubo es despreciable, se puede tomar, para el caso más desfavorable,  $r \cong R_{if}$ , por lo que sustituyendo en la ecuación anterior e integrando entre el punto C ( $R = R_{e0} - (R_{i0} - R_{if}) = R_{if} + h_0$ ) y el punto A ( $R = R_{e0}$ ), y teniendo en cuenta el sentido del rozamiento, se llegará a:

$$\dot{W}_{fb}^\alpha = \frac{2\mu_1 p A_f v_f}{\sin(2\alpha)} \ln \left[ \frac{(R_{e0}^2 - R_{if}^2)}{(h_0^2 + 2R_{if}h_0)} \right] \quad (4.73)$$

En la zona c se supone que el tubo está en contacto con matriz y con mandril. Operando de forma análoga para el rozamiento con la matriz, se llega a:

$$\dot{W}_{fc}^\alpha = \frac{2\mu_1 p A_f v_f}{\sin(2\alpha)} \ln \left[ \frac{(h_0^2 + 2R_{if}h_0)}{(R_{ef}^2 - R_{if}^2)} \right] \quad (4.74)$$

Se comprueba que el resultado es inverso al de (4.73), debido a que en ambos casos se ha supuesto  $r \cong R_{if}$ , por lo que se podría haber hecho el análisis conjunto de las zonas b y c. Por claridad, se ha optado por realizar el análisis de ambas zonas por separado.

Respecto al rozamiento entre tubo y mandril, se opera de forma análoga, pero ahora, puesto que  $\beta$  es un ángulo muy pequeño, se puede aproximar  $\beta \cong 0^\circ$ , de forma que  $v = v_z$ . Por otro lado, se considera que  $R \cong R_{if} + h_0$  y  $r \cong R_{if}$  como valores aproximados en una determinada sección de la zona c. Se tendrá:

$$\dot{W}_{fc}^\beta = \int_A \mu_2 p v_f (R_{ef}^2 - R_{if}^2) \frac{R_{if}}{(h_0^2 + 2R_{if}h_0)} dz d\theta$$

tomando  $l$  como la longitud de la zona c en dirección axial e integrando:

$$\dot{W}_{fc}^{\beta} = 2\mu_2 p A_f v_f \frac{R_{if}}{(h_0^2 + 2R_{if}h_0)} l$$

de la Figura 4.12 se deduce:

$$tg\alpha = \frac{R_{if} + h_0 - R_{ef}}{l}$$

finalmente, se obtiene:

$$\dot{W}_{fc}^{\beta} = 2\mu_2 p A_f v_f \frac{R_{if}(R_{if} + h_0 - R_{ef})}{(h_0^2 + 2R_{if}h_0)tg\alpha} \quad (4.75)$$

Por último, en la zona d, las superficies de contacto matriz-tubo y tubo-mandril son paralelas, de forma que se integra en toda la longitud  $l$  de esta región, que coincide con la longitud  $L_c$  de la parte cilíndrica de la matriz (ver apartado 2.3.8.2), obteniendo para el rozamiento entre matriz y tubo:

$$\dot{W}_{fd}^{\alpha} = 2\pi\mu_1 p v_f R_{ef} L_c \quad (4.76)$$

y para el rozamiento entre tubo y mandril:

$$\dot{W}_{fd}^{\beta} = 2\pi\mu_2 p v_f R_{if} L_c \quad (4.77)$$

Así pues, la potencia requerida como consecuencia del rozamiento será la suma de las ecuaciones (4.73) a (4.77):

$$\dot{W}_f = \dot{W}_{fb}^{\alpha} + \dot{W}_{fc}^{\alpha} + \dot{W}_{fd}^{\alpha} + \dot{W}_{fc}^{\beta} + \dot{W}_{fd}^{\beta}$$

operando:

$$\dot{W}_f = 2p v_f \left\{ \frac{\mu_1 A_f}{\sin(2\alpha)} \ln \left[ \frac{(R_{e0}^2 - R_{if}^2)}{(R_{ef}^2 - R_{if}^2)} \right] + \mu_2 A_f \left[ \frac{R_{if}(R_{if} + h_0 - R_{ef})}{(h_0^2 + 2R_{if}h_0)tg\alpha} \right] + \pi L_c (\mu_1 R_{ef} + \mu_2 R_{if}) \right\}$$

La ecuación anterior se puede expresar como:

$$\dot{W}_f = 2p v_f (A + B + C) \quad (4.78)$$

siendo:

$$A = \frac{\mu_1 A_f}{\sin(2\alpha)} \ln \left[ \frac{(R_{e0}^2 - R_{if}^2)}{(R_{ef}^2 - R_{if}^2)} \right] \quad (4.79)$$

$$B = \mu_2 A_f \left[ \frac{R_{if}(R_{if} + h_0 - R_{ef})}{(h_0^2 + 2R_{if}h_0)tg\alpha} \right] \quad (4.80)$$

$$C = \pi L_c (\mu_1 R_{ef} + \mu_2 R_{if}) \quad (4.81)$$

El valor de la presión  $p$  es desconocido. Para expresar la ecuación (4.78) en función de la carga de estirado es necesario recordar la relación entre  $p$  y  $\sigma_z$  para un estado de deformación plana:

$$p = S - \sigma_z = S - \frac{F_{est}}{A_f}$$

sustituyendo en (4.78):

$$\dot{W}_f = 2v_f \left( S - \frac{F_{est}}{A_f} \right) (A + B + C) \quad (4.82)$$

#### 4.9.4. Potencia final requerida en el estirado

Una vez analizada la contribución de cada una de las potencias involucradas, la expresión final del UBM para el estirado de tubo con mandril quedará como:

$$\dot{W}_t = F_{est}v_f = \dot{W}_h + \dot{W}_r + \dot{W}_f$$

sustituyendo en la ecuación anterior las energías disipadas por deformación homogénea (4.65), por esfuerzos cortantes en las discontinuidades (4.71), y por el rozamiento (4.82):

$$F_{est}v_f = Y_m \ln \left( \frac{A_0}{A_f} \right) A_f v_f + \frac{Y_m}{\sqrt{3}} \left( \frac{7}{4} tg\alpha + \frac{1}{2} tg\beta \right) A_f v_f + 2v_f \left( S - \frac{F_{est}}{A_f} \right) (A + B + C)$$

puesto que la tensión de fluencia en deformación plana es  $S = 1,155Y_m$  y denotando, por simplicidad,  $f_f = A + B + C$  cómo una función del rozamiento, se opera en la expresión anterior llegando a la expresión final para la carga de estirado:

$$F_{est} = \frac{Y_m A_f^2 \left[ \ln \left( \frac{A_0}{A_f} \right) + \frac{1}{\sqrt{3}} \left( \frac{7}{4} tg\alpha + \frac{1}{2} tg\beta \right) + \frac{4f_f}{\sqrt{3}A_f} \right]}{A_f + 2f_f} \quad (4.83)$$

La ecuación (4.83) supone una aproximación a la máxima carga necesaria para ejecutar un determinado proceso de estirado con tapón. Dicha expresión es válida para pequeños valores de  $\beta$  y cuando los coeficientes de rozamiento no son demasiado elevados.

La validez de (4.83) para pequeños valores de semiángulo de mandril permite aplicar esta ecuación al caso de estirado de tubo con mandril móvil introduciendo alguna modificación que refleje el hecho de que el rozamiento en la superficie interna soporta parte de la carga de estirado. Con este objetivo, se alteran las ecuaciones (4.80) y (4.81), en las que se considera un coeficiente de rozamiento  $\mu_2$  negativo, quedando:

$$B = -\mu_2 A_f \left[ \frac{R_{if}(R_{if} + h_0 - R_{ef})}{(h_0^2 + 2R_{if}h_0)tg\alpha} \right] \quad (4.84)$$

$$C = \pi L_c (\mu_1 R_{ef} - \mu_2 R_{if}) \quad (4.85)$$

Así pues, la carga de estirado con mandril móvil quedará como:

$$F_{est} = \frac{Y_m A_f^2 \left[ \ln \left( \frac{A_0}{A_f} \right) + \frac{2}{\sqrt{3}} tg\alpha + \frac{4f_f}{\sqrt{3}A_f} \right]}{A_f + 2f_f} \quad (4.86)$$

con  $f_f = A + B + C$ , donde  $A$  viene definida por la ecuación (4.79),  $B$  por la (4.84), y  $C$  por la (4.85). De esta forma, se comprueba analíticamente que para unas mismas condiciones de operación, y suponiendo que  $\beta = 0^\circ$  en ambos casos, la carga necesaria para el estirado con mandril móvil es inferior a la necesaria en el estirado con tapón, lo que está en consonancia con las observaciones experimentales.

El UBM aplicado al estirado de tubo queda resumido en la Tabla 4.2, en la que se muestran las expresiones para calcular la carga de estirado  $F_{est}$  en tres de las cuatro variantes.

Tabla 4.2. Expresiones basadas en el método del límite superior que permiten el cálculo de la carga de estirado para los casos de estirado de tubo con mandril.

Tipo de estirado	Carga de estirado
Sin mandril	-
Mandril fijo o flotante	$F_{est} = \frac{Y_m A_f^2 \left[ \ln \left( \frac{A_0}{A_f} \right) + \frac{1}{\sqrt{3}} \left( \frac{7}{4} tg\alpha + \frac{1}{2} tg\beta \right) + \frac{4f_f}{\sqrt{3}A_f} \right]}{A_f + 2f_f}$
Mandril móvil	$F_{est} = \frac{Y_m A_f^2 \left[ \ln \left( \frac{A_0}{A_f} \right) + \frac{2}{\sqrt{3}} tg\alpha + \frac{4f_f}{\sqrt{3}A_f} \right]}{A_f + 2f_f}$

Como se comentó anteriormente, no se ha desarrollado el UBM para el caso de estirado sin mandril debido a su menor importancia práctica. Por tanto, tan sólo se realizará la comparación del UBM con los resultados de la simulación en aquellos casos de estirado de tubo en los que se emplee herramienta interna, mientras que en la simulación de estirado sin mandril únicamente se utilizará como base comparativa el SM.

#### **4.10. Método de Elementos Finitos**

El método de elementos finitos fue desarrollado inicialmente para obtener una solución aproximada de un sistema de vibración (Courant, 1943). El primer campo de aplicación fue el análisis estructural, siendo a finales de los años sesenta cuando esta técnica se extendió a la resolución de problemas elastoplásticos (Yamada *et al.*, 1968), comenzando poco después a aplicarse el MEF a los procesos de conformado. Con el desarrollo de los microprocesadores en los años ochenta se empezó a implementar el método en programas comerciales que han ido desarrollándose hasta la actualidad, existiendo una gran variedad de programas de propósito general y particular.

En lo que respecta al proceso de estirado de tubo, las primeras investigaciones por MEF fueron las de Sawamiphakdi *et al.* (1991), quienes desarrollaron un modelo por elementos finitos para determinar el tamaño inicial apropiado de un tubo con el fin de obtener unas propiedades mecánicas adecuadas después del proceso que aseguraran la obtención de un tubo con una determinada reducción de área sin riesgos de fractura.

El MEF, junto con la experimentación, es la técnica que ofrece mayor precisión en el estudio del estirado de tubo y en el del conformado de metales en general. Considera aspectos mecánicos, térmicos, y de contacto (rozamiento), lo que permite realizar un análisis muy completo del proceso (velocidades, tensiones, deformaciones, temperaturas, distribución de presiones, etc.), obteniendo resultados prácticamente iguales a los experimentales, con la ventaja de que mediante la simulación se pueden conocer las características termomecánicas del material deformado de una forma mucho más detallada, rápida y económica que mediante ensayos de laboratorio o en planta. Por esta razón, el MEF se ha impuesto en los últimos años como la técnica más importante en el análisis del conformado de metales, así como en la inmensa mayoría de campos relacionados con la ingeniería (Zienkiewicz y Taylor, 1994).

En el siguiente capítulo, se aborda el estudio completo mediante MEF de las distintas tipologías de estirado de tubo. Para ello, se empleará el software comercial Abaqus en su versión para estudiantes.

# CAPÍTULO 5. MODELIZACIÓN DEL ESTIRADO DE TUBO MEDIANTE SIMULACIÓN POR ELEMENTOS FINITOS

## 5.1. Introducción

Entre los diferentes métodos numéricos que permiten la resolución de sistemas de ecuaciones diferenciales parciales, el MEF es, sin duda, el más popular y el de mayor aplicabilidad tanto a nivel académico como industrial. Ello se fundamenta en dos razones principales:

- Se trata del método numérico más potente de los disponibles en la actualidad, por ser adecuado para modelar dominios irregulares, condiciones de contorno, no linealidades (geométricas y/o mecánicas) y/o sistemas de carga complejos, de modo que puede ser empleado en problemas de ingeniería muy diversos (mecánica de sólidos, mecánica de fluidos, transmisión de calor, electromagnetismo, etc.). Aunque no es posible obtener una solución exacta, sí es posible aproximarse mucho al comportamiento real, lo que resulta óptimo en la mayoría de situaciones a nivel práctico, e incluso a nivel teórico.
- Podría pensarse que los excelentes resultados que se pueden cosechar con este método son el fruto de un profundo conocimiento de la materia a estudio. No obstante, aunque es muy recomendable conocer los principios fundamentales y las ecuaciones constitutivas del modelo sometido a análisis, el estudio de algunos problemas prácticos puede resultar relativamente sencillo. Además, las interfaces de las modernas implementaciones informáticas del método guían y ayudan al usuario durante el modelado y la obtención de una solución satisfactoria para un problema dado.

De acuerdo con el proceso planteado en este trabajo, se debe prestar especial atención a la modelización de sistemas no lineales, de vital importancia en numerosos problemas de ingeniería, ya que, en general, los fenómenos físicos exhiben un comportamiento no lineal y, aunque pueden ser aproximados mediante sistemas de ecuaciones lineales, en el mejor de los casos sólo es posible obtener una aproximación al comportamiento real.

Pese a lo anterior, el modelado lineal ofrece resultados muy satisfactorios en determinadas situaciones. Un ejemplo típico es la deflexión de una viga sometida a cierta carga, siempre que la deflexión provocada sea pequeña. Esto es aplicable en mecánica de sólidos ante pequeñas deformaciones y pequeños desplazamientos y/o rotaciones. Sin embargo, no es posible efectuar tal aproximación en situaciones en las que se producen grandes deformaciones, cuando la respuesta del material es compleja, al variar las condiciones de contorno, etc., características que

se presentan en los PCDPs, en los que existe una fuerte relación de no linealidad consecuencia de la importante deformación sufrida por la pieza durante el conformado, y motivo por el cual el MEF es la técnica de análisis más utilizada.

La forma general para solucionar un problema mediante MEF se basa en una discretización del mismo. Se divide el medio continuo a analizar en elementos interconectados entre sí por una serie de puntos, denominados nodos, que conforman una malla, permitiendo así modelar un sistema continuo de infinitos grados de libertad, como un sistema discreto con un número finito de grados de libertad. Si se aplica esta técnica a un cuerpo, cuanto mayor sea el número de elementos de malla, mayor será la aproximación a la estructura del cuerpo real y, por tanto, mayor será la precisión del método. Una vez realizado el mallado, y conocidas las leyes físicas que gobiernan el fenómeno a analizar, se establecen las ecuaciones de los elementos (el número de ecuaciones es proporcional al número de nodos) y se ensamblan en un sistema de ecuaciones diferenciales que serán resueltas mediante técnicas de análisis numérico (Kobayashi, 1989).

La resolución del sistema de ecuaciones diferenciales se basa en la condición de equilibrio estático y, puesto que es en los nodos dónde se analizan las incógnitas, se debe cumplir que todos los nodos del sistema se encuentren en equilibrio estático, es decir, la suma de fuerzas externas e internas en cada nodo debe ser nula.

Para hallar la solución al problema, se puede emplear un procedimiento implícito o bien un procedimiento explícito. El procedimiento implícito utiliza una estrategia de incrementos automática para resolver un sistema con muchas ecuaciones, es decir, el problema es resuelto de manera iterativa. Esto requiere una cantidad importante de recursos computacionales, aunque presenta ventajas dependiendo del tipo de análisis. Por su parte, el procedimiento explícito halla la solución determinando los cambios incrementales sobre los valores obtenidos inmediatamente antes durante el análisis. En este caso, debido a que existen una menor cantidad de parámetros de control involucrados, resulta más sencillo optimizar la solución (Valberg, 2010).

Aunque en los PCDPs la utilización de una u otra metodología depende del problema a tratar, en general, el método implícito es razonablemente efectivo y puede ser más rápido que el explícito para pequeños problemas. En el caso de análisis más complejos, con grandes y refinadas mallas, el método explícito es más efectivo y recomendable.

Además de la metodología a emplear para solucionar el problema, se debe tener en cuenta el tipo de formulación relacionada con el flujo plástico en el modelo de material. Existen dos modos para describir las deformaciones en el medio continuo, el Lagrangiano y el Euleriano. La descripción lagrangiana, típicamente utilizada para realizar simulaciones en mecánica de sólidos, emplea las coordenadas de un punto del material en su estado no deformado como variables independientes, mientras que la descripción euleriana utiliza las coordenadas de un punto del material en el estado deformado. Como consecuencia, la malla en el sistema Lagrangiano se mueve con el material, mientras que en el Euleriano se encuentra fijada espacialmente, de modo que el material fluye a través de ella, caso típico de las simulaciones en mecánica de fluidos.

Existe un caso intermedio entre los anteriores, el método ALE (“*Adaptative Lagrangian-Eulerian*”), en el que la malla se desplaza parcialmente, adaptándose a las deformaciones del material, es decir, presenta al mismo tiempo características lagrangianas y eulerianas, lo que resulta muy adecuado en determinados PCDPs, como en la extrusión.

En este capítulo, se va a llevar a cabo el modelado y posterior análisis por elementos finitos ("Finite Element Analysis"), en adelante FEA, de distintos procesos de estirado de tubo mediante el programa Abaqus en su versión estudiantil. Abaqus es un software FEA de propósito general, ampliamente utilizado en el análisis de procesos de conformado, que permite resolver el problema haciendo uso de una metodología implícita (Abaqus/Standard) o de una metodología explícita (Abaqus/Explicit). En este trabajo se utilizará el procedimiento implícito con descripción lagrangiana de flujo, por supuesto considerando las no linealidades del problema. Esta estrategia ofrece resultados satisfactorios, teniendo en cuenta la limitación en el número de nodos que presenta la versión estudiantil de Abaqus (1000 nodos).

Independientemente del software utilizado, el modelado por elementos finitos de un PCDP responde a una serie de etapas en las que se va desarrollando el problema. A medida que las hipótesis adoptadas en el mismo involucren relaciones más complejas, la modelización será más laboriosa y la simulación requerirá de un mayor coste computacional. En la Figura 5.1 se muestra un esquema general del FEA aplicado a un PCDP que, sin restar generalidad, puede utilizarse para modelar el proceso de estirado de tubo.

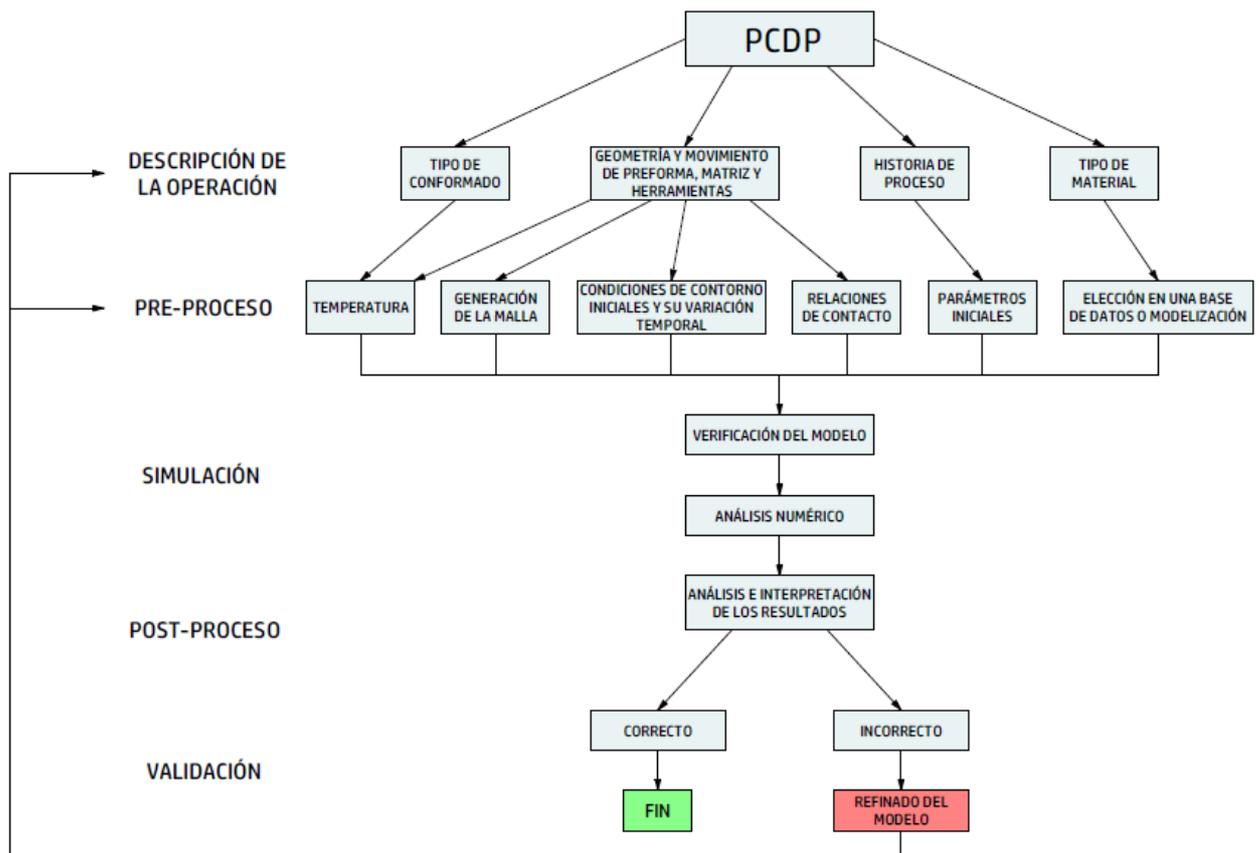


Figura 5.1. Esquema general del modelado y análisis por elementos finitos en procesos de conformado por deformación plástica.

En la figura anterior se pueden distinguir, básicamente, cinco etapas en el modelado por elementos finitos (Rowe *et al.*, 1991):

- 1) En primer lugar, se establece una descripción de la operación a realizar (conformado en frío o en caliente, geometría, material y movimiento de pieza y herramientas, existencia de procesados previos, etc.).
- 2) Después, se realiza el mallado de los elementos y se definen las condiciones previas al proceso, como las relaciones de contacto entre los distintos elementos, la temperatura, y las condiciones de contorno y su posible variación temporal. Al mismo tiempo, en caso de que el material haya sido sometido a deformaciones previas, es necesario establecer los parámetros iniciales.  
Las etapas 1) y 2) constituyen el pre-proceso.
- 3) Una vez definido por completo el modelo, se verifica su validez y se lleva a cabo la simulación en la que el microprocesador realiza todos los cálculos. Debido a la no linealidad en el conformado de metales, es necesario un proceso iterativo mediante la aplicación de un criterio de convergencia para obtener la solución final, generalmente el método de Newton-Raphson, que será el utilizado para la resolución en Abaqus/Standard.
- 4) Terminada la simulación, el programa muestra los resultados obtenidos. A partir de aquí, es el usuario el que debe interpretar si los resultados son válidos o no, en base a su experiencia y a la comparación con otros métodos analíticos y/o experimentales. Por ello, aunque el FEA es la técnica más potente que existe en la actualidad, resulta imprescindible un amplio conocimiento del PCDP a modelar.
- 5) Si el usuario interpreta los resultados como válidos, el análisis habrá finalizado. En caso contrario, se debe mejorar el modelo regresando a las etapas 1 y/o 2.  
Las etapas 4) y 5) constituyen el post-proceso.

## 5.2. Consideraciones previas a la modelización del estirado de tubo

Como ya se comentó en el Capítulo 1, este trabajo se apoya en los resultados obtenidos por el autor en su Proyecto Fin de Grado, en adelante PFG (Pérez, 2015). En dicho proyecto, se efectuó un profundo estudio de las distintas variantes del proceso de estirado de tubo, destacando en el análisis de los resultados los valores óptimos de semiángulo de matriz ( $\alpha_{opt}$ ), en el caso de estirado sin mandril y con mandril móvil, y las combinaciones de semiángulos de matriz y mandril óptimas ( $\alpha/\beta_{opt}$ ) para el estirado con mandril fijo y flotante, siempre desde el punto de vista energético, y para tres materiales metálicos: un acero de bajo contenido en carbono (UNS G10100), una aleación común de aluminio (UNS A96063) y cobre electrolítico (UNS C11000), observando un comportamiento muy similar para los tres materiales bajo unas mismas condiciones de estirado.

En todos los casos planteados, se asumieron geometrías troncocónicas en la zona de deformación, tanto para la matriz como para el mandril, con un redondeo mínimo en la transición entre la geometría cónica y la cilíndrica ( $r_{ent}=0,5$  mm). Puesto que se partió de las mismas dimensiones iniciales de tubo en todas las simulaciones, se consiguió asegurar un análisis satisfactorio tanto desde el punto de vista cualitativo como desde el cuantitativo.

### 5.2.1. Análisis preliminar de perfiles geométricos de matriz y mandril

El trabajo actual también se fundamenta en el análisis energético de los procesos de estirado de tubo, pero desde una perspectiva diferente. En este caso, en lugar de asumir un perfil cónico para la geometría de la matriz, se parte de la hipótesis de una posible mayor conveniencia en la utilización de perfiles curvos para la matriz, con el objetivo de reducir las energías derivadas del rozamiento y de la deformación interna. A partir de los valores óptimos de semiángulo de matriz (estirado sin mandril y con mandril móvil) y de las combinaciones óptimas de semiángulo de matriz y mandril (estirado con mandril fijo y flotante) halladas en el PFG, se efectuará una comparación entre la carga de estirado obtenida con perfiles cónicos de  $r_{ent}$  mínimo y las obtenidas con perfiles en forma de arco circular y con perfiles combinados con distintos radios de curvatura en el lugar geométrico en el que se produce el cambio de geometría cónica a cilíndrica, esto es, para distintos valores de  $r_{ent}$ .

Aunque el estudio geométrico se llevará a cabo en mayor profundidad en el apartado 5.4.2, en la Figura 5.2 se pueden ver distintos diseños de matrices para un mismo valor de  $r$  y  $\alpha$ , y partiendo de las mismas dimensiones iniciales de tubo. El perfil de color azul se corresponde con el que se adoptó en el PFG, mientras que los de color amarillo, verde y rojo son ejemplos de algunos de los que se utilizarán en las simulaciones a lo largo de este trabajo.

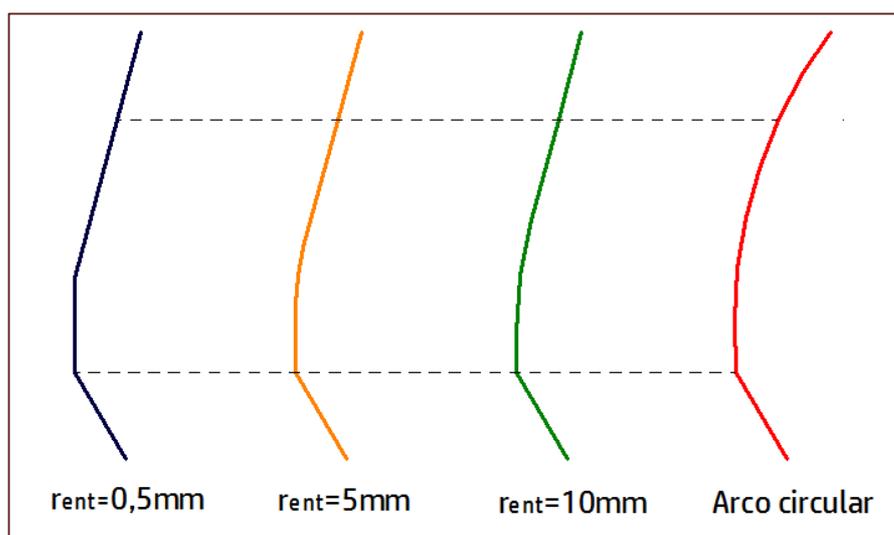


Figura 5.2. Comparación entre distintos perfiles de matriz ( $r=10\%$ ;  $\alpha=15^\circ$ ;  $Deo=22$  mm;  $Def=20,09$  mm). La región comprendida entre las líneas discontinuas se corresponde con la zona de deformación.

En lo que respecta a la geometría del mandril, como se verá posteriormente, los valores de  $\beta_{opt}$  que serán sometidos a análisis están comprendidos entre  $0^\circ$  y  $4^\circ$ , de modo que no tiene sentido adoptar una geometría en forma de arco circular, pues para valores bajos de  $\beta$  se obtendría un radio muy elevado, aproximándose el perfil al de una línea recta. Lo anterior es aplicable al estirado de tubo con mandril fijo y flotante, pero, como es evidente, carece de importancia en el caso de estirado sin mandril, dada la ausencia del mismo, y en el caso de estirado con mandril móvil, donde  $\beta$  es constante e igual a  $0^\circ$ .

La hipótesis de que perfiles curvos de matriz permiten minimizar la carga en los procesos de estirado de tubo se fundamenta en las siguientes suposiciones:

- Diversos fenómenos físicos se modelan a partir de curvas algebraicas bien conocidas y estudiadas. Algunos ejemplos son la curva braquistócrona (curva entre dos puntos que es recorrida en menor tiempo por un cuerpo sometido a la acción de la gravedad, en ausencia de rozamiento y cuya velocidad inicial es cero), la curva tautócrona (aquella para la cual el tiempo tomado por un objeto que desliza sin rozamiento en gravedad uniforme hasta su punto más bajo es independiente de su punto de partida), o la catenaria (curva que adopta un hilo, cadena o cuerda ideal perfectamente flexible, con masa distribuida uniformemente por unidad de longitud, suspendido por sus extremos y sometido a la acción de gravedad uniforme).

En base a lo anterior, es razonable suponer que exista una curva óptima para el perfil de la matriz que minimice la energía requerida para llevar a cabo el proceso de estirado de tubo, teniendo en cuenta la complejidad del fenómeno de deformación del sólido, más aún en presencia de rozamiento. Adoptar curvas algebraicas como las citadas en el párrafo anterior requiere de un fuerte análisis matemático, por lo que para el propósito y alcance de este trabajo se van a considerar perfiles en forma de arco circular, tanto completos como combinados con perfiles rectos de geometría cónica.

- Distintos investigadores han llevado a cabo estudios relacionados con la utilización de perfiles alternativos de matriz y herramientas durante el proceso de estirado en general, y de estirado de tubo en particular. Aunque se han identificado trabajos en los que se analiza la conveniencia de varios perfiles desde diferentes puntos de vista (energético, acabado superficial, precisión dimensional, vida de matriz y herramientas, tensiones residuales, fractura causada por una deformación excesiva, etc.), no se han encontrado trabajos en la literatura en los que se trate el problema de forma global aplicado al estirado de tubo, teniendo en cuenta distintas variantes de proceso, reducciones de sección, coeficientes de rozamiento, o combinaciones de semiángulos óptimos de matriz y mandril, lo que justifica la realización de este estudio.

Camacho *et al.* (2015) simulan procesos de estirado de barra, con y sin rozamiento, a partir de tres geometrías de matriz (cónica, cónico-cilíndrica y arco circular), obteniendo los mejores resultados de tensiones equivalentes y presiones de contacto para la forma circular. Sheu *et al.* (2014) proponen dos diseños de matrices para estirado de tubo basados en curvas tipo arco y Bezier, concluyendo que éstas dan mejores resultados que los perfiles rectos convencionales en cuanto a la carga requerida y a la distribución de deformaciones equivalentes en dirección radial. Bihamta *et al.* (2012) llevan a cabo simulaciones y experimentos de estirado de varios tubos de aleación de aluminio UNS A96063 de sección variable, obteniendo valores óptimos para una geometría cónico-cilíndrica con  $r_{ent}=10\text{mm}$ . Béland *et al.* (2011) también realizan un estudio por MEF y experimental de tubos de aleación UNS A96063, demostrando que a medida que aumenta el radio de curvatura entre la zona cónica y la zona cilíndrica,  $r_{ent}$ , también lo hace la tensión de estirado, lo que significa que una amplia zona de contacto entre tubo y matriz se traduce en una mayor fuerza de rozamiento. Kwan (2002) propone un campo de velocidades que permite el estudio analítico del estirado de tubo mediante el UBM, obteniendo perfiles de matriz y mandril a partir de curvas arbitrarias, cuya forma óptima

requiere de la existencia de algún punto de inflexión justo en la mitad de la longitud de la zona de deformación. Sang-Kon *et al.* (2012) efectúan un análisis experimental y por MEF para optimizar el perfil de la matriz en un determinado proceso de estirado de tubo, concluyendo que un perfil cónico es más adecuado que uno curvo para minimizar el daño y prevenir la fractura, ya que la forma curva causa una excesiva deformación del material al comienzo del proceso. En este sentido, Linardon *et al.* (2014) también concluyen, mediante el empleo de diversos criterios de fractura, que la geometría cónico-cilíndrica con valores bajos de  $\alpha$  es la óptima para prevenir la fractura. Por su parte, Bramley y Smith (1976) recomiendan el uso de la menor longitud cilíndrica posible a la salida de la matriz con el objetivo de reducir la fuerza de estirado del tubo e incrementar la estabilidad del proceso. En contraposición, Danckert y Endelt (2009) recomiendan el empleo de una geometría cilíndrica a la salida de la matriz, situando su longitud en un 10% del diámetro exterior inicial del tubo.

Del análisis de la literatura, se desprende que la mayor o menor conveniencia de utilizar perfiles curvos para llevar a cabo el estirado de tubo depende fuertemente de las condiciones de proceso (reducción de sección, material, rozamiento, etc.) y de la variable o variables de interés al final del mismo (carga de estirado, presiones de contacto, daño, tensiones residuales, etc.).

### **5.2.2. Aplicabilidad de los procesos de estirado de tubo de AHSS. Materiales seleccionados para la simulación**

Además del análisis geométrico, otro de los propósitos de este documento consiste en explorar la aplicación de los procesos de estirado de tubo para el conformado de distintos tipos de AHSS. Ya se analizó en el Capítulo 3 la clasificación, principales características y aplicaciones de los aceros avanzados de alta resistencia, focalizando el estudio en los denominados AHSS de primera generación. Se comprobó cómo, en la actualidad, el sector de mayor demanda de este tipo de aceros es el de la automoción, principalmente para la fabricación de componentes de chasis y carrocería mediante procesos como la estampación o la embutición profunda. Aún así, cada vez está más extendido el uso de AHSS en otros sectores industriales (civil, militar, aeroespacial, naval, maquinaria pesada, etc.).

En lo referente al conformado de formas tubulares, en los capítulos 2 y 3 se presentaron los métodos de fabricación de tubo con costura de AHSS y la posible aplicación posterior de un estirado para mejorar las propiedades mecánicas, el acabado superficial, la precisión dimensional y la concentricidad. De cara a las simulaciones, el conformado de tubo de acero de alta resistencia sólo tiene sentido en aquellos casos en los que existe mandril (fijo, flotante, o móvil), pues el estirado sin mandril carece de importancia tecnológica para el conformado de AHSS por la propia naturaleza del proceso, al no existir control dimensional sobre la superficie interna del tubo. Además, el estirado de tubo con mandril móvil es más indicado para aplicar grandes reducciones en el tubo, cosa que no se produce en los AHSS, por lo que en este documento sólo se analizarán los procesos con mandril fijo y flotante ejecutados sobre determinados tipos de aceros de alta resistencia.

En cuanto a la literatura, existen numerosos artículos que hacen énfasis en los PCDPs de mayor aplicabilidad para el conformado de AHSS, la estampación y la embutición. En lo que respecta al

conformado de tubo, se han encontrado algunos trabajos relativos al hidroconformado de AHSS, como los de Abedrabbo *et al.* (2009) y Nihhare *et al.* (2009), pero no se han identificado investigaciones relacionadas con el estirado de tubo, lo que justifica aún más la realización de este documento.

La selección de los aceros de alta resistencia que serán sometidos a análisis en este trabajo debe ser consecuente, por un lado, con el conocimiento existente sobre el comportamiento del material, es decir, con la disponibilidad de datos de tensión-deformación verdaderas que permitan caracterizarlo y modelarlo en Abaqus, y por otro lado, con la aplicabilidad real de un determinado tipo de acero en su forma tubular, por ejemplo, como ya se vio en el Capítulo 3, en distintos componentes del automóvil (una muestra adicional se puede ver en la Figura 5.3), o para la fabricación de cilindros hidráulicos.



Figura 5.3. Puerta lateral de la carrocería de un automóvil con dos perfiles tubulares de sección constante, uno redondo y otro rectangular, fabricados en DP800 (adaptada de Keeler *et al.*, 2017).

De acuerdo con lo anterior, los AHSS seleccionados para realizar el FEA son:

- DP600
- DP800
- TRIP780

Las propiedades mecánicas en general, y los datos de tensión-deformación en particular, pertenecientes a los aceros anteriores, que serán utilizados durante las simulaciones y la posterior comparación de resultados frente a los métodos analíticos, se han tomado de un valioso recurso online con enfoque *open access*, la web del Instituto Americano de Desarrollo de Mercado del Acero, en adelante SMDI (“*Steel Market Development Institute*”). El SMDI constituye una importante iniciativa global que promueve el I+D focalizado en los AHSS, con el objetivo de asegurar la utilización de componentes de acero en el cada vez más competitivo, y diversificado en cuanto a materiales, mercado de la automoción. Cuenta como miembros con auténticos gigantes de la industria del acero (AK Steel, ArcelorMittal, o Nucor Corporation, entre otros). En su web (<http://www.autosteel.org/>) se comprueba claramente el enfoque de acceso abierto del

programa, ya que permite la utilización con total libertad de los datos que caracterizan a numerosos tipos de AHSS tanto para fines académicos como para diseño de piezas y componentes a nivel industrial (<http://www.autosteel.org/research/ahss-data-utilization.aspx>).

### **5.2.3. Metodología para el análisis geométrico y aplicación de procesos de estirado de tubo de AHSS**

Teniendo en cuenta lo comentado en la sección 5.2.1 respecto al análisis geométrico de perfiles de matriz y la mayor o menor conveniencia en la utilización de perfiles curvos, y lo visto en la sección 5.2.2 sobre la aplicabilidad del estirado de tubo para conformar AHSS y la selección de aceros sometidos a estudio, la metodología que se va a seguir en esta investigación es la siguiente:

- 1) En primer lugar, se va a realizar un estudio acerca de los perfiles de matriz más adecuados desde el punto de vista energético, considerando a su vez otros parámetros como el desgaste de la matriz y las tensiones residuales en función de la geometría adoptada. Esto se llevará a cabo para los cuatro tipos de estirado (sin mandril, con mandril móvil, con mandril fijo y con mandril flotante). Como referencia, se van a utilizar los resultados obtenidos en las simulaciones llevadas a cabo en el PFG (Pérez, 2015) mediante el software DEFORM<sup>TM</sup>-F2, aunque sólo para el caso de acero AISI-1010 (UNS G10100), pues, como ya se ha comentado, el comportamiento general observado para los tres materiales que se emplearon en el PFG es muy similar. Además, la caracterización del acero AISI-1010 será la misma que la que se realizó en el PFG, y las dimensiones iniciales y finales de tubo también serán las mismas, con el objetivo de efectuar el análisis bajo una misma base dimensional que permita al mismo tiempo un análisis cualitativo y cuantitativo.
- 2) Una vez obtenido el perfil más adecuado para ejecutar un determinado proceso de estirado de tubo, se va a comprobar, bajo las mismas condiciones de proceso, si el comportamiento de los AHSS considerados es el mismo, teniendo en cuenta las especiales características de estos materiales. El análisis se efectuará para los procesos con mandril fijo o flotante, pero no para el proceso sin mandril, dada su nula aplicabilidad tecnológica en el estirado de tubos con costura, ni para la variante con mandril, más indicada para producir grandes reducciones de sección.

### **5.3. Importancia industrial del método de los elementos finitos en el análisis del estirado de tubo y su aplicación sobre AHSS**

En el apartado introductorio de este capítulo se han expuesto las dos razones fundamentales por las que el MEF es el método de análisis más utilizado en la actualidad, y se han visto someramente algunos conceptos clave para aplicar el MEF a los PCDPs. Posteriormente, en la sección 5.2 se han presentado, por un lado, los aspectos geométricos sobre los que se sustenta el análisis del estirado de tubo en este trabajo, y por otro lado, los aspectos relacionados con el potencial que presenta el proceso para el conformado de productos tubulares de precisión

fabricados en aceros avanzados de alta resistencia, indicando igualmente la metodología a seguir durante esta investigación. Por sí sola, la conjugación de ambos aspectos y el análisis de las simulaciones derivadas de la misma ya justifica la realización de este trabajo; no obstante, se pretende ir un poco más allá, de forma que en el próximo capítulo se presentará una sencilla metodología para la selección de herramientas en función del material utilizado y de los parámetros de proceso. Dicha metodología, sin menospreciar su validez académica, puede suponer una mejora en el proceso de estirado de AHSS o de otros materiales a nivel industrial, debido, por ejemplo, a una minimización en el tiempo de reacción frente a la fabricación de tubo con unas determinadas condiciones de proceso y para cierto material, es decir, incrementando la rapidez en cuanto a la selección de las matrices y herramientas más adecuadas para llevar a cabo el estirado.

Metodologías u operativas como la que se presentará en el próximo capítulo, constituyen un conocimiento extra del proceso de estirado de tubo y una forma reciente de análisis y optimización de procesos de fabricación, ya que están amparadas por resultados derivados de simulaciones, y solo se justifican mediante el uso de FEA, pues el tiempo y el coste que se derivarían de un análisis experimental de estas características serían desmesurados y, en consecuencia, dicho análisis sería inviable.

Además de la posibilidad que otorga la simulación de procesos para desarrollar expresiones analíticas válidas, de mayor o menor complejidad, en el entorno industrial, las metas de la simulación de los PCDPs en general, se pueden resumir en tres grandes grupos (Banabic *et al.*, 2000). Entre paréntesis se comenta su posible aplicación a los procesos de estirado de tubo:

1) Reducción de tiempos:

- ✓ Rápida comprobación de la capacidad de un material en bruto para ser conformado (comprobación directa para nuevos materiales en forma tubular sometidos a estirado).
- ✓ Reducción de tiempos de desarrollo (diseño preliminar ajustado para matrices y herramientas en función de las condiciones de estirado).
- ✓ Reducción de tiempos de prueba en taller (minimización de ensayos experimentales).
- ✓ Rápida respuesta en caso de modificaciones demandadas por el cliente (cambios rápidos en el modelo según las condiciones de estirado del tubo).

2) Reducción de costes:

- ✓ Productos más baratos (menor tiempo de desarrollo, menores costes energéticos, etc.).
- ✓ Reducción en el coste de matrices y herramientas (diseño preliminar ajustado, reducción del desgaste asociado al proceso, etc.).
- ✓ Capacidad ajustada de los equipos (capacidad del banco de estirado ajustada en función de las necesidades reales de carga para ejecutar un determinado proceso de estirado de tubo).
- ✓ Incremento de la fiabilidad (menores costes derivados del mantenimiento de los equipos y herramientas involucrados en el proceso).

### 3) Incremento de la calidad de la producción:

- ✓ Selección óptima del material de la pieza (en función de la aplicación para la que esté destinada el tubo).
- ✓ Capacidad de producir piezas más complejas (en el caso del estirado de tubo, esto se relaciona con la posibilidad de estirar piezas de sección variable).
- ✓ Acumulación de saber hacer (“*know-how*”) para nuevos materiales (un claro ejemplo es la aplicación del estirado sobre tubos de AHSS).
- ✓ Repetibilidad del proceso (mismas condiciones de estirado, mismo producto final con una muy reducida variación dimensional y geométrica).
- ✓ Optimización de las variables de proceso (geometría, rozamiento, etc.).

Teniendo en cuenta las metas anteriores y la enorme importancia que presentan los procesos de conformado en el entorno industrial y, más específicamente, el inmenso volumen de producción anual de piezas metálicas tubulares a nivel mundial, la realización de este trabajo supone un pequeño aporte al conocimiento del proceso de estirado de tubo, valiéndose de los recursos computacionales actuales que aporta el MEF con el fin de analizar y optimizar el proceso.

En los próximos apartados se llevará a cabo un profundo estudio de la modelización de los distintos procesos de estirado de tubo, justificando todas las hipótesis adoptadas.

## 5.4. Fenómenos a modelar en el estirado de tubo

Los procesos de conformado se caracterizan porque involucran una gran variedad de parámetros, que son de obligado análisis para alcanzar una elevada comprensión de aquellos. Algunos parámetros clave de los PCDPs son la geometría de la pieza antes y después del conformado, la secuencia del proceso, la geometría de matrices y/o herramientas, el rozamiento, la temperatura, la velocidad de conformado, las propiedades mecánicas de los materiales de pieza y herramientas, etc. En el caso particular del estirado de tubo, en el Capítulo 2 se realizó una breve descripción de los principales parámetros involucrados en el proceso, mientras que en el Capítulo 4 se pudo comprobar su importancia en el desarrollo de los métodos de análisis asociados.

Para el caso más general de estirado con herramienta interna, los fenómenos a modelar para llevar a cabo la simulación del proceso son:

- Reducción de sección.
- Geometría de matriz y mandril.
- Caracterización del material.
- Rozamiento en las interfases matriz-tubo y tubo-mandril.
- Velocidad de estirado.
- Efecto de la temperatura.

Una modelización exitosa precisa de una evaluación correcta de los parámetros anteriores. A continuación, se justifican los valores que se van a adoptar para las distintas variables durante la simulación de las diferentes modalidades de estirado de tubo.

### 5.4.1. Reducción de área

La reducción de sección debe ser tal que se alcance un compromiso entre ésta y la carga de estirado, por lo que para tubos sin costura normalmente serán necesarias varias pasadas, en muchas ocasiones con recocidos intermedios, para obtener las dimensiones finales demandadas. En el caso de materiales como los AHSS en los que el estirado se ejecuta sobre tubos con costura con dimensiones iniciales similares a las finales, no será necesario recocer el material, y, además, la reducción de sección, en general, será pequeña.

Pese a lo anterior, y con la finalidad de efectuar un análisis lo más generalista posible, se asumirán las mismas reducciones de sección tanto para el análisis geométrico de perfiles de matriz como para la evaluación posterior del estirado de AHSS, en consonancia con las adoptadas en el PFG, como se verá al final de este apartado.

En el Capítulo 2 se comprobó cómo la reducción máxima es diferente dependiendo del proceso utilizado. Aplicando el SM, es posible realizar una estimación teórica de dicha reducción máxima, suponiendo que el proceso se interrumpirá una vez alcanzada la tensión de fluencia en el tubo. En el caso de estirado sin mandril, considerando como valores típicos,  $\alpha=5^\circ$  y  $\mu=0,05$ , y suponiendo que, al producirse el endurecimiento por deformación, la condición límite de estirado se producirá cuando  $\sigma_{est} \cong Y_m$ , a partir de la ecuación (4.51), se tendrá:

$$r_{max} \cong 48\%$$

En la práctica, la reducción máxima por pasada se sitúa en torno al 30%, debido a la gran deformación que se produce en el proceso. No hay que olvidar que, en general, los procesos de conformado volumétrico involucran grandes desplazamientos y deformaciones muy elevadas.

En el caso de estirado con tapón, ya sea fijo o flotante, el tubo se contrae en sentido circunferencial al abandonar el mandril, por quedarse sin soporte interno. Por ello, aunque se asuman condiciones de deformación plana en la zona de deformación, la tensión que limita la pasada será la de fluencia  $Y$  (ó  $Y_m$ ) y no  $S$  (Rowe, 1972), es decir, la condición límite de estirado se presentará cuando  $\sigma_{est} \cong Y_m$ . Tomando como valores característicos,  $\alpha=15^\circ$ ,  $\beta=0^\circ$ , y  $\mu_1=\mu_2=0,05$ , a partir de la ecuación (4.62), se tendrá que la reducción máxima teórica es:

$$r_{max} \cong 51\%$$

En la práctica, se pueden alcanzar reducciones por pasada de hasta el 40% con mandril fijo y del 45% con mandril flotante.

Finalmente, en el estirado con mandril móvil la reducción máxima será mayor, ya que las condiciones de deformación plana se mantienen durante todo el proceso debido a la presencia continua del mandril. De esta forma, el proceso se interrumpirá cuando  $\sigma_{est} \cong S = 1,155Y_m$ . Considerando un caso habitual en el que  $\mu_1=\mu_2$ , a partir de la ecuación (4.63), se tendrá:

$$r_{max} \cong 63\%$$

En la práctica, la reducción máxima por pasada se sitúa en torno al 50%.

Teniendo en cuenta las reducciones teóricas y prácticas para los distintos tipos de estirado de tubo, se pueden considerar como valores adecuados para la simulación los comprendidos entre el 10% y el 25% para el estirado sin mandril, entre el 10% y el 40% para el estirado con mandril fijo y flotante, y entre el 20% y el 50% para el estirado con mandril móvil. Tomando intervalos de reducción iguales, en la Tabla 5.1 se muestran las reducciones de sección que se utilizarán en las distintas simulaciones, coincidentes con las empleadas en el citado PFG.

Tabla 5.1. Valores para la reducción de sección en los distintos casos planteados durante la simulación.

Tipo de estirado	Reducción de área $r$ en la simulación (%)
Sin mandril	10
	15
	20
	25
Con mandril fijo y flotante	10
	20
	30
	40
Con mandril móvil	20
	30
	40
	50

En la primera parte de las simulaciones, cuyo objetivo es encontrar el perfil óptimo de matriz usando acero AISI-1010 como material, los diámetros y espesores iniciales y finales para una reducción dada y un tipo de estirado utilizados durante las simulaciones serán los considerados en la Tabla 5.2, también coincidentes con los empleados en el PFG.

Tabla 5.2. Dimensiones iniciales y finales de tubo consideradas en las simulaciones para el análisis geométrico.

Tipo de estirado	Reducción de área (%)	$D_{e0}$ (mm)	$D_{i0}$ (mm)	$h_0$ (mm)	$D_{ef}$ (mm)	$D_{if}$ (mm)	$h_f$ (mm)
Con mandril	10	22.00	17.32	2.34	20.76	16.55	2.11
	20				20.09	16.35	1.87
	30				19.58	16.30	1.64
	40				19.00	16.20	1.40
	50				18.49	16.15	1.17
Sin mandril	10	22.00	17.32	2.34	19.80	14.94	2.43
	15				18.70	14.02	2.34
	20				17.60	12.64	2.48
	25				16.50	11.80	2.35

Por su parte, en la segunda tanda de simulaciones, cuyo objetivo es comprobar el comportamiento general de los aceros avanzados de alta resistencia frente al estirado, los diámetros y espesores iniciales y finales serán coincidentes con los de la Tabla 5.2, pero obviando el análisis de los procesos sin mandril y con mandril móvil. Por claridad, se vuelven a mostrar los datos para el estirado con mandril en la Tabla 5.3.

Conviene destacar que, como se vio en el Capítulo 3, los diámetros y espesores de pared de los tubos de AHSS suelen ser reducidos, lo que concuerda con las dimensiones adoptadas en este trabajo para todas las simulaciones con mandril.

Tabla 5.3. Dimensiones iniciales y finales de tubo consideradas en las distintas simulaciones de AHSS.

Tipo de estirado	Reducción de área (%)	$D_{e0}$ (mm)	$D_{i0}$ (mm)	$h_0$ (mm)	$D_{ef}$ (mm)	$D_{if}$ (mm)	$h_f$ (mm)
Con mandril fijo y flotante	10	22.00	17.32	2.34	20.76	16.55	2.11
	20				20.09	16.35	1.87
	30				19.58	16.30	1.64
	40				19.00	16.20	1.40

#### 5.4.2. Geometría de matriz y mandril

La utilización de geometrías alternativas para el perfil de la matriz durante el proceso de estirado de tubo es uno de los objetivos principales de este trabajo. En la sección 5.2.1, ya se adelantó la metodología a seguir, esto es, el análisis de varios tipos de perfiles: cónicos con un  $r_{ent}$  mínimo, en forma de arco circular, y una combinación de ambos con distintos valores asociados a  $r_{ent}$ .

Una matriz convencional utilizada para realizar el estirado de tubo está constituida por una zona cónica a la entrada, de semiángulo  $\alpha$ , responsable de controlar el diámetro exterior del tubo, una zona cilíndrica de longitud  $L_c$ , y otra zona cónica a la salida, que normalmente suele tener un semiángulo de cono de unos  $30^\circ$  y que no interviene en la deformación. El punto de inflexión o zona de transición entre las geometrías cónica y cilíndrica debe tener, como mínimo, un cierto redondeo,  $r_{ent}$ , con el objetivo de evitar cantos vivos.

En la Figura 5.4 se muestra un esquema con los parámetros geométricos a considerar en el diseño de matrices y mandriles convencionales para el caso más general de estirado de tubo con herramienta interna.

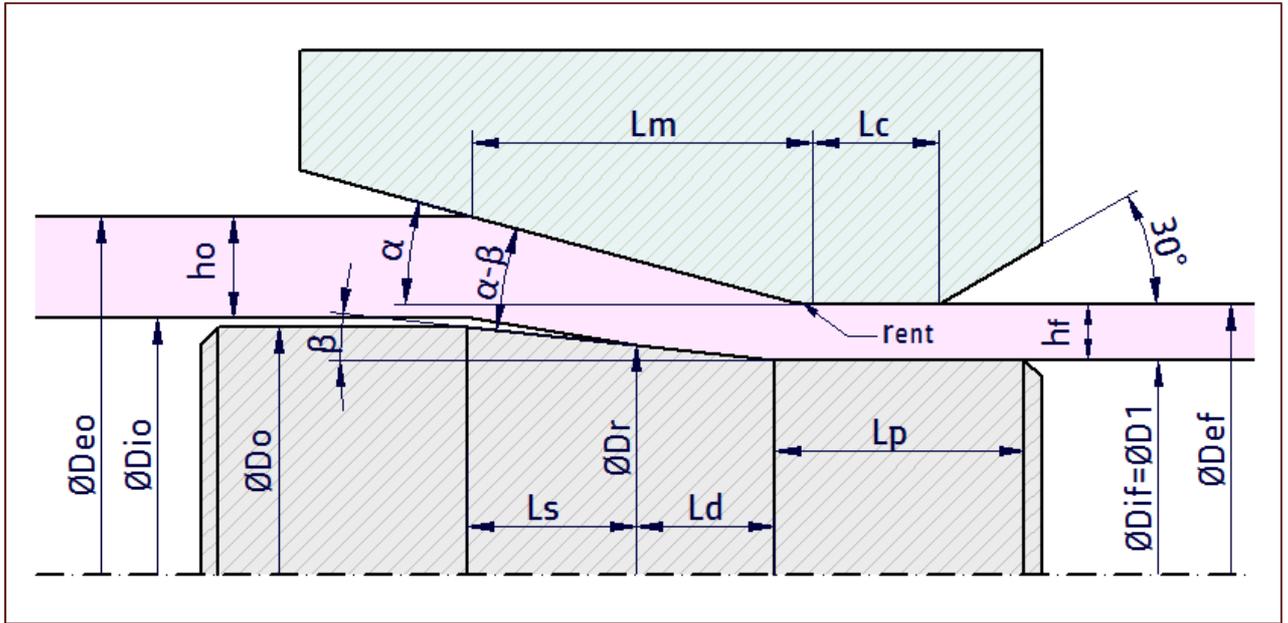


Figura 5.4. Parámetros geométricos a considerar en el diseño de matriz y mandril para el caso más general de estirado de tubo con herramienta interna.

Tomando como referencia la Figura 5.4, la longitud en dirección axial de la región cónica de la matriz, denotada como  $L_m$ , para una determinada operación de estirado viene dada por:

$$L_m = \frac{D_{e0} - D_{ef}}{2 \operatorname{tg} \alpha} \quad (5.1)$$

Respecto a la zona cilíndrica, ésta permite un mejor acabado de la superficie y reduce el efecto de recuperación elástica que experimenta el tubo a la salida. Por contra, incrementa ligeramente la carga de estirado necesaria, por lo que su longitud debe suponer un compromiso entre ventajas e inconvenientes. Se puede estimar que la longitud de la zona cilíndrica posee un valor comprendido entre un 10 y un 40% del del diámetro exterior del tubo estirado (Neves *et al.*, 2003; Danckert y Endelt, 2009). Para las matrices consideradas en este trabajo, se tomará como suficiente aproximación:

$$L_c = 0,1 D_{e0} \quad (5.2)$$

La suma de las longitudes en dirección axial  $L_m$  y  $L_c$  se corresponde con la zona de deformación en la interfase matriz-tubo. Como se deduce de las ecuaciones (5.1) y (5.2), la longitud en dirección axial de la zona de deformación es función de los diámetros exteriores inicial y final del tubo y del semiángulo de matriz. Para un mismo valor de  $\alpha$ , la longitud de la zona de deformación será mayor a medida que aumente la reducción de sección, mientras que para un mismo valor de  $r$ , la longitud de la zona de deformación será mayor a medida que  $\alpha$  se hace más pequeño. Aunque para una longitud mayor de la zona de deformación, el rozamiento se hace más acusado, los resultados de Neves *et al.* (2003) confirman que el efecto del rozamiento es más significativo en el tapón que en la matriz, para el caso de estirado con mandril fijo o

flotante, de modo que las pequeñas diferencias en los valores de  $L_m + L_c$  generados al variar  $\alpha$  para un mismo valor de  $r$  no deberían afectar significativamente a la energía asociada al rozamiento.

El parámetro geométrico  $r_{ent}$  posee una gran relevancia en este trabajo. En el PFG se asumió un valor mínimo para  $r_{ent}$ , igual a 0,5mm en todos los casos. En este trabajo se van a adoptar distintos redondeos en la transición cónico-cilíndrica, de modo que se puede considerar a este tipo de perfiles como una combinación entre la geometría cónica y la geometría en forma de arco circular. En las Tablas 5.4 y 5.5, se reflejan los redondeos que se van a emplear en las distintas simulaciones, iguales en todos los casos; la suma  $L_m + L_c$  permanece constante, modificando únicamente el radio en el punto de inflexión, lo que se comprueba visualmente en la Figura 5.5 para un caso general con  $D_{ef}=40\text{mm}$ , realizado con el objetivo de comprobar con mayor claridad las diferencias entre perfiles.

Tabla 5.4. Radios de redondeo empleados en el diseño de matrices para el análisis geométrico.

Tipo de estirado	$D_{e0}$ (mm)	$r_{ent}$ (mm)						
Todos	22.00	0,5	1	3	5	7	10	Arco

Tabla 5.5. Radios de redondeo empleados en el diseño de matrices para el análisis de AHSS.

Tipo de estirado	$D_{e0}$ (mm)	$r_{ent}$ (mm)						
Con mandril	22.00	0,5	1	3	5	7	10	Arco

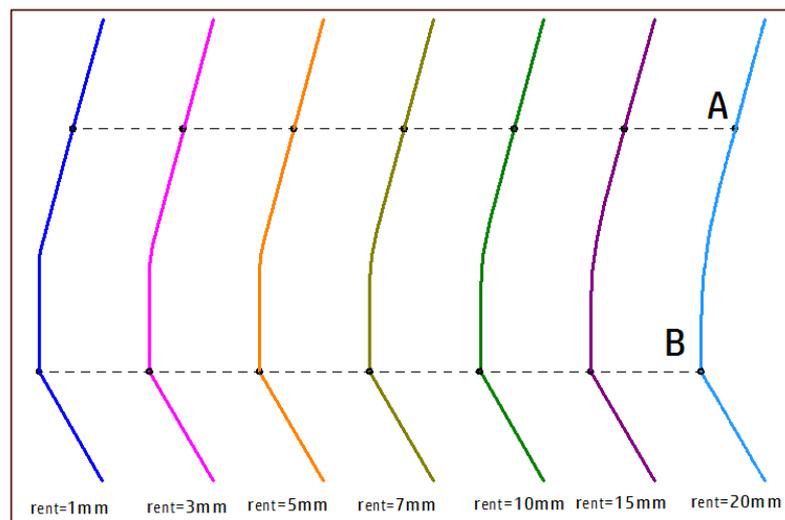


Figura 5.5. Comparación entre distintos perfiles de matriz con el diseño propuesto en este trabajo ( $r=10\%$ ;  $\alpha=15^\circ$ ;  $D_{ef}=40,00\text{mm}$ ). La región comprendida entre las líneas discontinuas se corresponde con la zona de deformación.

El otro perfil considerado en esta investigación es la forma de arco circular. Partiendo de la misma suma  $L_m + L_c$ , se traza mediante cualquier programa CAD (en este trabajo se ha utilizado

el software Solid Edge en su versión 2D) una circunferencia que pase por los puntos A y B de la Figura 5.5 y que sea tangente a una línea vertical imaginaria que pasa por el punto B. Dicha circunferencia define el arco que constituye la zona de deformación alternativa entre los citados puntos A y B, por lo que con este diseño geométrico se obtiene la misma longitud para la región de deformación en dirección axial. En la Figura 5.6 se muestra un ejemplo de perfil circular de matriz para las mismas condiciones de estirado consideradas en la Figura 5.5, así como la superposición del arco circular con uno de los perfiles combinados. En el detalle adjunto se comprueban las diferencias existentes.

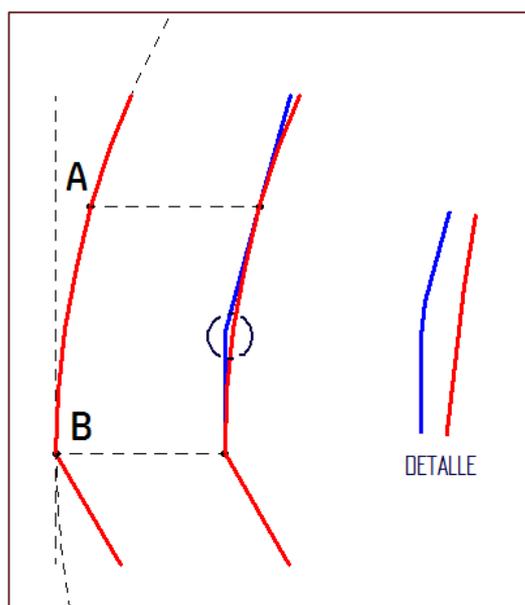


Figura 5.6. Perfil en forma de arco circular, derivado de las condiciones de estirado  $r=10\%$ ;  $\alpha=15^\circ$ ;  $Def=40,00$  mm. En el detalle se aprecia la diferencia en la comparación con el perfil cónico de  $r_{ent}=1$  mm.

En lo que respecta al mandril, éste es el encargado de controlar el diámetro interior del tubo. Puede ser completamente cilíndrico, o bien presentar tres zonas, dos de ellas cilíndricas y otra cónica de semiángulo  $\beta$ , como se aprecia en la Figura 5.4. Otros parámetros a tener en cuenta en el diseño del mandril cuando es fijo o flotante son las longitudes que entran en contacto con la superficie interna del tubo. Por un lado, se tiene la longitud de la zona cilíndrica,  $L_p$ , y por otro lado, se tiene la longitud en dirección axial de la zona cónica desde el punto del tapón en el que se inicia el contacto, cuyo diámetro es  $D_r$ , hasta el comienzo de la zona cilíndrica final, de diámetro  $D_1 = D_{if}$ . A esta longitud se le denomina  $L_d$ .

La zona cilíndrica, al igual que en la matriz, permite un mejor acabado y reduce la contracción circunferencial del tubo, pero incrementa ligeramente la carga de estirado como consecuencia del rozamiento que, como ya se comentó antes, es más significativo en el tapón que en la matriz. Para permitir un correcto posicionamiento de las herramientas durante la simulación, en este trabajo se va a considerar un valor para  $L_p$  igual al de  $L_c$ .

$$L_p = L_c = 0,1D_{e0} \quad (5.3)$$

En cuanto a la longitud de la zona cónica en contacto con la superficie interior del tubo,  $L_d$ , puede estimarse en función de los diámetros inicial y final del tapón, del semiángulo  $\beta$ , y de la longitud en la que el tubo sólo tiene contacto con la matriz,  $L_s$ , como se muestra en la Figura 5.4.

Puesto que  $D_1 = D_{if}$ , se puede escribir la siguiente relación:

$$tg\beta = \frac{(D_0 - D_{if})}{2(L_s + L_d)} \quad (5.4)$$

A la vista de la Figura 5.4, se puede estimar también la longitud  $L_s$ . Geométricamente:

$$tg(\alpha - \beta) \cong \frac{(D_{i0} - D_0)cos\beta}{2L_s}$$

despejando la longitud  $L_s$ , se tendrá:

$$L_s = \frac{(D_{i0} - D_0)cos\beta}{2tg(\alpha - \beta)} \quad (5.5)$$

y sustituyendo el valor de  $L_s$  en la ecuación (5.4), se obtiene:

$$L_d = \frac{[(D_0 - D_{if})tg(\alpha - \beta)] - [(D_{i0} - D_0)sin\beta]}{2tg(\alpha - \beta)tg\beta} \quad (5.6)$$

Según Swiatkowski y Hatalak (2006), conviene que  $L_s$  sea significativamente menor que  $L_d$ , sobre todo en el caso de pequeños diámetros, pues el objetivo principal del estirado con mandril fijo o flotante es la reducción del espesor de pared. Para una reducción dada, la diferencia  $(D_{i0} - D_0)$  debe ser lo más pequeña posible.

Para el diseño del mandril mediante software CAD (Solid Edge 2D), se tomará como suficiente aproximación una longitud cónica total en dirección axial igual a:

$$L_s + L_d = \frac{D_0 - D_{if}}{2tg\beta} \quad (5.7)$$

Para una determinada geometría del proceso, se puede comprobar que el valor de  $L_s + L_d$  dado por (5.7) es prácticamente igual al que resulta de sumar las expresiones (5.5) y (5.6). De este modo, mediante la aplicación de las ecuaciones (5.3) y (5.7), se pueden diseñar los modelos de mandril necesarios para llevar a cabo las simulaciones de estirado de tubo con tapón fijo o flotante. Recordar que en este trabajo no se van a explorar perfiles curvos para la geometría del mandril, ya que el máximo valor de  $\beta$  a emplear en las simulaciones será de  $4^\circ$ , de forma que se estima suficiente la adopción de perfiles cónicos con un radio de curvatura mínimo en los puntos de inflexión. En la Figura 5.7, se muestran diversos perfiles de mandril diseñados específicamente para este trabajo. Los puntos C y D se corresponden con los puntos de inflexión en los que la geometría cilíndrica pasa a ser cónica y viceversa. El punto C' tiene el mismo significado que el C, pero su posición relativa es diferente al partir de un valor distinto de  $\alpha$ .

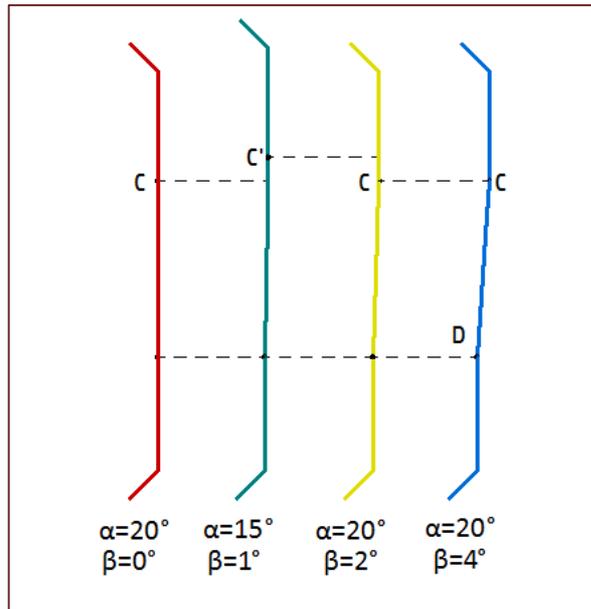


Figura 5.7. Comparación entre perfiles de mandril con distintos valores de  $\beta$  para una reducción de área dada ( $r=10\%$ ;  $D_{e0}=22,00$  mm;  $D_{ef}=20,76$  mm).

Para la modelización del estirado con mandril móvil, tan sólo hay que considerar en el diseño de matriz y mandril los valores de  $L_m$ ,  $L_c$ , y  $L_s$ , tomando como constante  $\beta = 0^\circ$ . De hecho, por ser  $\beta = 0^\circ$ , entonces  $L_d \rightarrow \infty$  en la ecuación (5.6), mientras que en la ecuación (5.5)  $L_s$  sólo estará afectado por el semiángulo de la matriz:

$$L_s = \frac{(D_{i0} - D_0)}{2 \operatorname{tg} \alpha}$$

puesto que el diámetro del mandril es constante y coincidente con el diámetro interior final del tubo, la ecuación anterior se puede expresar como:

$$L_s = \frac{(D_{i0} - D_{if})}{2 \operatorname{tg} \alpha} \quad (5.8)$$

En este caso,  $L_s$  representa la longitud ya deformada del tubo, en dirección axial, en contacto con la matriz, pero que no está en contacto con el mandril cilíndrico.

Por tanto, para el caso de estirado de tubo con mandril móvil, se pueden utilizar las matrices diseñadas para el estirado con mandril fijo y flotante, y considerar un mandril de elevada longitud, cuyo diámetro sea coincidente con el diámetro final del tubo estirado.

Una vez presentados los parámetros geométricos y los diseños de matrices y mandriles que se adoptarán en este trabajo, es necesario indicar cuáles van a ser los semiángulos de matriz y mandril considerados en las simulaciones. En el PFG se tomaron valores de  $\alpha$  comprendidos entre  $5^\circ$  y  $20^\circ$ , tanto para el estirado sin mandril, de acuerdo con Blazynski y Cole (1963), como para el estirado con mandril, de acuerdo con Rubio *et al.* (2008). En lo referido a los mandriles,

se adoptaron valores de  $\beta$  comprendidos entre  $0^\circ$  y  $19^\circ$ , de acuerdo con Rubio *et al.* (2008), y siempre bajo la premisa de que  $\alpha$  debe ser mayor que  $\beta$ . Tras un estudio en el que se ejecutaron numerosas simulaciones, se obtuvieron los valores óptimos de semiángulo de matriz ( $\alpha_{\text{ópt}}$ ), en el caso de estirado sin mandril y con mandril móvil, y las combinaciones de semiángulos de matriz y mandril óptimas ( $\alpha/\beta_{\text{ópt}}$ ) para el estirado con mandril fijo y flotante. Estos valores óptimos serán los de partida para comparar la conveniencia en el empleo de geometrías alternativas de matriz, principalmente desde el punto de vista energético. Primero se simulará el caso óptimo hallado en el PFG para comprobar que existan pocas discrepancias entre la carga de estirado usando DEFORM<sup>TM</sup>-F2 y Abaqus/Standard y, posteriormente, se evaluarán el resto de perfiles.

En la Tabla 5.6 se indican los valores de  $\alpha_{\text{ópt}}$  y, en su caso, las combinaciones  $\alpha/\beta_{\text{ópt}}$  obtenidas en el citado PFG, y que serán objeto de análisis durante las simulaciones para el estudio geométrico, siempre referidas al acero AISI-1010, que será el material de control a lo largo del proceso.

Tabla 5.6. Valores de  $\alpha_{\text{ópt}}$  y combinación óptima de  $\alpha$  y  $\beta$  obtenidos en las distintas simulaciones con DEFORM<sup>TM</sup>F2 en función de  $r$  y  $\mu$ , para las distintas variantes de estirado de tubo y utilizando acero AISI-1010 como material.

$r$ (%)	$\mu$	$\alpha_{\text{ópt}}(^{\circ}) / \text{Combinación } (\alpha/\beta)_{\text{ópt}}(^{\circ})$		
		Sin mandril	Mandril fijo y flotante	Mandril móvil
10	0,01	5	10/0	-
	0,05	10	15/1	
	0,10	10	20/2	
	0,15	10	20/4	
	0,20	10	20/0	
15	0,01	5	-	-
	0,05	15	-	
	0,10	20	-	
	0,15	20	-	
	0,20	20	-	
20	0,01	5	15/1	5
	0,05	15	20/2	
	0,10	20	20/1	
	0,15	20	20/2	
	0,20	20	20/2	
25	0,01	10	-	-
	0,05	20	-	
	0,10	20	-	
	0,15	20	-	
	0,20	20	-	
30	0,01	-	15/0	5
	0,05	-	15/2	
	0,10	-	20/1	
	0,15	-	-	
	0,20	-	-	

40	0,01	-	15/0	5
	0,05	-	20/1	
	0,10	-	-	
	0,15	-	-	
	0,20	-	-	
50	0,01	-	-	5
	0,05	-	-	
	0,10	-	-	
	0,15	-	-	
	0,20	-	-	

### 5.4.3. Caracterización de materiales

Para realizar este trabajo no se han llevado a cabo ensayos experimentales, por lo que, de acuerdo con la premisa de la Figura 5.1, será necesario obtener las características del material a partir de una base de datos. El programa DEFORM<sup>TM</sup>-F2 cuenta con un interesante almacén de materiales, de modo que, para el caso de metales, sólo es preciso seleccionar el material objeto de estudio, en caso de estar incluido, para obtener directamente sus propiedades elastoplásticas. La versión estudiantil de Abaqus no dispone de base de datos de materiales alguna, de forma que para simular un PCDP como el estirado es imprescindible conocer los valores que caracterizan a un determinado material en los campos elástico y plástico.

Con la intención de uniformizar resultados entre los programas DEFORM<sup>TM</sup>-F2, empleado en el PFG, y Abaqus, para el material de control en el análisis geométrico, acero AISI-1010, se va a utilizar la misma curva de fluencia, reflejada en la Figura 5.8.

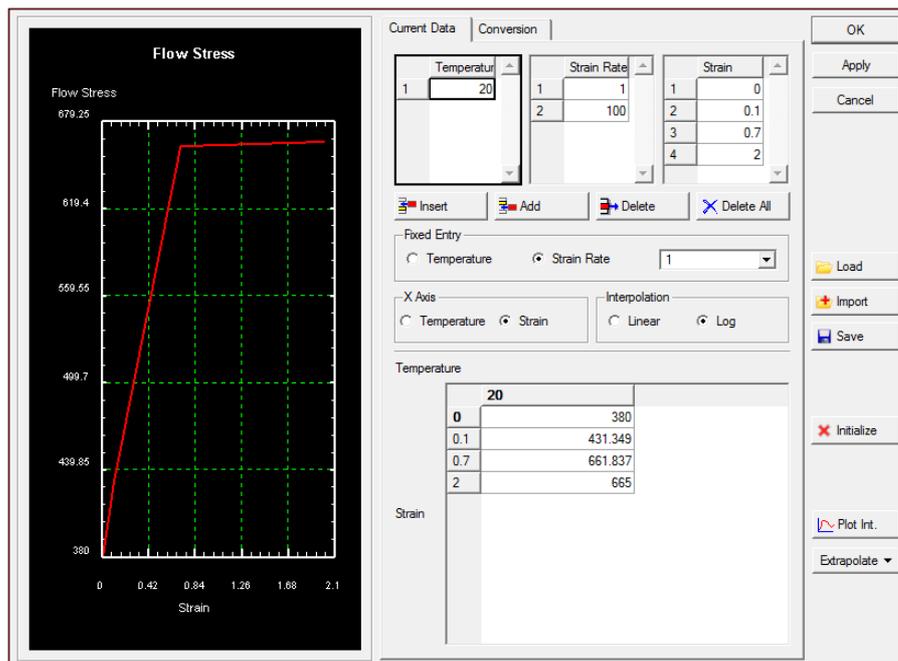


Figura 5.8. Curva de fluencia del acero AISI-1010 en DEFORM<sup>TM</sup>-F2.

Los datos de tensión-deformación verdaderas situados en la parte inferior derecha de la figura anterior serán los introducidos en Abaqus para modelar el material en el campo plástico.

Por otro lado, debido a la ausencia de datos experimentales en este trabajo, los resultados de la simulación se deberán cotejar con los hallados por métodos analíticos (SM y UBM). Para ello, como ya se vio en el Capítulo 4, es necesario conocer la tensión de fluencia media en el proceso,  $Y_m$ , derivada de la aplicación de alguna ecuación constitutiva. En DEFORM<sup>TM</sup>-F2 el ajuste de la curva es automático, siendo el propio programa el que devuelve los parámetros del modelo de endurecimiento que sea de interés. En el PFG, para el acero AISI-1010 se adoptó el modelo de Ludwik (4.24) para una velocidad de deformación unitaria, cuyos parámetros son, como se puede apreciar en la Figura 5.9:

$$\bar{\sigma} = 380 + 198,941\bar{\epsilon}^{0,538726} \quad (5.9)$$

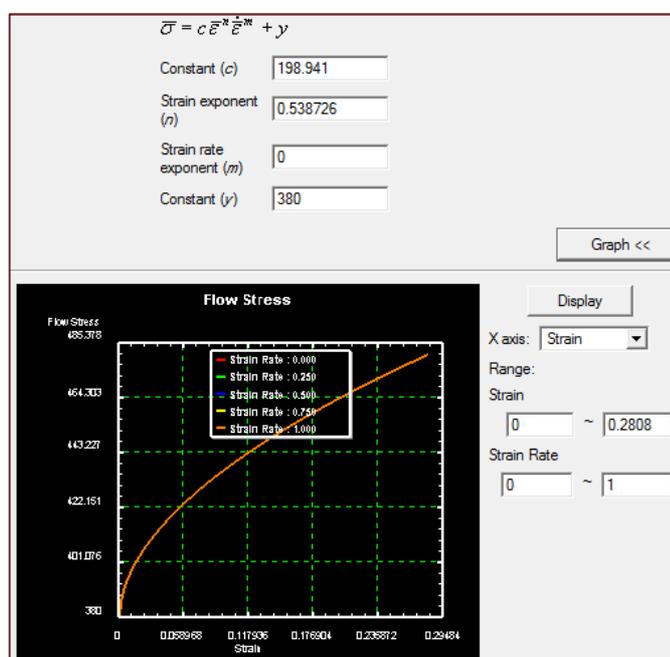


Figura 5.9. Curva de fluencia ajustada en DEFORM<sup>TM</sup>-F2 según el modelo de Ludwik para acero AISI-1010.

En la literatura se han encontrado otros ajustes para la curva de fluencia del acero AISI-1010, aunque según el modelo de Hollomon. Por ejemplo, según Banabic *et al.* (2000), la ecuación de Hollomon aplicada al UNS G10100 es:

$$\bar{\sigma} = 730\bar{\epsilon}^{0,22}$$

mientras que para Tschaetsch (2006) es:

$$\bar{\sigma} = 740\bar{\epsilon}^{0,216}$$

Al igual que para la curva de fluencia, con el fin de uniformizar resultados, se adoptará el modelo de Ludwik (5.9) incluido en DEFORM<sup>TM</sup>-F2.

Para la caracterización de los AHSS considerados en este trabajo, ya se dijo en la sección 5.2.2 que se utilizarían los datos disponibles en la web del SMDI. Para el modelado del material en Abaqus, tan sólo será necesario introducir los datos de tensión-deformación verdaderas obtenidos experimentalmente por el SMDI; sin embargo, para comparar los resultados de las simulaciones con los métodos analíticos, habrá que efectuar una regresión no lineal con el fin de ajustar los datos  $\sigma - \varepsilon$  a la curva relativa al modelo de endurecimiento elegido. Para los AHSS, conviene adoptar el modelo de Swift (4.25), al asemejarse la curva experimental a la de un material previamente deformado, es decir, se tendrá una “deformación inicial”  $\varepsilon_0$ .

Existen numerosos recursos para ajustar los datos experimentales a una determinada curva potencial. En este trabajo se utilizará el programa de hoja de cálculo Microsoft Excel, y en concreto la función “*Solver*”. La operativa para ajustar los datos  $\sigma - \varepsilon$  al modelo de Swift se desarrolla en profundidad en el Apéndice I. A modo de ejemplo, se puede ver en la Figura 5.10 el ajuste obtenido para el acero DP600, dónde se puede observar cómo la curva de datos experimentales es similar al modelo de Swift que se mostró en la Figura 4.3. La expresión ajustada según dicho modelo será:

$$\bar{\sigma} = 1110,58(0,00128 + \bar{\varepsilon})^{0,18365} \quad (5.10)$$

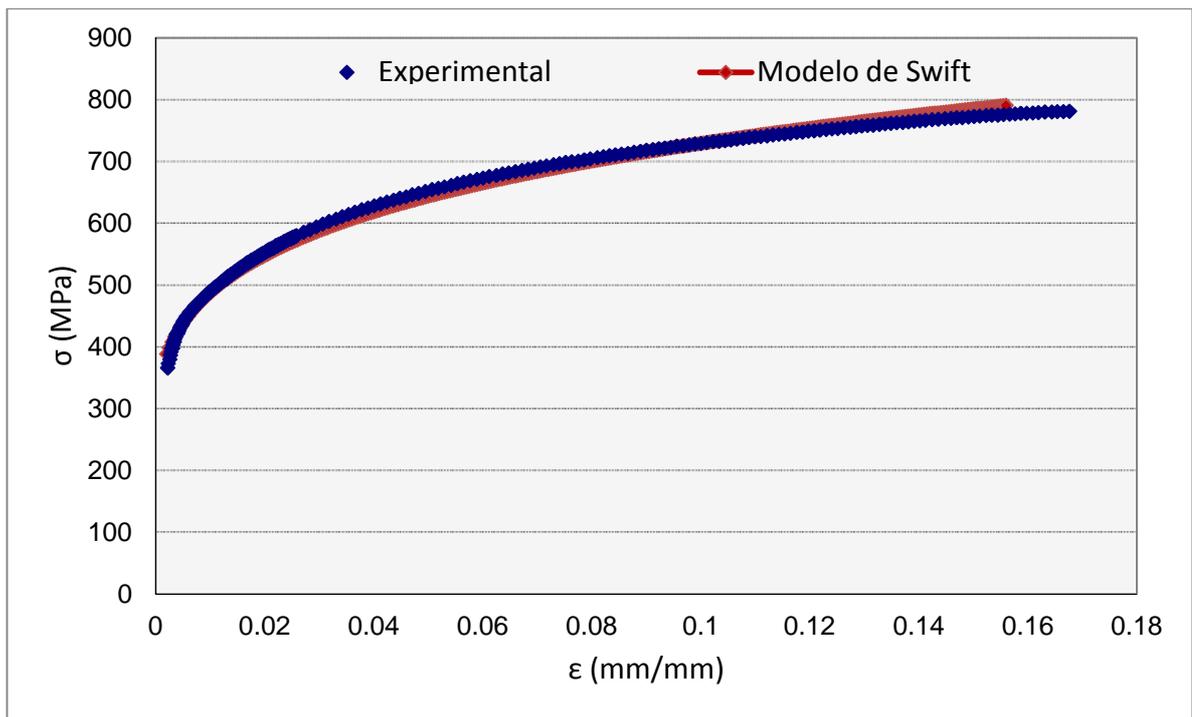


Figura 5.10. Ajuste del modelo de Swift comparado con los datos experimentales para acero DP600.

El ajuste obtenido para el DP600 según el modelo de Swift, ecuación (5.10), está en consonancia con los resultados hallados por otros investigadores para este mismo material. Por ejemplo, para Roth y Mohr (2014), el modelo de endurecimiento de Swift viene dado por:

$$\bar{\sigma} = 1031(0,00128 + \bar{\varepsilon})^{0,199}$$

mientras que para Kim *et al.* (2013), el ajuste se corresponde con la expresión:

$$\bar{\sigma} = 953(0,0009 + \bar{\epsilon})^{0,152}$$

que, como se puede comprobar, son muy similares a la ecuación (5.10).

#### 5.4.4. Rozamiento

Ya se adelantaron en la Tabla 5.6 los valores supuestos en este trabajo para el coeficiente de rozamiento  $\mu$  en las interfases matriz-tubo y tubo-mandril, asumiendo el modelo de Coulomb. Dichos valores, en consonancia con los adoptados en el PFG, están comprendidos entre 0,01 y 0,20, como se observa en la Tabla 5.7, aunque el valor máximo habitual se sitúe alrededor de 0,10, como se vio en los capítulos 2 y 4.

Tabla 5.7. Valores para el coeficiente de rozamiento en los distintos casos planteados durante la simulación.

Tipo de estirado	Coficiente de rozamiento $\mu$ en la simulación
Sin mandril ( $\mu$ )	0,01
	0,05
	0,10
	0,15
	0,20
Con mandril ( $\mu = \mu_1 = \mu_2$ )	0,01
	0,05
	0,10
	0,15
	0,20

Por otra parte, puesto que en el programa DEFORM<sup>TM</sup>-F2 sólo está permitido establecer un único coeficiente de rozamiento para todas las interfases, en el estirado con mandril analizado en el PFG se tomó  $\mu_1$  igual a  $\mu_2$ . Nuevamente, para uniformizar resultados, y aunque Abaqus sí permite distintos coeficientes de rozamiento, también se considerará en este trabajo la hipótesis de que  $\mu_1 = \mu_2$ , aunque en la práctica  $\mu_2$  será ligeramente mayor que  $\mu_1$ .

#### 5.4.5. Velocidad de estirado

Para un determinado proceso de estirado la velocidad es constante, lo que permite establecer un único valor de este parámetro durante la simulación. En el PFG quedó demostrado que la carga de estirado es prácticamente independiente de la velocidad, siempre y cuando ésta no sea excesiva, por lo que el análisis de la velocidad de estirado será obviado en este trabajo.

#### 5.4.6. Efecto de la temperatura

Análogamente a la velocidad de estirado, en el PFG se demostró que en el estirado de tubo en frío la deformación plástica resulta prácticamente independiente de la temperatura y, por tanto, la carga de estirado también será independiente de dicho parámetro. Así pues, el análisis del efecto de la temperatura en el proceso no será tenido en cuenta en este trabajo.

### 5.5. Modelización del estirado de tubo con mandril fijo y flotante

Las primeras variantes de estirado de tubo que se van a simular son las relativas a mandril fijo y a mandril flotante, dada su mayor importancia tecnológica tanto a nivel general como en su aplicación particular para el estirado de tubos de AHSS. Aunque sean procesos diferentes, en este trabajo se considerarán análogos de cara a su modelización en Abaqus.

El proceso de modelado se va a explicar paso a paso para el análisis geométrico de matrices, tomando como referencia el esquema que se ilustró en la Figura 5.1 y teniendo en cuenta las características propias de Abaqus. Se comprobará, de forma preliminar, la conveniencia en la utilización de perfiles curvos para un caso particular de los reflejados en la Tabla 5.6, por lo que el material a emplear será acero AISI-1010. Posteriormente, en el Capítulo 6 se presentarán los resultados para el resto de casos de la Tabla 5.6 y al considerar como materiales de tubo los aceros DP y TRIP listados en la sección 5.2.2.

#### 5.5.1. Pre-proceso

Abaqus/CAE (“*Complete Abaqus Environment*”) es el entorno de Abaqus en el que se define el problema a tratar. La interfaz de Abaqus/CAE (versión 6.14-2) consta de once módulos, diez de los cuales pertenecen al preprocesador: *part*, *property*, *assembly*, *step*, *interaction*, *load*, *mesh*, *optimization*, *job* y *sketch*, mientras que el restante, *visualization*, permite acceder a los resultados una vez completada la simulación, por lo que se trata de un módulo de post-proceso.

Dependiendo del modelo sometido a análisis, no será necesario utilizar todos los módulos del preprocesador (por ejemplo, para el estudio de una pieza sometida a una carga puntual no sería necesario emplear el módulo *interaction*, ya que no existiría ninguna interacción entre piezas o partes); no obstante, determinados módulos son de obligada aplicación en todos los casos (por ejemplo, siempre habrá que mallar el modelo para llevar a cabo el FEA, lo que se realiza en el módulo *mesh*). Además, una importante ventaja de Abaqus/CAE es que no resulta necesario seguir un determinado orden entre módulos para llevar a cabo el modelado, aunque sí es recomendable seguir el flujo de trabajo según el orden especificado en la Tabla 5.8, en la que se indica la función de cada módulo en Abaqus/CAE y, teniendo en cuenta las características del proceso de estirado de tubo, se destacan en verde aquellos módulos que son de aplicación en este caso.

Tabla 5.8. Módulos de Abaqus/CAE, ordenados según el flujo de trabajo recomendado, y su aplicabilidad en los procesos de estirado de tubo (el módulo *sketch* no se numera al ser un módulo de propósito general para el dibujo).

	Módulo	Función	Aplicación en estirado de tubo
1	Part	Diseño de piezas o partes	Diseño de tubo, matriz y mandril
2	Property	Caracterización del material/es	Material sometido a análisis (AISI-1010, DP, TRIP)
3	Assembly	Disposición en el espacio 2D o 3D de piezas o partes	Disposición en el espacio de tubo, matriz y mandril
4	Step	Procedimiento de solución (implícito o explícito)	Abaqus/Standard (implícito)
5	Interaction	Interacciones entre piezas o partes	Relaciones de contacto matriz-tubo y tubo-mandril
6	Load	Aplicación de cargas y/o condiciones de contorno	Condiciones de contorno sobre tubo, matriz y mandril
7	Mesh	Mallado de piezas o partes	Mallado de tubo, matriz y mandril
8	Optimization	Optimización topológica	Sin aplicación
9	Job	Condiciones de simulación	Condiciones de simulación del proceso de estirado de tubo
-	Sketch	Módulo de dibujo de propósito general	Sin aplicación (se importa geometría en dxf)

### 5.5.1.1. Módulo Part

En primer lugar, es necesario establecer la geometría del modelo y el tipo de conformado a realizar. En el caso del estirado de tubo en frío, la deformación es axisimétrica, como ya se comprobó en el capítulo anterior, por lo que tanto el tubo como la matriz y el mandril serán modelados como piezas axisimétricas en dos dimensiones y, por supuesto, con una relación geométrica de coaxialidad. Por su parte, teniendo en cuenta el apartado 5.4.6, la temperatura no será un parámetro a considerar en el proceso.

En el apartado 5.4.2, se efectuó un amplio análisis de las geometrías de matriz y mandril, indicando los parámetros a considerar para su diseño y posterior utilización en el MEF. Empleando Solid Edge 2D se han modelado todas las piezas necesarias para la ejecución de este trabajo de una forma rápida y sencilla, con la ventaja adicional de que se ha empleado un mismo sistema de coordenadas para tubo, matriz y mandril, de tal forma que al importar los modelos en Abaqus/CAE, éstos quedan posicionados automáticamente. El formato de archivo importado en Abaqus/CAE es dxf, el más ampliamente extendido en los software CAD/CAM/CAE para el intercambio de archivos.

El caso que se va a utilizar como ejemplo presenta unas condiciones de proceso con una reducción de área  $r=10\%$  y un coeficiente de rozamiento  $\mu=0,05$ . Atendiendo a lo reflejado en la Tabla 5.6, la combinación óptima de semiángulos desde el punto de vista energético es  $\alpha=15^\circ$  y  $\beta=1^\circ$ , de modo que se importan los dxf pertenecientes a estas geometrías, además del tubo con diámetro exterior inicial de 22 mm (en el caso de la matriz, la geometría de la que se parte es la considerada en el PFG, es decir, con un  $r_{ent}=0,5$  mm).

Una vez importados los modelos en Abaqus/CAE, se generan las piezas. Tanto matriz como mandril se modelan como sólidos no deformables, lo que supone una buena aproximación al comportamiento real de los materiales que los conforman. Por su parte, el tubo se modela como sólido deformable, como se puede ver en la Figura 5.11.

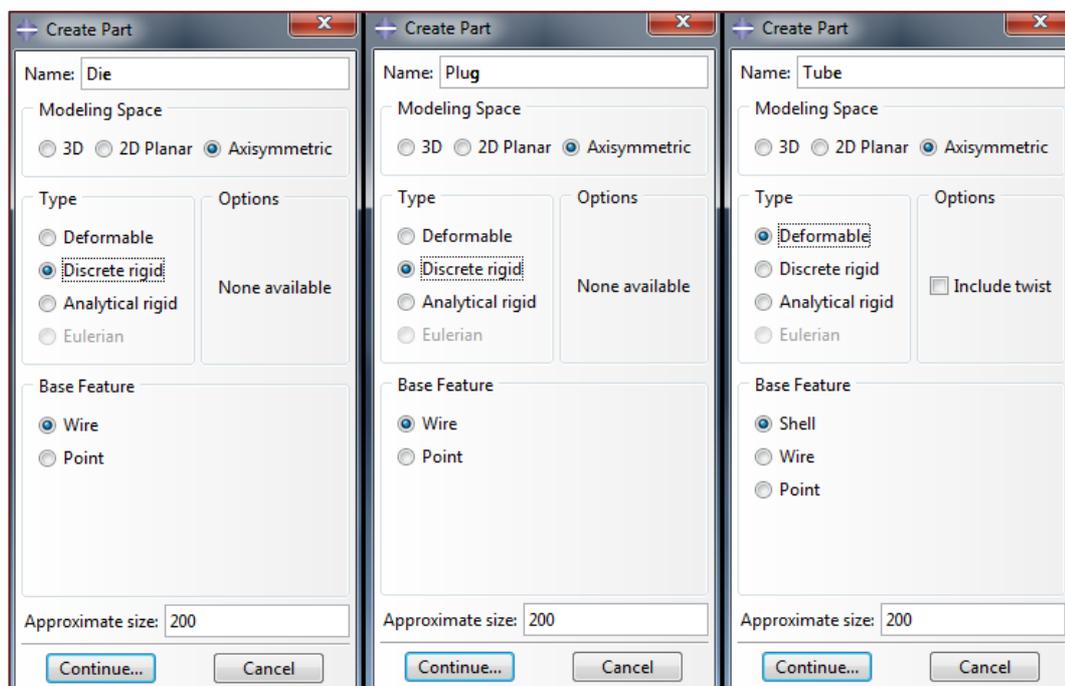


Figura 5.11. Creación de piezas en Abaqus/CAE para la modelización del estirado de tubo. Matriz (die) y mandril (plug) como sólidos no deformables, y tubo (tube) como sólido deformable.

En la Figura 5.11 también se observa que tanto la matriz como el mandril se modelan con características tipo “*wire*”, es decir, mediante perfiles unidimensionales, mientras que el tubo se modela con características tipo “*shell*”, es decir, se asume que la pieza generada es una sección longitudinal cualquiera del tubo, ya que, en un conformado axisimétrico, todas las secciones longitudinales del tubo estarán sometidas al mismo estado tridimensional de tensión-deformación, de modo que basta con modelar una de las infinitas secciones del tubo en sentido longitudinal para obtener el comportamiento general del sólido.

Por otro lado, es necesario asignar un punto de referencia a los sólidos no deformables. Dicho punto constituirá la base para obtener la carga de estirado una vez efectuada la simulación.

### 5.5.1.2. Módulo Property

Definidos los componentes, resulta claro que el tubo será el único con material asignado. Abaqus/CAE cuenta con innumerables posibilidades para modelar un determinado material. En este caso, atendiendo a lo comentado en la sección 5.4.3, y en concreto a lo reflejado en la Figura 5.8, las propiedades plásticas del acero AISI-1010 serán las mostradas en la Figura 5.12.

Además de las propiedades del material en el campo plástico, es necesario definir la densidad ( $\rho=7870 \text{ kg/m}^3$ ) y las propiedades elásticas ( $E=205\text{GPa}$ ;  $\nu=0,29$ ), comunes a todos los aceros. Estas propiedades se pueden encontrar fácilmente en multitud de recursos bibliográficos u online (<http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=025d4a04c2c640c9b0eaef28318d761&ckck=1>).

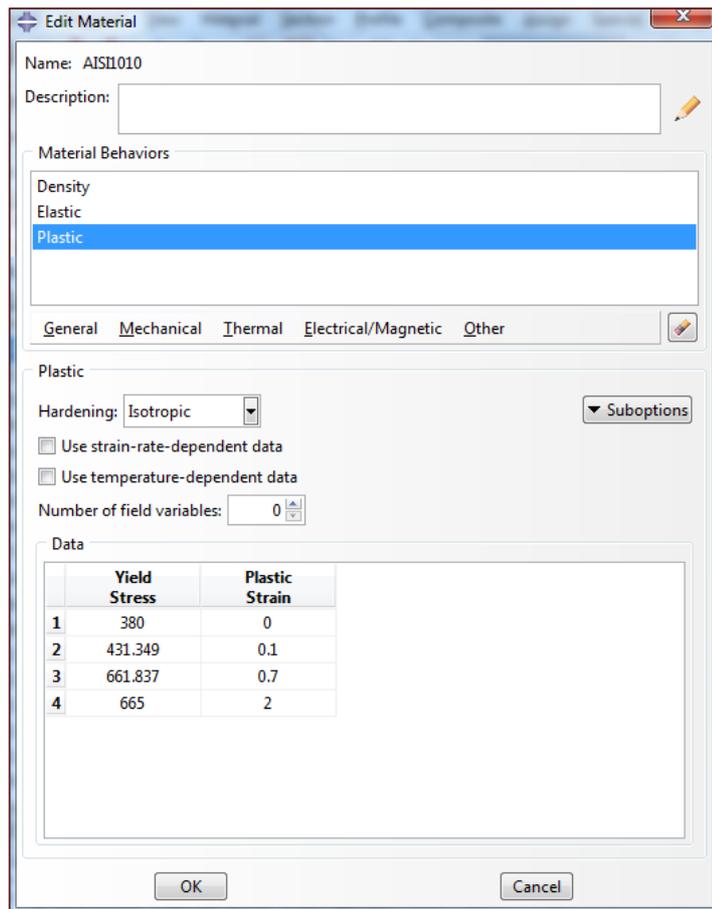


Figura 5.12. Modelado del comportamiento en el campo plástico del acero AISI-1010 en Abaqus/CAE.

Cabe destacar ciertos aspectos de la figura anterior:

- Es muy importante tener en cuenta que Abaqus es “*adimensional*”, es decir, no se basa en ningún sistema de unidades, como pueda ser el SI. Por tanto, todos los valores introducidos a lo largo de la modelización deben ser coherentes entre sí. Como ejemplo, en el modelado del material, se puede ver en la Figura 5.12 cómo la tensión de fluencia está expresada en MPa ( $\text{N/mm}^2$ ), por lo que la densidad debe tener dimensiones de  $\text{kg/mm}^3$  ( $7,87\text{e-}06$ ) y el módulo de elasticidad dimensiones de MPa ( $205\text{e}03$ ).
- El modelo de material en el campo plástico considera un endurecimiento isótropo en lugar de un endurecimiento cinemático, lo que es asumible para la mayoría de materiales metálicos. La principal diferencia entre los modelos isótropo y cinemático radica en la

evolución de la superficie de fluencia (Nam-Ho, 2015). El endurecimiento de numerosos materiales metálicos responde a una combinación de los modelos anteriores; en efecto, si un espécimen es deformado plásticamente, por ejemplo a tracción, y después de retirar la carga hasta una tensión nula se vuelve a cargar en dirección opuesta, por ejemplo a compresión, se observa que el valor de la tensión de fluencia en la recarga es menor que el valor obtenido en la primera carga. Esta dependencia de la tensión de fluencia en función de la trayectoria y la dirección de carga se denomina efecto Bauschinger. Normalmente, es ignorado en la teoría de plasticidad, asumiendo que las tensiones de fluencia a tracción y a compresión son iguales (Dieter, 1988). Parece evidente pues que la asunción de endurecimiento isótropo es suficiente para el alcance y propósito de este trabajo.

- En la Figura 5.12 también queda reflejado cómo no se tiene en cuenta en el modelo plástico la dependencia de la tensión de fluencia con la velocidad de deformación,  $\dot{\epsilon}$ . Ésta tiene una gran repercusión en el punto de fluencia de los metales a elevadas temperaturas; sin embargo, a las temperaturas relativamente bajas a las que se desarrolla el estirado de tubo (en el modelado de la Figura 5.12 también se obvia la temperatura), la tensión de fluencia se puede considerar independiente de  $\dot{\epsilon}$ , lo que se aprecia con claridad en la Figura 5.13, en la que se muestran las curvas de flujo en el conformado en frío (a) y en caliente (b), observándose cómo en el caso de trabajo en frío la curva es muy similar para valores altos o bajos de  $\dot{\epsilon}$ .

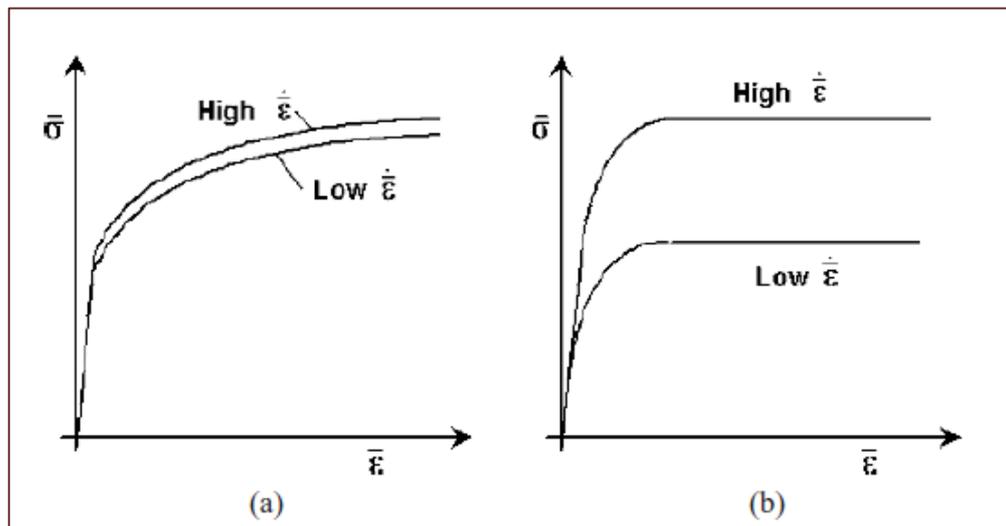


Figura 5.13. Influencia de la velocidad de deformación en la curva de fluencia para el caso (a) conformado en frío, y b) conformado en caliente (Valberg, 2010).

El último paso a considerar en el módulo *property* consiste en asignar una sección al tubo, fundamentada en el material que se acaba de modelar. Para ello, se crea una sección para todo el modelo geométrico de tubo considerando que se trata de un sólido homogéneo, esto es, las propiedades serán homogéneas en la totalidad de la sección creada.

### 5.5.1.3. Módulo Mesh

El mallado de los elementos es un paso crucial para obtener éxito en la simulación, siendo necesario mallar tubo, matriz y mandril, aunque estos dos últimos presenten perfiles unidimensionales. La generación de estas mallas presenta un problema al utilizar la versión estudiantil de Abaqus, ya que el número total de nodos permitidos para llevar a cabo una determinada simulación está restringido a un máximo de 1000. Por ello, en este ejemplo se realizará el mallado con el número máximo de nodos permitido para, después, una vez conocidos los resultados, efectuar un análisis de sensibilidad de malla con el objetivo de comprobar que dichos resultados son válidos.

El mallado de los sólidos no deformables es directo. Seleccionando un tamaño aproximado de 0,7 mm para la matriz y de 1,5 mm para el mandril se generan ambas mallas. Los elementos son del tipo RAX2, que consisten en la unión rígida y lineal de dos nodos, indicada para su uso en geometrías planas axisimétricas (a modo de ejemplo, la malla generada para la matriz y un detalle con el tipo de elemento empleado se muestran en la Figura 5.14, en la que también se aprecia ligeramente la situación del punto de referencia, RP, que se especificó en el apartado 5.5.1.1).

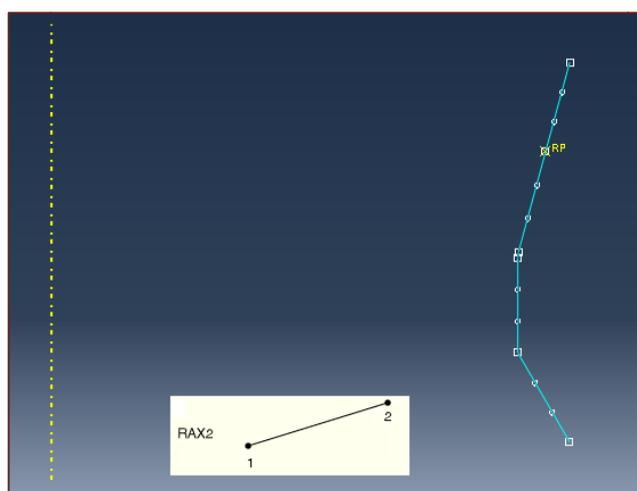


Figura 5.14. Mallado de la matriz con su punto de referencia y naturaleza de un elemento RAX2.

En cuanto al mallado del tubo, hay que tener en cuenta que su longitud debe ser suficiente para alcanzar el régimen permanente en el proceso y, al mismo tiempo, no debe ser excesiva con el objetivo de tener el máximo número de elementos posibles, considerando las limitaciones impuestas en el número de nodos por la versión académica de Abaqus. Las condiciones de régimen permanente se reflejan en el post-proceso al analizar la carga de estirado, pues ésta tendrá un valor aproximadamente constante una vez alcanzado el estado estacionario.

En función de lo anterior, se adoptará en este trabajo una longitud de 40mm para todos los tubos, lo que permite un total de 7 elementos en dirección del espesor (Palengat *et al.* (2013) emplean un total de 8 elementos a lo largo del espesor para su análisis con Abaqus/Explicit). Los elementos, cuyo tamaño aproximado es de 0,35 mm, son del tipo CAX4R, que consisten en la

unión bilineal de cuatro nodos para el análisis de geometrías axisimétricas, presentando integración reducida. En la Figura 5.15, se puede ver una captura del tubo mallado, en la que se aprecian los 7 elementos presentes en el espesor y la naturaleza del elemento CAX4R.

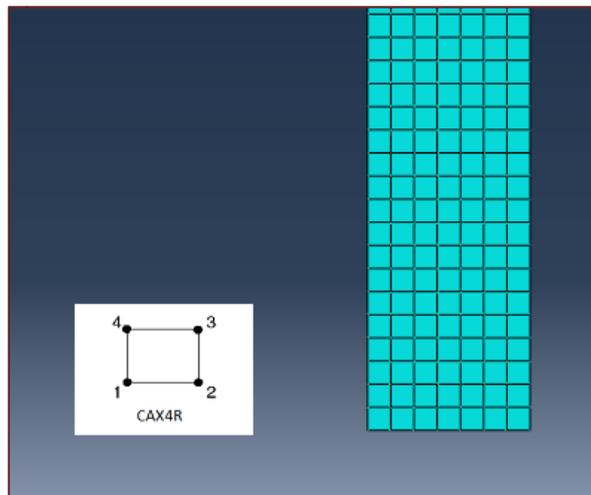


Figura 5.15. Mallado del tubo y naturaleza del elemento CAX4R.

#### 5.5.1.4. Módulo Assembly

En este módulo se realiza el ensamblaje de las piezas definidas en el módulo *part*. Puesto que la geometría diseñada para tubo, matriz y mandril queda fijada automáticamente en el plano ZR, el ensamblaje de las piezas es directo, con el borde exterior del tubo en contacto con la matriz en el instante inicial, más concretamente con su punto de referencia. En la Figura 5.16 se observa el posicionamiento de los distintos componentes en el estirado de tubo.

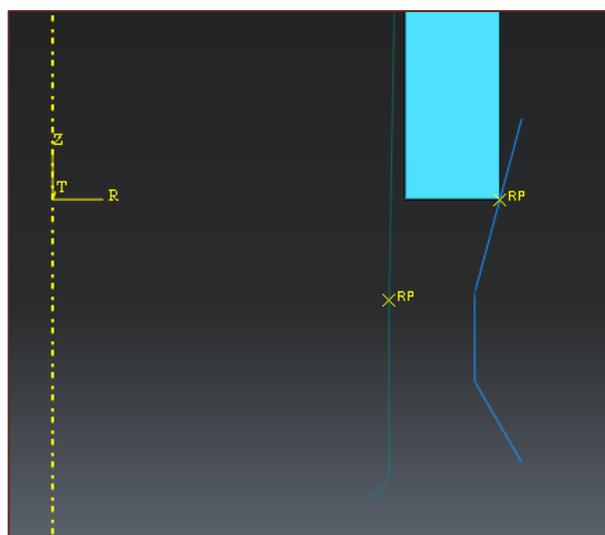


Figura 5.16. Disposición espacial de tubo, matriz y mandril en el módulo *assembly* de Abaqus/CAE.

### 5.5.1.5. Módulo Interaction

En el proceso de estirado de tubo existe una compleja interacción entre pieza y herramientas, por lo que la modelización del rozamiento es de vital importancia para obtener resultados satisfactorios. Precisamente, esa complejidad en las relaciones de contacto es el motivo por el que diversos investigadores optan por una metodología explícita para el análisis del proceso (Palengat *et al.* (2013), Gattmah *et al.* (2016), Linardon *et al.* (2014)). Sin embargo, en este trabajo, el procedimiento para solucionar el problema es el implícito, primero por las restricciones en cuanto al número de nodos (recordar que para modelos con mallas poco refinadas el método implícito es razonablemente efectivo), y segundo porque, aunque el análisis cuantitativo es de relevancia, el principal objetivo es efectuar un análisis cualitativo que permita encontrar el perfil más idóneo para la matriz.

El modelado del rozamiento en Abaqus/CAE comienza con la creación de superficies de contacto. En el estirado de tubo con herramienta interna se produce contacto entre la matriz y la superficie exterior del tubo, y entre la superficie interior de éste y el mandril, de modo que se tendrán que modelar dos interacciones. El tipo de contacto considerado en Abaqus para ambas interacciones es “*surface-to-surface contact*”, siendo las superficies “*maestras*” las de los sólidos rígidos (matriz y mandril) y las superficies “*esclavas*” las exterior e interior del tubo. En la Figura 5.17 se ofrece un resumen visual de la selección de superficies para matriz y mandril. Conviene aclarar que, aunque a la vista de la figura, se selecciona toda la superficie para una determinada herramienta, el contacto no se producirá en toda su extensión, como quedó analizado en la sección 5.4.2 (por ejemplo, en el caso de la matriz, el contacto se producirá entre el punto de referencia y el nodo situado en la parte final de la zona cilíndrica).

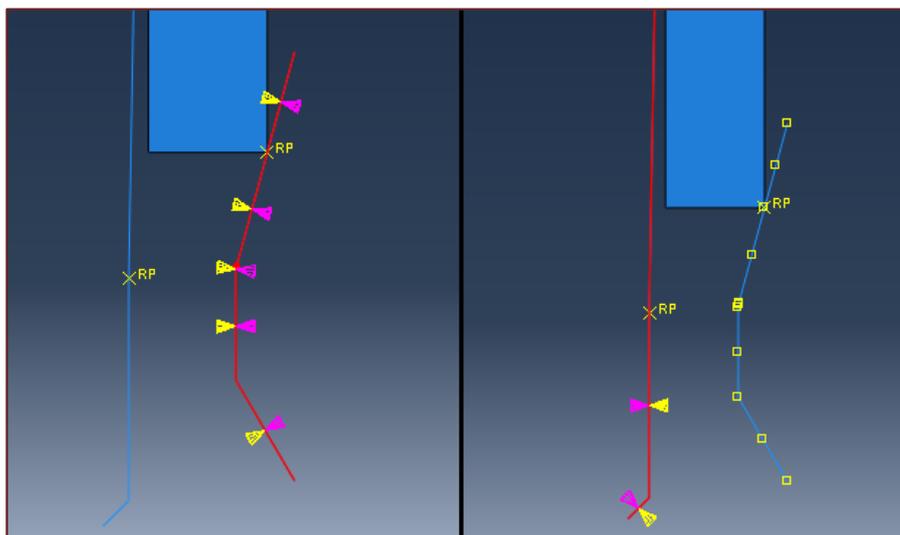


Figura 5.17. Selección de superficies de contacto en Abaqus/CAE para matriz (izquierda) y mandril (derecha).

Además de la elección del tipo de interacción, es necesario definir la propiedad que determina aquella, en este caso, el contacto por rozamiento. Para ello, se crea una propiedad de contacto mecánico en la que el comportamiento tangencial quede definido mediante un coeficiente de

rozamiento (“*penalty*”), en este caso de valor 0,05, mientras que el comportamiento normal a las superficies sea del tipo “*hard contact*”, permitiendo además la posible separación entre superficies como consecuencia del contacto, obteniendo así un modelado adecuado del proceso de estirado. En la Figura 5.18, se muestra el cuadro de diálogo en Abaqus/CAE en el que se define el coeficiente de rozamiento.

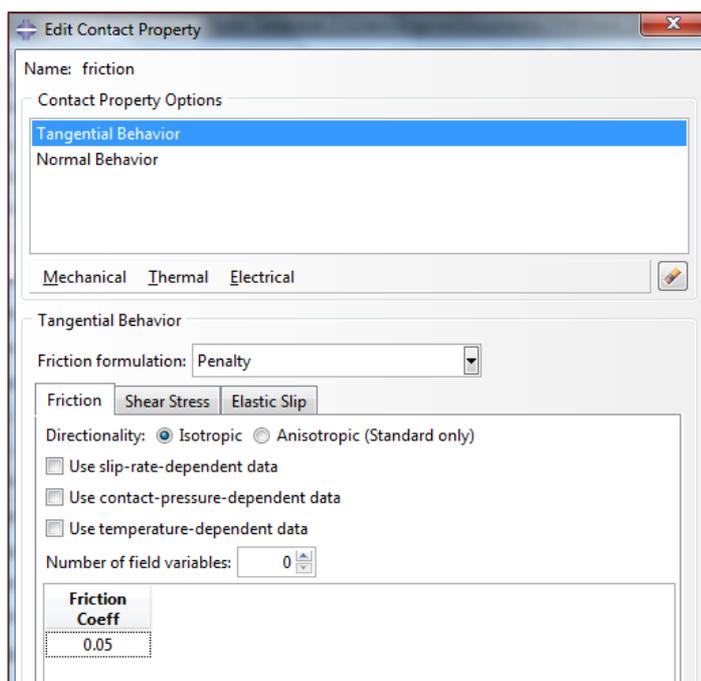


Figura 5.18. Definición del coeficiente de rozamiento entre superficies en Abaqus/CAE.

### 5.5.1.6. Módulo Step

En los programas comerciales de análisis por MEF, los incrementos en la aplicación de cargas se refieren generalmente a “*pasos de carga*” (*load step*) o “*pasos de tiempo*” (*time step*). El término “*time step*” se emplea indistintamente para análisis estáticos y dinámicos, aunque evidentemente carece de sentido físico en el caso de un análisis estático, en el que el problema es independiente del tiempo.

En Abaqus/CAE el módulo *step* es el que permite definir las condiciones de resolución del problema (estático, dinámico, implícito, explícito, etc.). Ya se ha comentado que el análisis efectuado en este trabajo se basa en una metodología implícita, utilizando para la convergencia el método de Newton-Raphson, y, puesto que el estirado de tubo es un proceso que se puede considerar independiente del tiempo (régimen permanente), el análisis será, además, estático. La definición de estas características en Abaqus/CAE se efectúa al crear un *step* del tipo “*static, general*”, el caso más general de FEA.

Una vez seleccionado el procedimiento de resolución, es necesario definir el período de tiempo en el que se llevará a cabo la simulación. Dicho período de tiempo no debe entenderse en su sentido físico, como se dijo anteriormente, sino que en un análisis estático controla cómo se

produce la aplicación de cargas o condiciones de contorno, desde un instante inicial,  $T_0$ , en el que la carga o condición de contorno aplicada es nula, hasta un instante final,  $T_f$ , en el que alcanza su magnitud total. Suponiendo que el tamaño para el incremento de tiempo,  $\Delta T$ , permanece constante, entonces se debe cumplir que (Nam-Ho, 2015):

$$T^n = n\Delta T \leq T_f \quad (5.11)$$

siendo  $n$  el número de incrementos y  $T^n$  el tiempo para un incremento n-ésimo. El significado de la ecuación (5.11) es que, teniendo en cuenta el número de incrementos y un determinado valor constante supuesto para cada incremento, el producto entre ambos debe ser menor o igual que el tiempo total, pues, en caso contrario, no se podrá completar la simulación.

La elección de los parámetros anteriores no es trivial y depende del problema a simular; incrementos muy pequeños aseguran la convergencia, pero suponen un mayor coste computacional, mientras que para incrementos de tamaño mayor el método numérico empleado en la resolución podría no converger, no alcanzándose ninguna solución. Cuando se utiliza el método de Newton-Raphson para el cálculo, un valor apropiado para el tamaño del incremento de tiempo es aquel para el que la solución converge en la quinta o sexta iteración. Si la solución converge antes, entonces el incremento puede estimarse como muy pequeño y se podrá aumentar, mientras que si la convergencia se produce más allá de la décima iteración, el incremento será demasiado grande, siendo necesario hacerlo más pequeño (Nam-Ho, 2015).

Todas las simulaciones de este trabajo se han completado con éxito para un total de 1000 incrementos con un tamaño mínimo de  $10^{-8}$ , lo que asegura la convergencia para un número máximo de siete iteraciones y un tiempo final de 0,001, ya que el producto  $n\Delta T$  será menor que este valor. En efecto, según la ecuación (5.11), se tendrá:

$$0,00001 = 1000 \times 10^{-8} \leq 0,001$$

Utilizando un tamaño menor, el tiempo para llevar a cabo la simulación aumenta, obteniendo resultados muy similares, mientras que para un tamaño mayor de incremento, la simulación no llega a la convergencia en muchas ocasiones. En la Figura 5.19, se muestra la definición del *step* en Abaqus/CAE para simular el estirado de tubo, siendo necesario comentar la importancia clave de considerar las no linealidades en el problema (activación de la opción Nlgeom para el análisis estático), pues en caso contrario el programa no tendría en cuenta el comportamiento del material en el campo plástico.

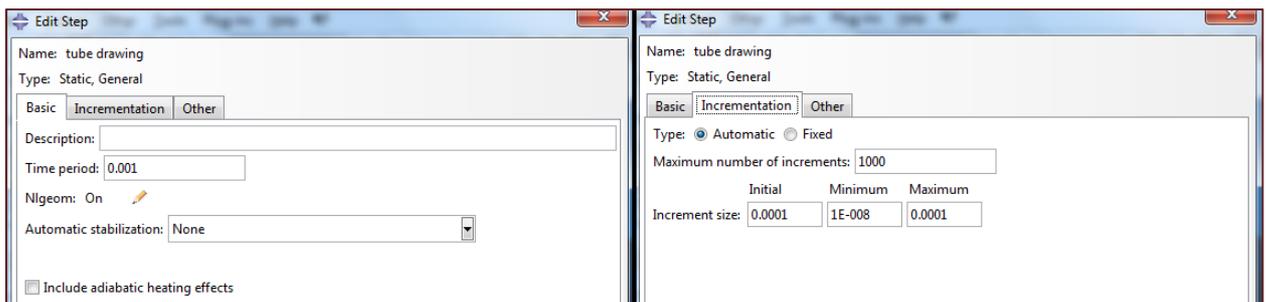


Figura 5.19. Definición del *step* en Abaqus/CAE para la simulación del estirado de tubo.

### 5.5.1.7. Módulo Load

En este módulo es donde se definen las cargas y/o condiciones de contorno a considerar en un determinado problema. Para simular el estirado de tubo en Abaqus, se considerarán varias condiciones de contorno, análogas a las que se producen en el proceso real. Dos de ellas estarán aplicadas a las herramientas en el paso inicial, propagándose a lo largo de la simulación, y la otra se definirá en el *step* creado, consistiendo en la asignación de movimiento al tubo.

Las condiciones de contorno iniciales consisten en restringir el movimiento, tanto en traslación como en rotación, de matriz y mandril. Por ejemplo, para la matriz, se genera una condición de contorno en el *step* inicial que suponga su empotramiento, esto es, cero grados de libertad (el procedimiento para el mandril es análogo). En la Figura 5.20 se comprueba cómo al aplicar esta condición, todos los nodos de la matriz se encuentran fijados espacialmente.

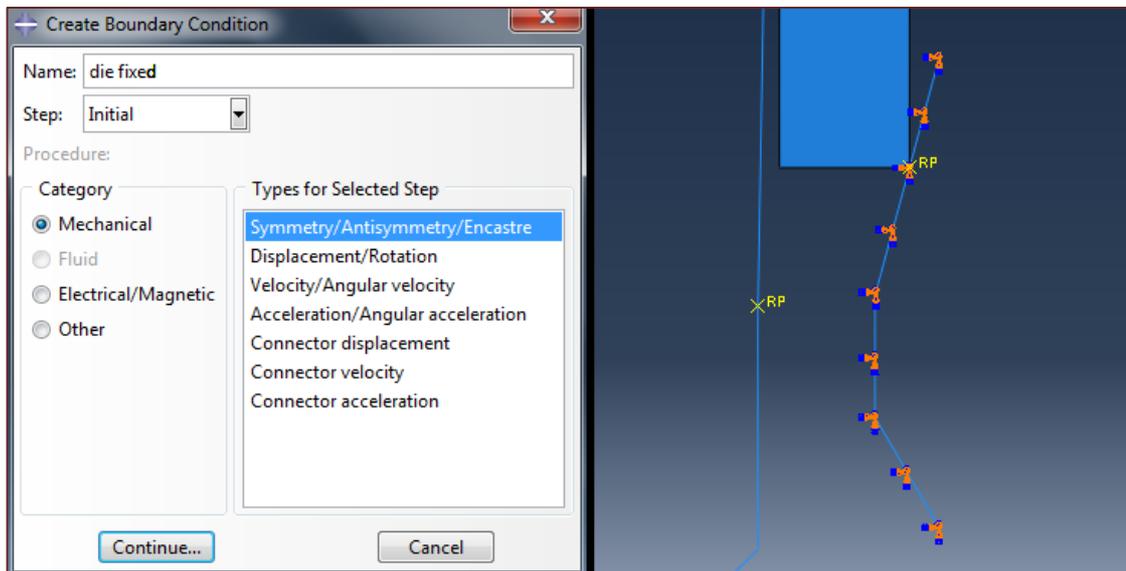


Figura 5.20. Condición de contorno de empotramiento de matriz en el proceso de estirado de tubo modelado en Abaqus/CAE. La condición de contorno para el mandril es análoga.

En lo que respecta al tubo, la condición de contorno debe permitir su desplazamiento en sentido axial, debido a la tracción que se produce a la salida de la matriz y que provoca un incremento de su longitud, consecuencia de la constancia de volumen que acarrea el proceso. Para modelar esta situación, se genera una condición de contorno en el *step* creado anteriormente que suponga el movimiento del tubo según el eje z, lo que se consigue seleccionando todos los nodos del borde inferior de la pieza y definiendo una velocidad de desplazamiento, como se muestra en la Figura 5.21.

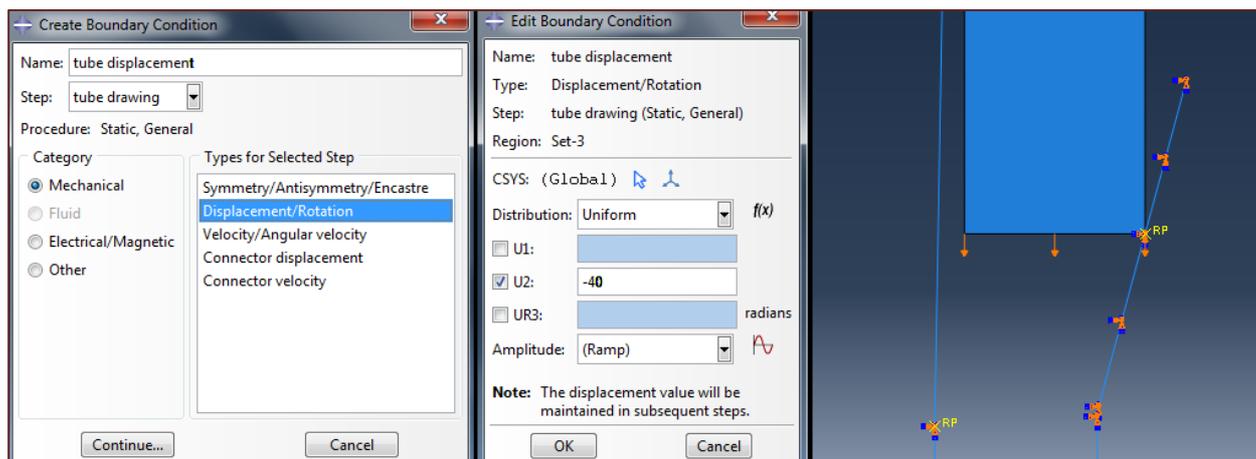


Figura 5.21. Condición de contorno de desplazamiento axial del tubo modelado en Abaqus/CAE.

De la figura anterior, conviene hacer las siguientes aclaraciones:

- En la parte central inferior de la imagen, se observa que la condición de contorno es aplicada en forma de rampa, es decir, desde un valor nulo al comienzo del proceso hasta un valor máximo al final del mismo. Esto está en consonancia con lo que se comentó en el apartado anterior para análisis estáticos por MEF.
- La velocidad que se ha asumido para el desplazamiento del tubo es de 40 mm/s (unidades coherentes con las que se adoptaron en el modelado del material). Puesto que, para velocidades típicas de proceso, la carga de estirado es independiente de la velocidad, se han considerado los 40 mm/s como una velocidad adecuada, aunque sea algo más baja que las velocidades reales de proceso (ente 50 y 150 mm/s). Especificar una velocidad mayor supone que el tubo atravesase completamente la matriz y el mandril, rompiendo las condiciones de régimen estacionario al final de la simulación. Así pues, los 40 mm/s son coherentes con las velocidades reales en un banco de estirado y con el compromiso que se adquirió en el apartado 5.5.1.3 entre la longitud y el número de elementos de malla en el tubo.
- Existen otras alternativas para el establecimiento de las condiciones de contorno. Por ejemplo, se puede efectuar un empotramiento del borde inferior del tubo y asignar movimiento a matriz y mandril según la dirección positiva del eje z, con una velocidad igual a la supuesta en el caso anterior para el tubo. Realizando dos simulaciones, una con el método descrito en la Figura 5.21 y otra con la metodología comentada en este párrafo, se observa que las diferencias en el valor de la carga de estirado son de, aproximadamente, un 1%, por lo que, para ser consecuentes con el proceso real, todas las simulaciones se llevarán a cabo empotrando matriz y mandril y otorgando movimiento al tubo.

### 5.5.1.8. Módulo Job. Simulación

Con el módulo *job* se termina la modelización con el preprocesador de Abaqus/CAE. Creando un *job* para el modelo diseñado y usando las mismas condiciones que trae por defecto Abaqus (análisis completo, uso del máximo de microprocesadores disponibles en el equipo, etc.), ya se puede lanzar la simulación mediante el comando *submit*.

Durante la simulación, el programa realiza todos los cálculos necesarios para obtener los resultados finales. Además, es posible realizar un seguimiento de la simulación gracias a una monitorización de la misma, dónde se indican los posibles errores o advertencias a tener en cuenta en la consecución de los resultados.

### 5.5.2. Post-proceso

Terminada la simulación, es posible acceder a los resultados mediante Abaqus/Viewer, el postprocesador de Abaqus, que permite realizar un análisis exhaustivo de aquellos parámetros que sean de interés. Se puede obtener multitud de información del proceso, como carga de estirado, tensión y deformación efectivas, velocidad de deformación, distribución de presiones, desplazamientos y velocidades en los nodos, etc. En la Figura 5.22, se muestra el aspecto del tubo deformado y las tensiones equivalentes de Von Mises en MPa, de nuevo, de forma coherente con las unidades adoptadas en el pre-proceso.

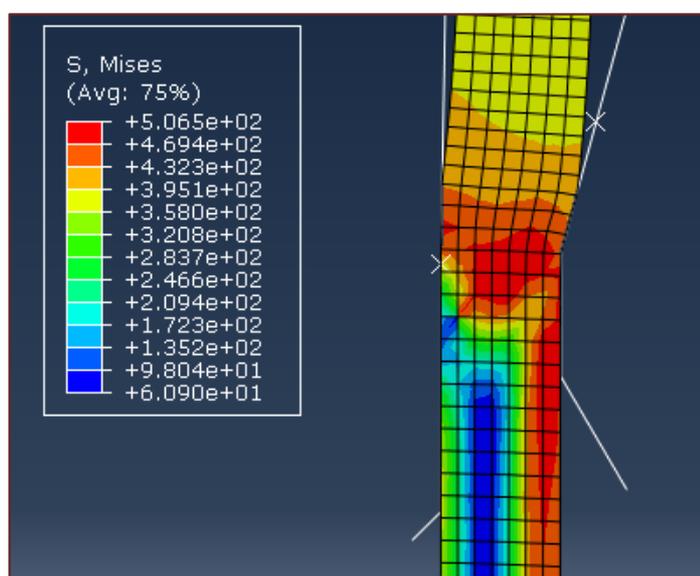


Figura 5.22. Estado tensional del tubo una vez completada la simulación en Abaqus.

Para comprobar la validez del modelo, es necesario obtener la carga de estirado con el objetivo de comparar su valor con los métodos analíticos desarrollados en el Capítulo 4 (HDM, SM y UBM) y, al mismo tiempo, establecer una comparación con el resultado hallado en el PFG

utilizando el software DEFORM<sup>TM</sup>-F2. El valor de  $F_{est}$  que se obtiene mediante MEF se puede ver en la Figura 5.23, en la que se representa la fuerza según el eje Z ejercida por matriz y mandril frente al tiempo final de simulación. En dicha gráfica, se observa la existencia de un régimen transitorio, cuya duración aproximada es de un 10% del total de la simulación (0,0001s), alcanzándose posteriormente el régimen estacionario tanto en matriz como en mandril. La carga de estirado total será la suma de los valores máximos de las reacciones producidas en las herramientas, es decir:

$$F_{est} = 17643 + 1591 = 19234 \text{ N}$$

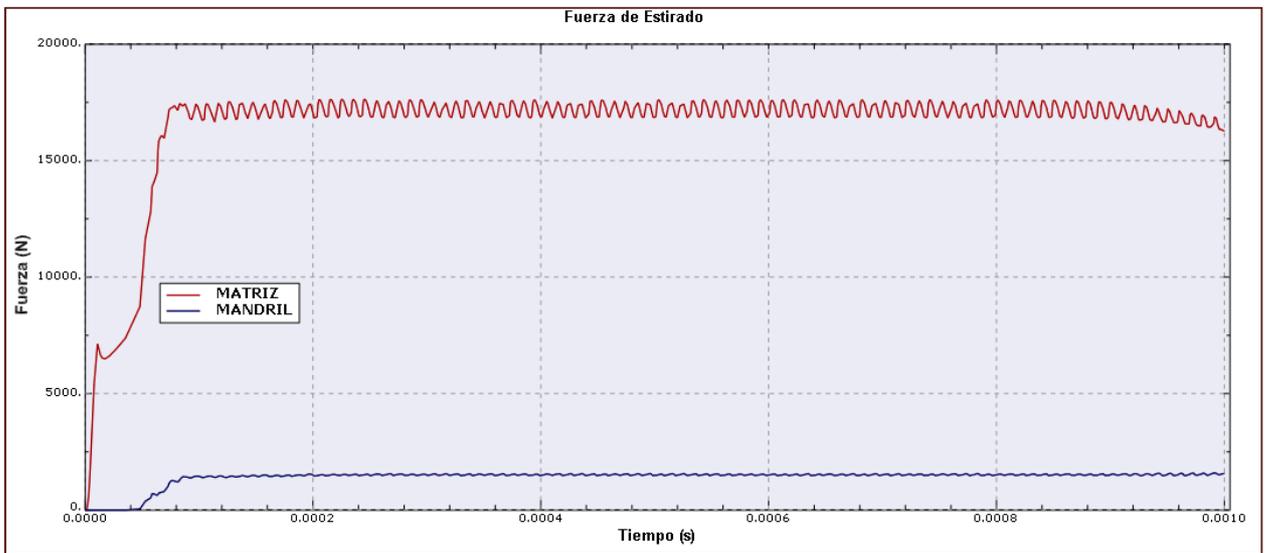


Figura 5.23. Fuerza de estirado obtenida en la simulación del estirado de tubo con mandril fijo o flotante mediante Abaqus (acero AISI-1010;  $r=10\%$ ;  $\mu=0,05$ ;  $\alpha=15^\circ$ ;  $r_{ent}=0,5 \text{ mm}$ ;  $\beta=1^\circ$ ).

A continuación, se va a efectuar la validación del modelo, realizando primero un análisis de sensibilidad de la malla y, después, comparando el resultado con el de otros métodos de análisis, como se ha adelantado anteriormente.

### 5.5.2.1. Validación del modelo. Análisis de sensibilidad de malla

La restricción en el número de nodos con los que se puede simular un determinado proceso en la versión académica de Abaqus hace inevitable la realización de un pequeño estudio que permita conocer cómo varía la carga de estirado que predicen las simulaciones en función de lo refinadas que sean las mallas de tubo, matriz y mandril. En el ejemplo desarrollado en las secciones anteriores se han utilizado un número de nodos cercano al máximo de 1000 permitido por el programa (14 nodos para la matriz, 19 nodos para el mandril y 960 nodos para el tubo).

Manteniendo inalterados todos los parámetros de proceso, así como el número de nodos de matriz y mandril, se irá disminuyendo el número de nodos del tubo, comprobando de esta forma cómo varía la carga de estirado al emplear una discretización del problema con una menor resolución. En la Tabla 5.9 se presentan las cargas de estirado obtenidas para un número decreciente de nodos en el tubo.

Tabla 5.9. Variación de la carga de estirado en la simulación en función del número de nodos del tubo.

Número de nodos			$F_{est}$ (N)
Matriz	Mandril	Tubo	
14	19	960	19234
14	19	896	19284
14	19	784	19270
14	19	728	19276
14	19	672	19168
14	19	564	19171
14	19	486	19575
14	19	340	19735
14	19	232	19855

En la tabla anterior se comprueba cómo a partir de un número de nodos cercano a los 700 el valor de la carga de estirado permanece prácticamente constante, por lo que se puede asumir que la utilización en todas las simulaciones del máximo número de nodos permitidos por Abaqus asegura unos resultados satisfactorios desde el punto de vista de la discretización del modelo.

### 5.5.2.2. Validación del modelo. Comparación con métodos analíticos

En el apartado 5.4.3 se realizó un estudio acerca de la caracterización de materiales en Abaqus y de cómo utilizar la curva de flujo del acero AISI-1010 en DEFORM<sup>TM</sup>-F2 para hallar la tensión de fluencia media  $Y_m$  en un determinado proceso de estirado.

El valor de  $F_{est}$  que predicen los métodos analíticos se obtiene a partir de las ecuaciones (4.42), la correspondiente a mandril fijo o flotante de la Tabla 4.1, y la (4.83), para los métodos HDM, SM y UBM, respectivamente. Por su parte, la tensión de fluencia media según el modelo de Ludwik viene dada por la ecuación (4.26):

$$Y_m = Y + \frac{K \bar{\epsilon}^n}{n + 1}$$

De la expresión anterior son conocidos los valores de  $Y$ ,  $K$  y  $n$ , según la ecuación (5.9), mientras que el límite superior del rango de deformaciones será el correspondiente a la máxima deformación efectiva que experimenta el tubo durante la simulación, que para el ejemplo desarrollado presenta un valor de  $\bar{\epsilon}=0,3628$ . Por tanto, la tensión media de fluencia de Ludwik será:

$$Y_m = 454,876 \text{ MPa}$$

Conocida la tensión de fluencia media, ya se puede valorar la validez del resultado de la simulación. En la Tabla 5.10 se presentan los resultados calculados a partir de los métodos analíticos comparados con el hallado en el PFG con DEFORM<sup>TM</sup>-F2 y con el obtenido en el presente trabajo mediante Abaqus/Standard.

Tabla 5.10. Comparación de la fuerza de estirado obtenida según los métodos analíticos y mediante simulación.

Método	Fuerza de estirado (N)
HDM	8884
SM	9398
UBM	30501
MEF (DEFORM <sup>TM</sup> -F2)	17463
MEF (Abaqus/Standard)	19234

Para mayor claridad, se presentan gráficamente en la Figura 5.24 los resultados reflejados en la tabla anterior.

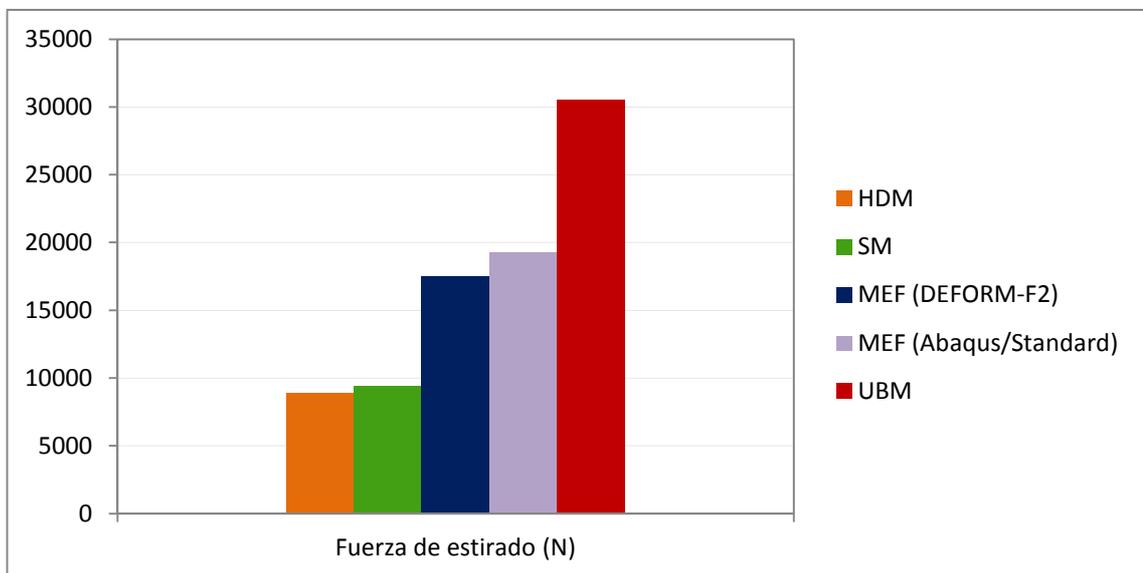


Figura 5.24. Comparación de la fuerza de estirado obtenida según los métodos analíticos y mediante simulación en el proceso de estirado de tubo con mandril fijo y flotante.

Un análisis de los valores de  $F_{est}$  mostrados en la Tabla 5.10 y en la Figura 5.24 permite asumir como válido el modelo simulado en Abaqus/Standard. Aún así, conviene efectuar las siguientes aclaraciones:

- La fuerza de estirado calculada con el HDM es muy inferior a la obtenida en la simulación, pues sólo tiene en cuenta el trabajo de deformación homogénea y no el rozamiento y la deformación redundante.
- El cálculo mediante el SM es también muy inferior al resultado de las simulaciones, consecuencia, por un lado, de no tener en cuenta el trabajo debido a la deformación redundante, y por otro lado, al estar involucrado en el proceso un semiángulo  $\beta$  pequeño (la ecuación para el cálculo de  $F_{est}$  mediante el SM da resultados cada vez mayores a medida que aumenta  $\beta$ ).
- La  $F_{est}$  calculada con el UBM es bastante superior a la obtenida con el MEF, ya que las suposiciones adoptadas en el desarrollo del método del límite superior en el Capítulo 4 estaban encaminadas a asegurar que un determinado proceso de estirado con mandril pudiera ejecutarse, lo que tiende a sobredimensionalizar el valor de la fuerza necesaria.
- Los valores para la fuerza de estirado obtenidos mediante simulación con DEFORM<sup>TM</sup>-F2 y Abaqus/Standard son similares, aunque Abaqus devuelve un valor mayor, lo que puede ser debido a la modelización del rozamiento, el parámetro más crítico en el diseño del modelo.

### 5.5.2.3. Análisis geométrico. Perfil más adecuado de matriz

Una vez comprobada la validez del modelo MEF en Abaqus, es posible realizar un análisis exhaustivo de los resultados para las combinaciones  $\alpha/\beta_{opt}$  que se reflejaron en la Tabla 5.6 a partir de los distintos diseños de matriz, así como explorar la aplicación del estirado en tubos de AHSS. Aunque el análisis de los resultados se llevará a cabo en profundidad en el Capítulo 6, conviene establecer de forma preliminar, y desde el punto de vista energético, el perfil más adecuado de matriz para ejecutar el proceso de estirado con mandril fijo o flotante descrito en los apartados anteriores.

En la Tabla 5.11 se indican los resultados obtenidos para la carga de estirado según los diferentes radios de curvatura  $r_{ent}$  y para el perfil en forma de arco circular, desglosando además las contribuciones de matriz y mandril a la fuerza de estirado total.

Tabla 5.11. Fuerza de estirado para distintas configuraciones geométricas de matriz.

Geometría de matriz	Carga en matriz (N)	Carga en mandril (N)	$F_{est}$ (N)
$r_{ent}=0,5$ mm	17643	1591	19234
$r_{ent}=1$ mm	17503	1622	19125
$r_{ent}=3$ mm	16899	1780	18679
$r_{ent}=5$ mm	16638	1925	18563
$r_{ent}=7$ mm	16596	2224	18820
$r_{ent}=10$ mm	16553	2586	19139
Arco circular	15830	2973	18803

Al igual que en la sección anterior, para mayor claridad, los resultados incluidos en la Tabla 5.11 se representan gráficamente en la Figura 5.25.

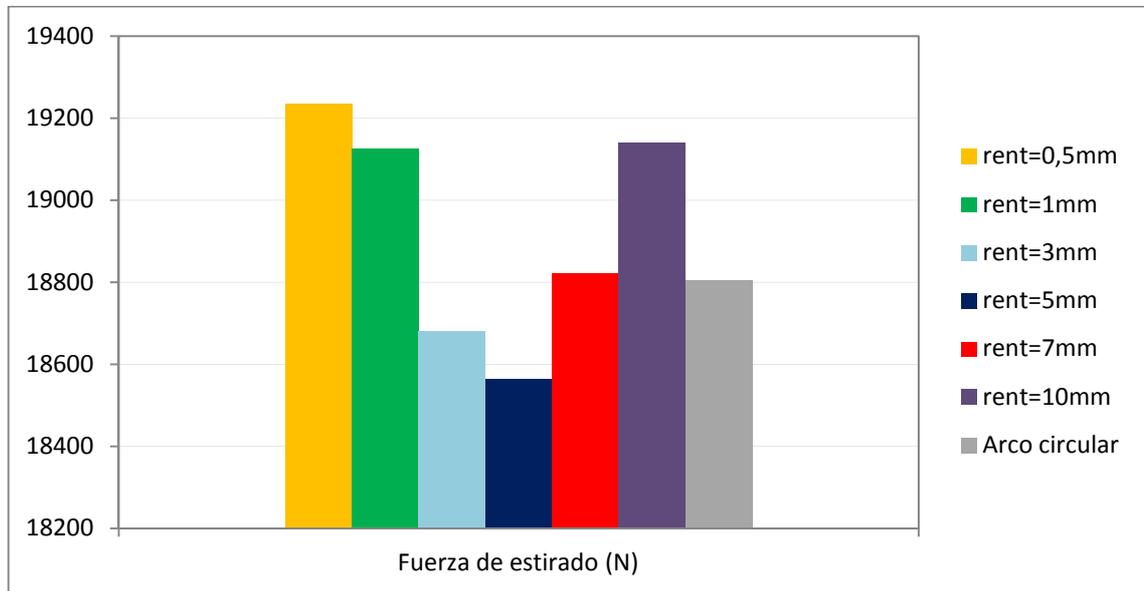


Figura 5.25. Comparación de la fuerza de estirado obtenida en las simulaciones para distintas configuraciones geométricas de matriz en el proceso de estirado de tubo con mandril fijo y flotante.

El análisis geométrico particular del ejemplo desarrollado indica que a medida que aumenta el radio de curvatura en la transición cónico-cilíndrica se reduce la carga de estirado, hasta llegar a un  $r_{ent}$  crítico a partir del cual la carga de estirado comienza a aumentar, siendo dicho radio crítico de 5 mm en este caso. La utilización del perfil en forma de arco circular parece ser adecuada, pues tan sólo los radios de 3 mm y 5 mm devuelven fuerzas de estirado menores. En el próximo capítulo, veremos si este comportamiento se repite para el resto de condiciones de estirado.

## 5.6. Modelización del estirado de tubo con mandril móvil

El procedimiento de modelado para el caso de estirado de tubo con mandril móvil es muy similar al descrito para el estirado con mandril fijo o flotante, aunque el número de simulaciones a completar es bastante inferior, consecuencia de las características del proceso. Partiendo también del acero AISI-1010 como material de control, el objetivo es nuevamente encontrar el perfil óptimo de matriz, así como verificar que la carga de estirado necesaria con mandril móvil es inferior a la necesaria para completar el proceso con mandril fijo o flotante, bajo unas mismas condiciones de estirado.

No es preciso explicar de nuevo el proceso de modelado paso a paso debido a las similitudes, por lo que tan sólo se van a citar las diferencias existentes entre ambas modelizaciones en el pre-proceso.

### 5.6.1. Pre-proceso

Las operaciones previas a la simulación son las mismas que las descritas en los apartados 5.5.1.1. a 5.5.1.8. Las diferencias existentes entre ambos modelos son:

- Teniendo en cuenta la Tabla 5.6, para este ejemplo se considera una reducción de área del 20%, de tal forma que, aunque las dimensiones iniciales de tubo serán iguales, las dimensiones finales serán diferentes a las que se obtuvieron para la modelización del estirado con mandril fijo o flotante.
- El diseño de las herramientas queda definido mediante las ecuaciones (5.1), (5.2) y (5.8), y, puesto que en todos los casos el valor de  $\alpha_{opt}$  es de  $5^\circ$ , sólo será necesario diseñar las matrices para dicho semiángulo, considerando los distintos radios  $r_{ent}$  y la forma de arco circular. En lo que respecta a la longitud del mandril en la simulación, análogamente a lo que sucede en el proceso real, el mandril se desplaza solidario con el tubo, por lo que sólo será oportuno diseñar un mandril con una longitud algo superior a la considerada para el tubo (40 mm). La longitud de diseño será  $L_s + L_d + L_p = 50$  mm, lo que es consistente con el hecho de que  $L_d \rightarrow \infty$  para  $\beta = 0^\circ$  según la ecuación (5.6). Lógicamente, el diámetro del mandril, constante, coincidirá con el diámetro interior final del tubo, en este caso,  $D_0 = D_1 = D_{if} = 16,35$  mm.

En la Figura 5.26 se puede ver el posicionamiento de los elementos en el módulo *assembly* de Abaqus/CAE.

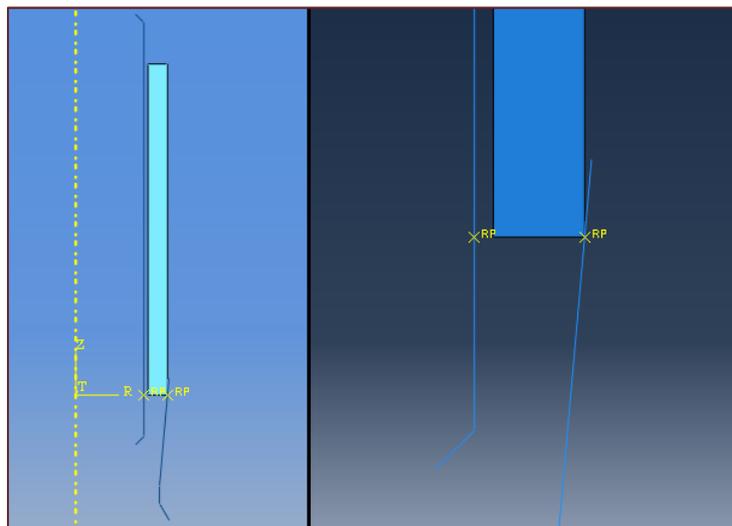


Figura 5.26. Parte izquierda: posición de los elementos antes de la simulación. Parte derecha: detalle de la región cercana a la zona inicial de contacto, que coincide con el punto de referencia de la matriz.

- Como consecuencia del desplazamiento conjunto de tubo y mandril, resulta necesario modificar las condiciones de contorno relativas al mandril, de tal forma que éste se moverá en la misma dirección y sentido que el tubo, así como con la misma velocidad. En la Figura 5.27, se observa un detalle de las condiciones de contorno, modeladas para que todos los nodos del mandril se desplacen como un sólido rígido en el sentido especificado, restringiendo asimismo su desplazamiento lateral y su rotación alrededor de un eje perpendicular al plano, con lo que se consigue la coaxialidad de todos los elementos.

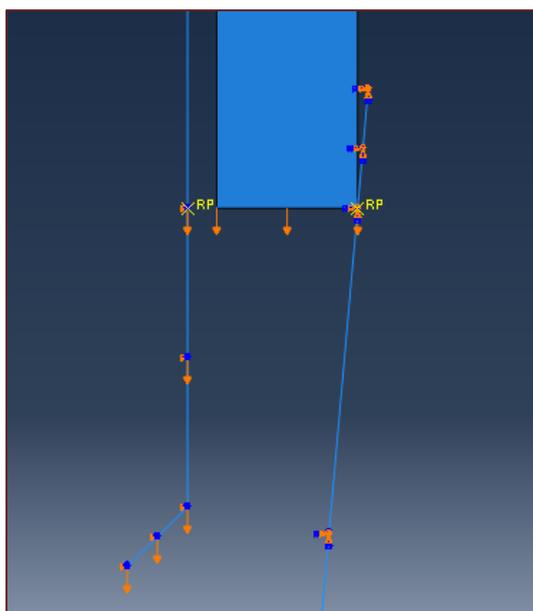


Figura 5.27. Condiciones de contorno para tubo y herramientas en Abaqus/CAE relativas a la modelización del estirado de tubo con mandril móvil.

- El modelado del rozamiento es completamente análogo al visto en el apartado 5.5.1.5, sin embargo, es necesario tener en cuenta que en las simulaciones llevadas a cabo con DEFORM™-F2 en el PFG, se considera un mismo coeficiente de rozamiento para las dos interfases, de modo que al ser  $\mu = \mu_1 = \mu_2$ , para establecer una comparación de los resultados de la simulación con los métodos analíticos será preciso utilizar la ecuación (4.63) en el caso del SM, ya que

$$B = \frac{\mu_1 - \mu_2}{\text{tg}\alpha} = 0$$

De lo anterior, se deduce que el proceso de estirado con mandril móvil se puede asemejar a un PCDP en el que no interviene el rozamiento, ya que el efecto de  $\mu_1$  en la matriz queda contrarrestado por un efecto igual y opuesto de  $\mu_2$  en el mandril. Esta circunstancia se tendrá muy en cuenta en la simulación, como se verá a continuación.

## 5.6.2. Post-proceso

Completada la simulación, se accede a Abaqus/Viewer para analizar los resultados de aquella. En la Figura 5.28 se muestra el gráfico de la carga de estirado frente al tiempo final de simulación, destacando el hecho de que las reacciones en matriz y mandril presentan signos opuestos, de forma que la reacción en el mandril, al ser negativa en este caso, debe sustraerse de la reacción en la matriz, es decir, es energéticamente favorable para la consecución del estirado.

Por otra parte, es muy reseñable comentar que el régimen transitorio presenta un perfil distinto al que se vio en la Figura 5.23 para el estirado con mandril fijo o flotante. En efecto, en este caso el transitorio tiene una duración aproximada de un 30% del total de la simulación (0,0003 s). Primero se produce el contacto matriz-tubo hasta que la reacción en el mandril deja de ser nula, como se refleja en el gráfico, lo que supone el inicio del contacto tubo-mandril. Después, se alcanza el régimen estacionario, con unas condiciones de mayor estabilidad que las observadas en la Figura 5.23.

Así pues, la carga de estirado total será la suma de los valores máximos/mínimos de las reacciones generadas en las herramientas, es decir:

$$F_{est} = 28553 - 8170 = 20383 \text{ N}$$

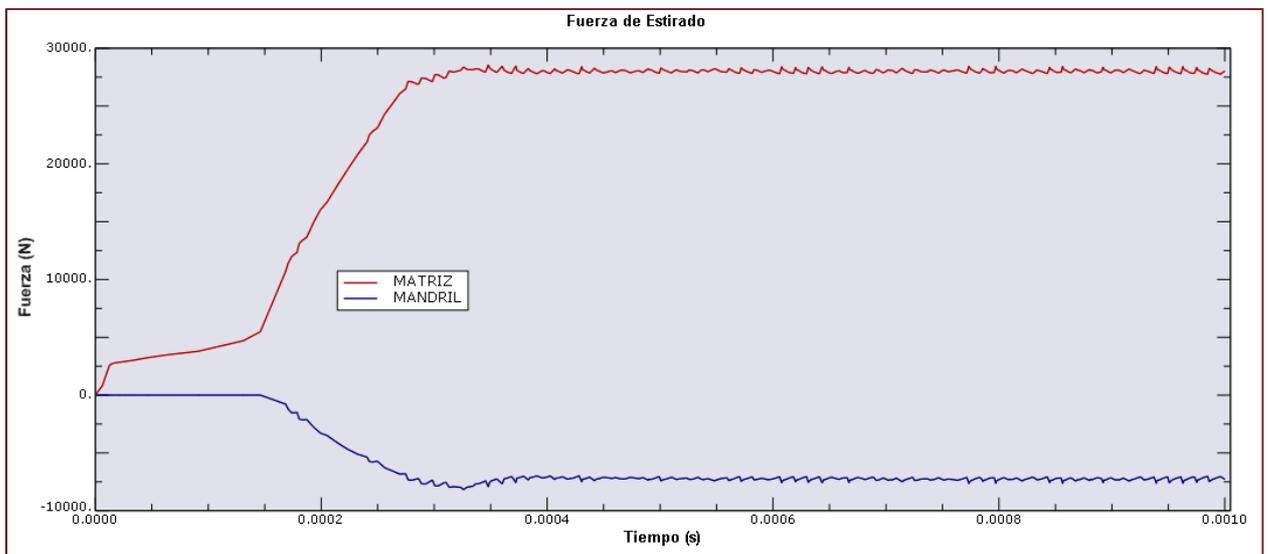


Figura 5.28. Fuerza de estirado obtenida en la simulación del estirado de tubo con mandril móvil mediante Abaqus (acero AISI-1010;  $r=20\%$ ;  $\mu_1=\mu_2=0,05$ ;  $\alpha=5^\circ$ ;  $r_{ent}=0,5 \text{ mm}$ ;  $\beta=0^\circ$ ).

Si en lugar de asumir un coeficiente de rozamiento idéntico para todas las superficies de contacto, se considera que  $\mu_2 < \mu_1$ , asignando  $\mu_2=0,01$  y  $\mu_1=0,05$ , entonces sí que se podrá utilizar para el SM la ecuación relativa al mandril móvil de la Tabla 4.1. La Figura 5.29 presenta el gráfico de la fuerza de estirado frente al tiempo para esta nueva situación de contacto.

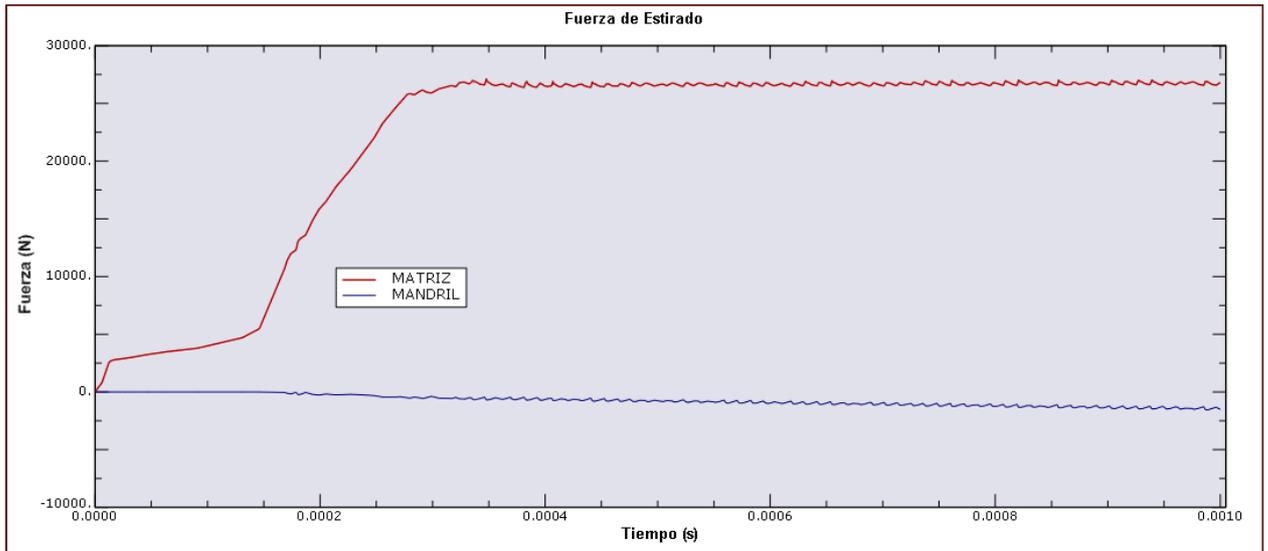


Figura 5.29. Fuerza de estirado obtenida en la simulación del estirado de tubo con mandril móvil mediante Abaqus (acero AISI-1010;  $r=20\%$ ;  $\mu_1=0,05$ ;  $\mu_2=0,01$ ;  $\alpha=5^\circ$ ;  $r_{ent}=0,5$  mm;  $\beta=0^\circ$ ).

Como era de esperar, la contribución de la matriz a la carga de estirado es muy similar, sin embargo, la contribución del mandril, en valor absoluto, es bastante inferior, con lo que la fuerza de estirado será:

$$F_{est} = 27125 - 1553 = 25572 \text{ N}$$

que es notablemente mayor que la hallada cuando  $\mu_1 = \mu_2$ . Ello es debido a que un rozamiento menor en la interfase tubo-mandril resulta perjudicial desde el punto de vista energético, ya que el rozamiento en la superficie interna ofrece menor resistencia y no ayuda de forma tan acusada en la consecución del proceso.

El modelo que se estima más adecuado es el primero de los desarrollados, Figura 5.28, ya que, aunque no sea correcto suponer que el proceso se lleva a cabo en ausencia de rozamiento, el contacto entre tubo y mandril debe presentar un valor de  $\mu$  similar al que se produce en el contacto matriz-tubo, más aún teniendo en cuenta que en el estirado real, para retirar el mandril después del proceso, se produce un ligero cambio en las dimensiones del tubo, lo que provoca la aparición de defectos superficiales e indica la existencia de un coeficiente de rozamiento considerable. Mediante la validación del modelo se comprobará lo acertado de esta hipótesis.

### 5.6.2.1. Validación del modelo

Análogamente a como se realizó para el estirado con mandril fijo o flotante, la validación del modelo pasa por establecer una comparación de los resultados obtenidos en la simulación con los resultados que predicen los métodos analíticos, dados por la ecuación (4.42) para el HDM, la (4.63) para el SM (modificada para hallar  $F_{est}$ ), y la (4.86) para el UBM.

Para obtener la carga que predicen los métodos analíticos, es necesario conocer el valor de la tensión de fluencia media  $Y_m$ , a partir de la ecuación (4.26) y teniendo en cuenta que para el proceso simulado con  $\mu_1 = \mu_2$  la deformación efectiva al final del proceso es  $\bar{\epsilon}=0,4855$ . Así pues, según el modelo de Ludwik:

$$Y_m = 467,600 \text{ MPa}$$

En la Tabla 5.12 quedan reflejados los resultados calculados mediante los métodos analíticos comparados con los hallados en las simulaciones con DEFORM<sup>TM</sup>-F2 en el PFG y con Abaqus/Standard en este trabajo.

Tabla 5.12. Comparación de la fuerza de estirado obtenida según los métodos analíticos y mediante simulación.

Método	Fuerza de estirado (N)
HDM	15029
SM	17359
UBM	25802
MEF (DEFORM <sup>TM</sup> -F2)	20260
MEF (Abaqus/Standard)	20383

En la Figura 5.30 se presentan gráficamente los resultados reflejados en la tabla anterior.

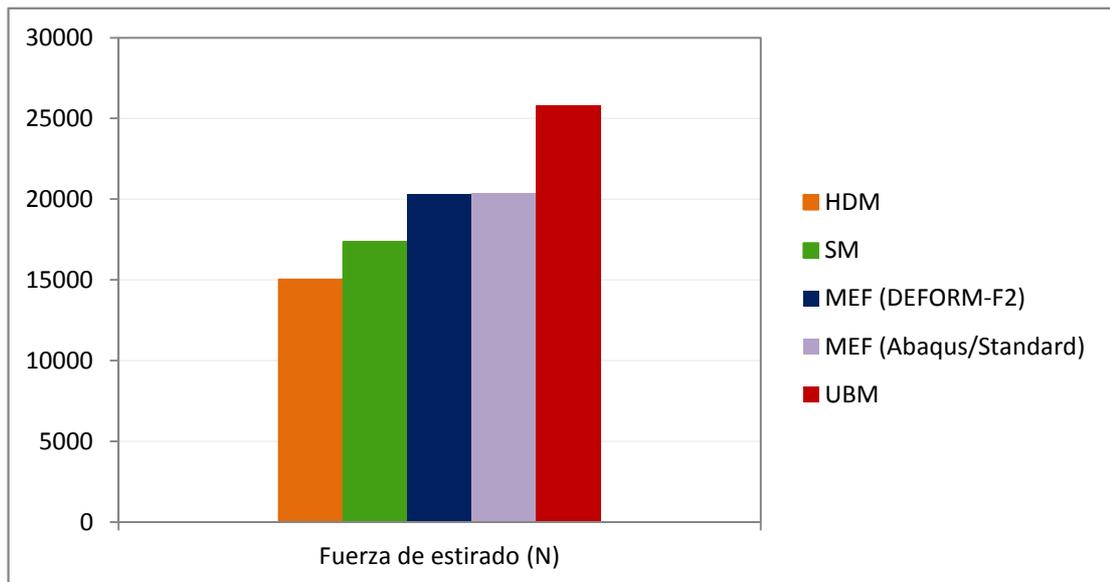


Figura 5.30. Comparación de la fuerza de estirado obtenida según los métodos analíticos y mediante simulación en el proceso de estirado de tubo con mandril móvil.

Los resultados mostrados en la Tabla 5.12 y en la Figura 5.30 son realmente satisfactorios, ya que la carga de estirado va aumentando progresivamente a medida que se van adoptando hipótesis más restrictivas en los métodos de análisis y, además, la fuerza predicha por el MEF es prácticamente idéntica en DEFORM<sup>TM</sup>-F2 y en Abaqus/Standard, estando acotada inferiormente por el SM y superiormente por el UBM. Todo esto permite inducir que el modelo que se estimó adecuado en el apartado anterior es correcto.

Conviene aclarar que para mejorar la precisión de los resultados, se ha adoptado un SM “*modificado*”, utilizando como base la ecuación (4.63), pero en lugar de asumir el logaritmo de la relación de espesores inicial y final, se considera el logaritmo de la relación de áreas, que devuelve un valor algo mayor para la fuerza de estirado, esto es:

$$F_{est} = 1,155Y_m A_f \ln \left( \frac{A_0}{A_f} \right) \quad (5.12)$$

La ecuación (5.12) será la utilizada para el SM en todas las simulaciones relativas al estirado de tubo con mandril móvil, lo que se podrá comprobar en el análisis de los resultados en el capítulo siguiente.

### 5.6.2.2. Análisis geométrico. Perfil más adecuado de matriz

Mediante un análisis similar al realizado para el estirado con mandril fijo o flotante, es posible determinar el perfil más adecuado de matriz para ejecutar el proceso de estirado con mandril móvil frente unas condiciones de estirado:  $r=20\%$ ,  $\mu_1 = \mu_2 = 0,05$ , y  $\alpha=5^\circ$ .

En la Tabla 5.13 se muestran los resultados obtenidos para la fuerza de estirado según los diferentes radios de curvatura  $r_{ent}$  y para el perfil en forma de arco circular, indicando también las contribuciones de matriz y mandril a la carga de estirado total.

Tabla 5.13. Fuerza de estirado para distintas configuraciones geométricas de matriz.

Geometría de matriz	Carga en matriz (N)	Carga en mandril (N)	$F_{est}$ (N)
$r_{ent}=0,5$ mm	28553	-8170	20383
$r_{ent}=1$ mm	28571	-8197	20374
$r_{ent}=3$ mm	28809	-8514	20295
$r_{ent}=5$ mm	28911	-8720	20191
$r_{ent}=7$ mm	28946	-8770	20176
$r_{ent}=10$ mm	28962	-8845	20117
Arco circular	31424	-11287	20137

Los resultados de la tabla anterior se pueden ver en formato gráfico en la Figura 5.31.

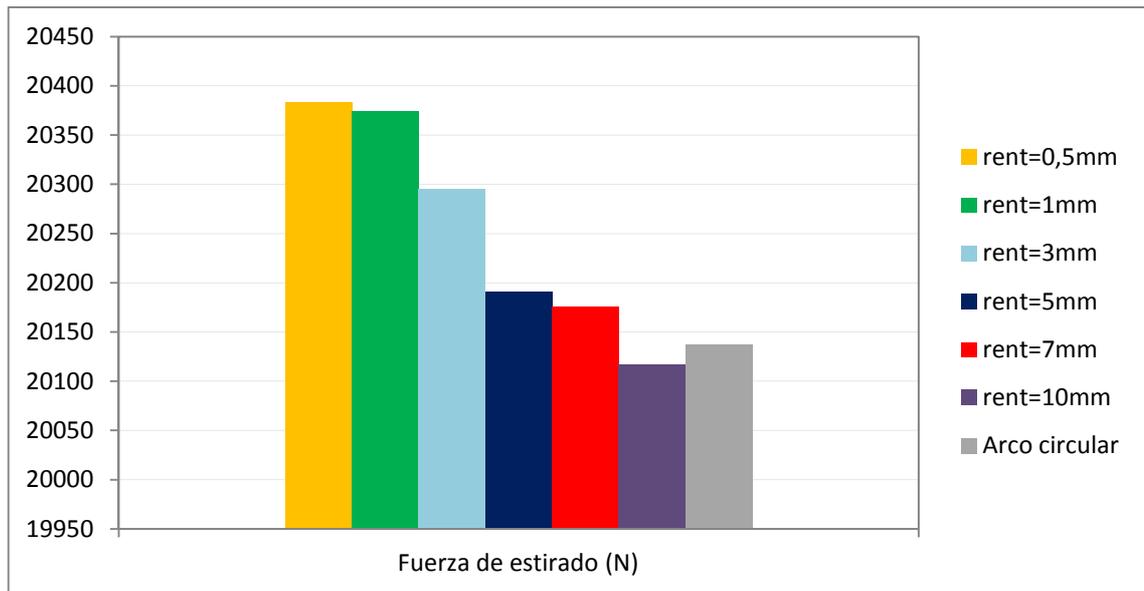


Figura 5.31. Comparación de la fuerza de estirado obtenida en las simulaciones para distintas configuraciones geométricas de matriz en el proceso de estirado de tubo con mandril móvil.

En este caso, la geometría que conlleva una menor carga de estirado es el perfil cónico-cilíndrico con un  $r_{ent}=10$  mm, aunque su valor es muy similar al perteneciente a la forma de arco circular. Además, conviene resaltar que, a medida que aumenta el radio en la transición cónico-cilíndrica también lo hace la contribución de la matriz a la carga total, probablemente como consecuencia de una mayor energía debida al rozamiento; sin embargo, esto también provoca que la reacción en el mandril sea cada vez mayor, en valor absoluto, contribuyendo a una menor fuerza de estirado total, probablemente debido a una menor energía de distorsión interna. En el próximo capítulo, se explorará el comportamiento para el resto de condiciones de estirado utilizando el acero AISI-1010 como material.

## 5.7. Modelización del estirado de tubo sin mandril

La inexistencia de herramienta interna en el estirado de tubo sin mandril reduce sensiblemente la complejidad en la modelización y estudio de este tipo de estirado. De nuevo, se presentará como ejemplo una de las condiciones contenidas en la Tabla 5.6 para el acero AISI-1010, en concreto para  $r=15\%$ ,  $\alpha_{opt}=20^\circ$ , y  $\mu=0,10$ . Recordar que los tubos AHSS no serán analizados bajo esta variante de estirado.

### 5.7.1. Pre-proceso

El proceso de modelización del estirado de tubo sin mandril presenta una serie de diferencias respecto a lo comentado en los apartados 5.5.1.1 a 5.5.1.8:

- Puesto que no existe herramienta interna, son dos los objetos que interactuarán durante el conformado: el tubo y la matriz. Las dimensiones iniciales de tubo serán iguales que en los análisis de los estirados con mandril, pero las dimensiones finales cambiarán, ya que en este ejemplo se considera una reducción de sección del 15% (ver Tabla 5.2).
- El diseño de la matriz queda definido por las ecuaciones (5.1) y (5.2), siendo necesario diseñar las matrices para los casos reflejados en la Tabla 5.6, ya que el diámetro exterior final para las distintas reducciones varía respecto a los casos de estirado con mandril.
- La inexistencia de un mandril que ejerza control sobre el diámetro interno del tubo provoca que la superficie interior de aquel se deforme libremente, lo que produce a su vez un ligero aumento del espesor de pared durante el conformado. Como ya se ha comentado en otras ocasiones, según Blazynski y Cole (1963), el incremento máximo de espesor en un proceso típico de estirado sin mandril es  $\cong < 7\%$ , lo que queda reflejado en la simulación.

### 5.7.2. Post-proceso

De igual modo que en los casos de estirado con mandril ya estudiados, una vez terminada la simulación se puede obtener la carga de estirado necesaria para llevar a cabo el proceso, que será igual a la reacción en la matriz. Sin embargo, la modelización no resulta satisfactoria, ya que se produce una pérdida de contacto entre tubo y matriz en la transición cónico-cilíndrica, motivada por la ausencia de mandril interno, como se observa en la Figura 5.32.

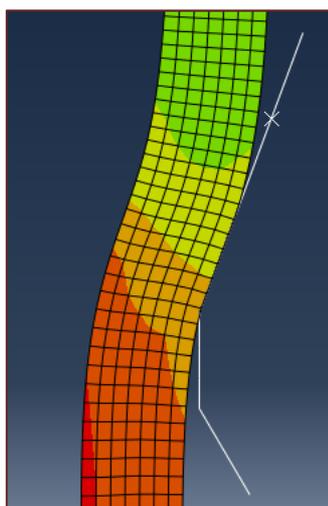


Figura 5.32. Pérdida de contacto en la transición cónico-cilíndrica observada durante la simulación del estirado de tubo sin mandril.

Para evitar este efecto, se adopta la solución mostrada en la Figura 5.33, esto es, se desactiva la opción que permite la separación entre superficies de contacto una vez concluido este (modelo de rozamiento en dirección normal). Así, se asegura un contacto continuo entre matriz y tubo, como también se puede ver en la Figura 5.33. Conviene aclarar que, a la vista de las figuras 5.32 y 5.33, se puede apreciar que la parte final de la matriz, que forma  $30^\circ$  con la región cilíndrica (ver apartado 5.4.2), ha sido eliminada en el segundo caso, ya que, de no ser eliminada esa zona, que además no interviene en la deformación, el tubo continuaría en contacto con la matriz, no pudiendo completarse la simulación.

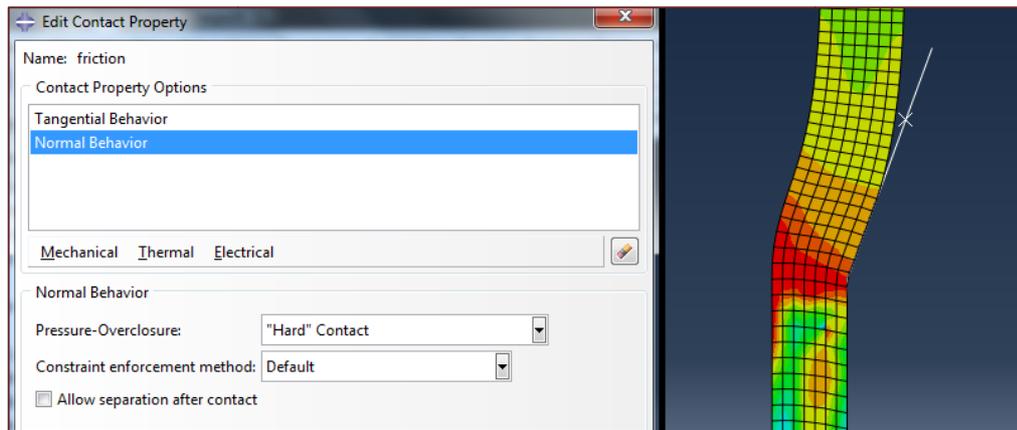


Figura 5.33. Parte izquierda: opción “*allow separation after contact*” desactivada. Parte derecha: detalle del contacto continuo entre matriz y tubo en la simulación del estirado sin mandril.

Adoptando el último modelo supuesto, en la Figura 5.34 se representa la fuerza según el eje Z ejercida por la matriz sobre el tubo en función del tiempo.

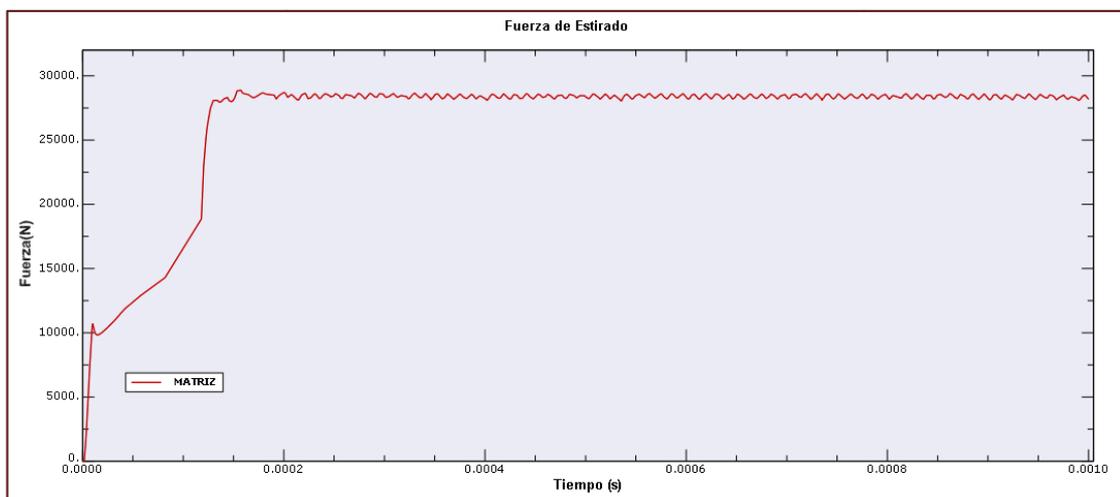


Figura 5.34. Fuerza de estirado obtenida en la simulación sin mandril (acero AISI-1010;  $r=15\%$ ;  $\mu=0,10$ ;  $\alpha=20^\circ$ ;  $r_{ent}=0,5$  mm).

Una vez más, se puede observar el régimen transitorio, ahora con una duración aproximada de un 15% del tiempo final, seguido de un régimen permanente estable en el que la fuerza de estirado se hace constante. A partir de la figura anterior, la carga de estirado será:

$$F_{est} = 28873 \text{ N}$$

### 5.7.2.1. Validación del modelo

Nuevamente, para validar el modelo debe realizarse una comparación de los resultados obtenidos en la simulación con los que predicen los métodos analíticos. Como se comentó en el apartado 4.7, no se ha desarrollado el UBM aplicado al estirado sin mandril, de modo que la base comparativa será el HDM (ecuación 4.42), el SM (ecuación 4.52) y el resultado hallado con DEFORM<sup>TM</sup>-F2 en el PFG.

Teniendo en cuenta que para el proceso simulado, la deformación equivalente al final del mismo es  $\bar{\epsilon}=0,4989$ , la tensión de fluencia media de Ludwik será:

$$Y_m = 468,895 \text{ MPa}$$

En la Tabla 5.14 se presentan los resultados calculados mediante los métodos analíticos comparados con los obtenidos en los dos programas de FEA.

Tabla 5.14. Comparación de la fuerza de estirado obtenida según los métodos analíticos y mediante simulación.

Método	Fuerza de estirado (N)
HDM	10362
SM	17051
MEF (DEFORM <sup>TM</sup> -F2)	25368
MEF (Abaqus/Standard)	28873

Los resultados anteriores para este ejemplo se muestran gráficamente en la Figura 5.35.

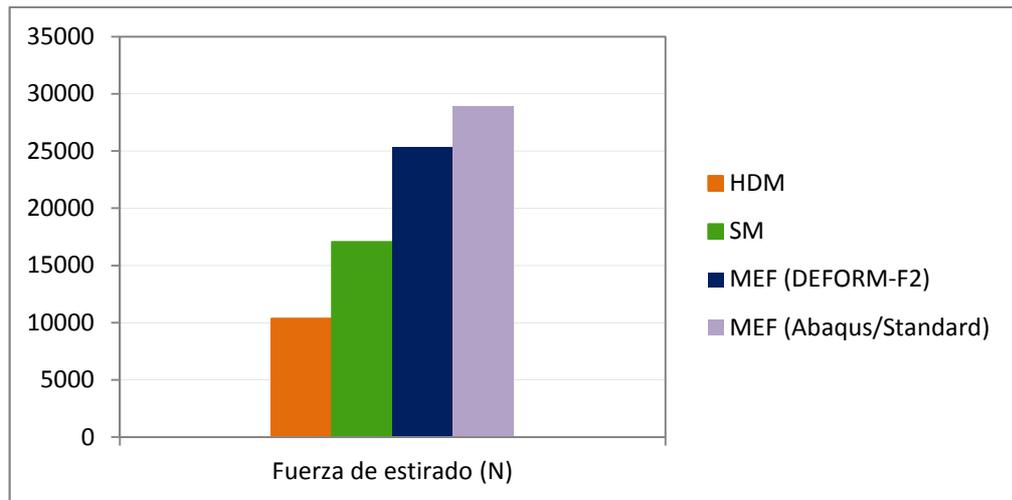


Figura 5.35. Comparación de la fuerza de estirado obtenida según los métodos analíticos y mediante simulación para el estirado de tubo sin mandril.

Un breve análisis de la Figura 5.35 permite validar el modelo, ya que la carga que predice la simulación es muy superior a la establecida por el HDM, y bastante superior a la que predice el SM. Respecto a la comparación con el FEA realizado en DEFORM<sup>TM</sup>-F2, la carga predicha por Abaqus/Standard es sensiblemente superior, lo que era de esperar debido a que existe un mayor rozamiento en la interfase matriz-tubo, al no estar permitida la separación entre superficies una vez terminado el contacto. Pese a ello, puesto que el principal objetivo del análisis del estirado de tubo sin mandril es encontrar el perfil más adecuado de matriz, es decir, efectuar un análisis cualitativo, se pueden asumir como correctas las hipótesis de diseño adoptadas.

### 5.7.2.2. Análisis geométrico. Perfil más adecuado de matriz

A partir de un estudio análogo al efectuado en las variantes de estirado con mandril, se determinará el perfil más adecuado de matriz para llevar a cabo el proceso desarrollado en el ejemplo anterior. En la Tabla 5.15 se muestran los resultados para la carga de estirado en función de los diferentes radios de curvatura  $r_{ent}$  y según el perfil en forma de arco circular.

Tabla 5.15. Fuerza de estirado para distintas configuraciones geométricas de matriz.

Geometría de matriz	$F_{est}$ (N)
$r_{ent}=0,5$ mm	28873
$r_{ent}=1$ mm	28023
$r_{ent}=3$ mm	26900
$r_{ent}=5$ mm	26210
$r_{ent}=7$ mm	25406
$r_{ent}=10$ mm	24499
Arco circular	23305

Los resultados se presentan gráficamente en la Figura 5.36.

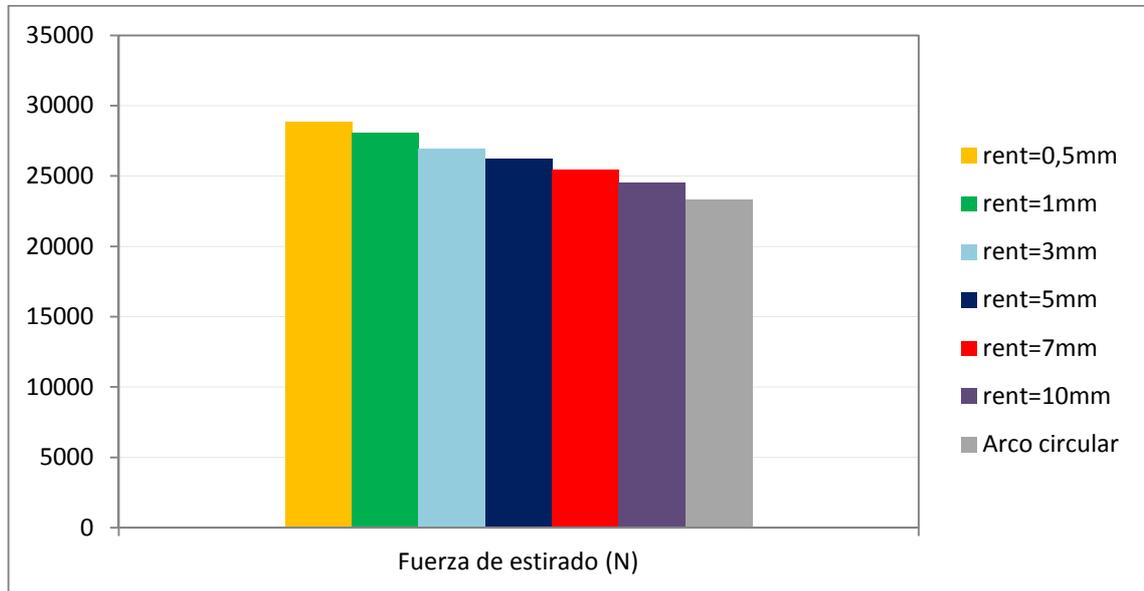


Figura 5.36. Comparación de la fuerza de estirado obtenida en las simulaciones para distintas configuraciones geométricas de matriz en el proceso de estirado de tubo sin mandril.

Parece claramente favorable la utilización de perfiles curvos en el estirado sin mandril, ya que la carga de estirado desciende de forma considerable a medida que se adopta una curvatura mayor en el perfil de la matriz. Esto puede ser debido a que al tratarse de un proceso en el que la superficie interior del tubo se deforma libremente, la deformación redundante será menor al considerar un perfil más continuo para la matriz, o lo que es lo mismo, un perfil curvo.

Por otra parte, no se puede obviar la asunción que se ha hecho en el modelado de no permitir la separación matriz-tubo durante el proceso que, aunque no dista en demasía de lo que ocurre en el proceso real, parece que sobredimensiona la carga de estirado. En cualquier caso, esto no afecta al análisis cualitativo mostrado en la Tabla 5.15 y en la Figura 5.36.

# **CAPÍTULO 6. ANÁLISIS DE PROCESOS DE ESTIRADO DE TUBO MEDIANTE EL MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS**

## **6.1. Introducción**

En el capítulo anterior, se desarrolló una completa descripción sobre la modelización de las distintas variantes del proceso de estirado de tubo en Abaqus/CAE, obteniendo, mediante un procedimiento implícito, resultados adecuados y coherentes, considerados válidos tras establecer un análisis de sensibilidad de malla y por comparación con las cargas de estirado halladas en el PFG y con las calculadas a partir de los diferentes métodos analíticos.

Utilizando los mismos modelos, adaptados a las condiciones de proceso que sean de interés, es posible realizar un profundo estudio del estirado de tubo en todas sus variantes, prestando especial atención a los perfiles de matriz más adecuados para ejecutar este PCDP, empleando el acero AISI-1010 como material de referencia y, posteriormente, evaluando el comportamiento de distintos tipos de AHSS en los procesos con mandril fijo y flotante.

Las geometrías óptimas de matriz son analizadas desde tres puntos de vista, de acuerdo con su importancia tecnológica:

- 1) Energético → se determinan cuáles son los perfiles más convenientes en función de la fuerza de estirado necesaria para completar el proceso. Se trata de un análisis sencillo y especialmente importante, ya que otorga la posibilidad de seleccionar convenientemente la capacidad del banco de estirado, con el ahorro económico que puede conllevar.
- 2) Tensiones residuales → terminado el estirado, se presentan en el tubo una serie de tensiones, sobre todo en las direcciones axial y circunferencial, que pueden suponer un beneficio o un perjuicio dependiendo de la aplicación a la que esté destinada el tubo. Por ello, conviene efectuar un análisis acerca de la variación de dichas tensiones a lo largo del espesor del tubo y en función de la geometría adoptada.
- 3) Desgaste de matriz y mandril → aunque la deformación homogénea para un determinado proceso de estirado es independiente de la geometría de las herramientas, no sucede lo mismo con el rozamiento y con la distorsión interna, de forma que debe existir un perfil óptimo en el que se minimice la presión, lo que supone alargar la vida tanto de la matriz como del mandril. En este estudio, se focaliza la atención en el desgaste de la matriz a partir de la presión de contacto en la interfaz matriz-tubo durante el proceso.

Evaluando los factores anteriores, es posible hallar el perfil óptimo de matriz, tanto si se considera cada punto de vista individualmente, como si se hace un estudio global, lo que puede resultar especialmente interesante en el estirado de tubos de aceros avanzados de alta resistencia.

Para alcanzar una evaluación lo suficientemente representativa, se realizaron un total de 700 simulaciones, 420 de ellas para el estirado con mandril fijo y flotante (un número muy elevado como consecuencia de las múltiples combinaciones de semiángulos  $\alpha$  y  $\beta$ , así como por su mayor aplicabilidad tecnológica en general, y sobre los AHSS en particular), 140 para el estirado con mandril móvil (un número sensiblemente menor dado el valor constante de  $\beta$  y que no se analizan los AHSS, aunque su importancia tecnológica a nivel global sea alta), y 140 para el estirado sin mandril (debido a la inexistencia de herramienta interna y a que también se obvia el análisis de esta tipología aplicada a los AHSS, como ya se adelantó en el Capítulo 5).

Para cada simulación, y dependiendo del tipo de proceso, se obtienen, como datos principales, la carga de estirado,  $F_{est}$ , y la deformación efectiva,  $\bar{\epsilon}$ , al final del proceso, para el cálculo de la  $F_{est}$  por métodos analíticos. Además, se establecen registros acerca de la distribución de presiones en la interfaz matriz-tubo, así como los valores máximos y mínimos de las tensiones residuales según la direcciones axial,  $\bar{\sigma}_z$ .

En la Tabla 6.1 se muestran los parámetros obtenidos para estirado con y sin mandril. Los datos numéricos de estos parámetros para todas las simulaciones quedan reflejados, a modo de consulta, en los Apéndices II, III, IV y V, para los aceros AISI-1010, DP600, DP800 y TRIP780, respectivamente.

Tabla 6.1. Parámetros estudiados directa o indirectamente mediante el método de los elementos finitos aplicado el estirado de tubo.

<b>Estirado con mandril (fijo ó móvil)</b>	<b>Estirado sin mandril</b>
$F_{est}$ (SM)	$F_{est}$ (SM)
$F_{est}$ (UBM)	$F_{est}$ (MEF/DEFORM)
$F_{est}$ (MEF/DEFORM)	$F_{est}$ (MEF/Abaqus)
$F_{est}$ (MEF/Abaqus)	$\bar{\epsilon}$
$\bar{\epsilon}$	$\bar{\sigma}_{zmax}$
$\bar{\sigma}_{zmax}$	$\bar{\sigma}_{zmin}$
$\bar{\sigma}_{zmin}$	

Como ya se comentó en el capítulo anterior, en todos los casos planteados, tanto para el análisis geométrico como para la verificación del comportamiento en los AHSS, se parte de las mismas dimensiones iniciales de tubo (ver Tablas 5.2 y 5.3). Teniendo en cuenta la variedad de combinaciones presentadas en la Tabla 5.6, fue necesario diseñar numerosas herramientas dependiendo de la tipología de estirado. En concreto, se diseñaron con Solid Edge 2D, 91 matrices válidas para estirado con mandril fijo o flotante y con mandril móvil, 61 matrices para estirado sin mandril, 13 tapones y 4 mandriles.

A continuación, se realiza el análisis por separado de cada uno de los tipos de estirado de tubo, utilizando ejemplos gráficos que muestran la variación de unos parámetros respecto a otros y la posibilidad de establecer un análisis en base a líneas de tendencia. Los ejemplos se presentan aleatoriamente para los distintos materiales propuestos pues, como se verá posteriormente, el comportamiento de éstos frente a los diferentes procesos es bastante similar. Además, los valores numéricos no se han adimensionalizado, de forma que las respectivas cargas de estirado se encuentran expresadas en N, y la presión y tensiones en MPa. Pese a ello, las gráficas para un determinado material presentan el mismo límite superior para la carga de estirado, lo que permite igualmente obtener conclusiones de carácter cualitativo. Por otra parte, se presentan también una serie de conclusiones de carácter general (*en cursiva*), que se asumen como válidas para el propósito y alcance de este trabajo.

## 6.2. Análisis de estirado de tubo con mandril fijo y flotante

### 6.2.1. Comparación de la carga de estirado

En la inmensa mayoría de las simulaciones realizadas, la carga de estirado  $F_{est}$  obtenida se encuentra acotada superiormente por el UBM e inferiormente por el SM, lo que concuerda con las hipótesis adoptadas en el Capítulo 4 y con la validación del modelo efectuada en el Capítulo 5. En las Figuras 6.1 a 6.6 se muestra la evolución de  $F_{est}$  en función de  $\mu$  según los distintos métodos de análisis, para determinados valores de  $r$ ,  $\alpha/\beta_{\acute{o}pt}$ , y distintos materiales. En todos los casos, la carga de estirado por MEF está referida a la geometría de matriz con  $r_{ent}=0,5\text{mm}$ . Asimismo, se indican sobre las curvas la combinación  $\alpha/\beta_{\acute{o}pt}$  para cada valor de  $\mu$ .

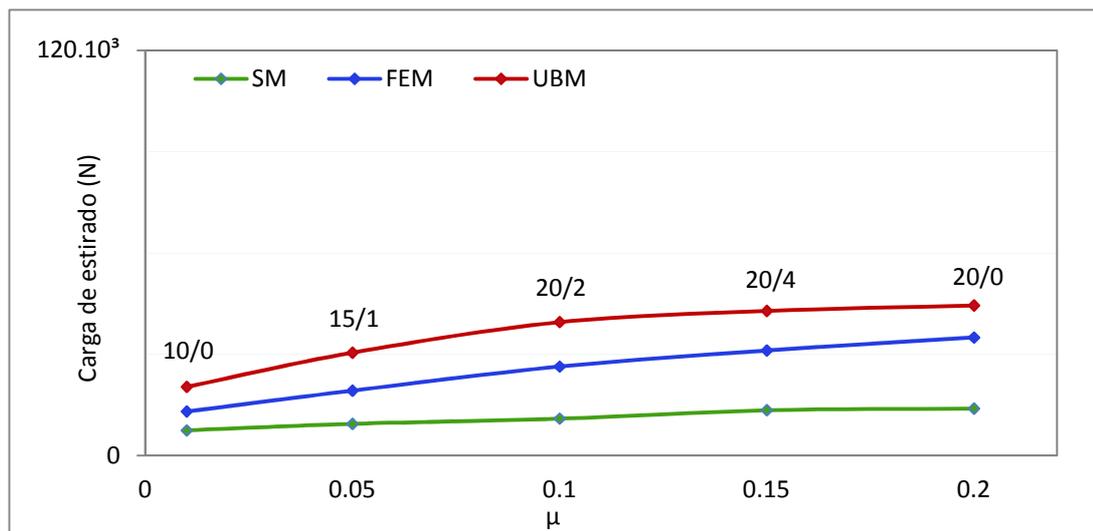


Figura 6.1. Carga de estirado frente a  $\mu$  por simulación y analíticamente (AISI-1010;  $r = 0.1$ ;  $\alpha/\beta_{\acute{o}pt}$ ).

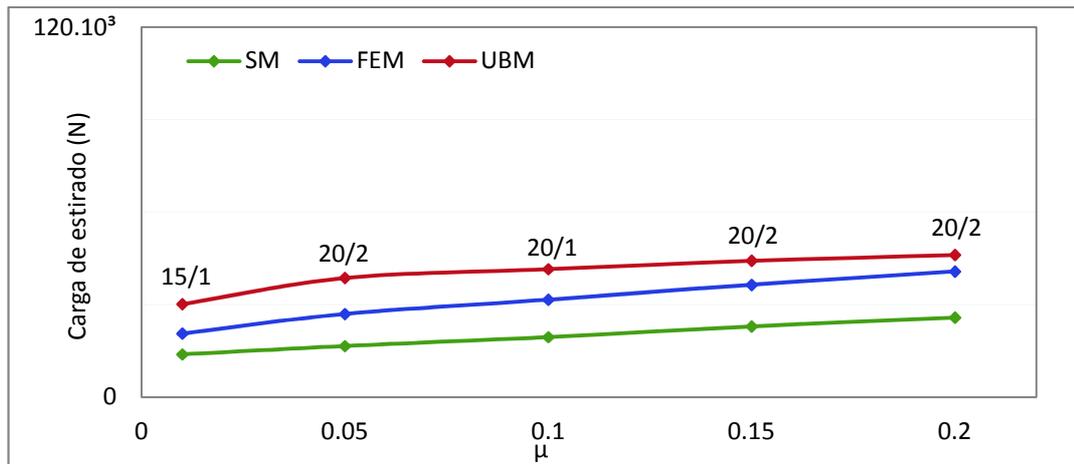


Figura 6.2. Carga de estirado frente a  $\mu$  por simulación y analíticamente (AISI-1010;  $r = 0,2$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

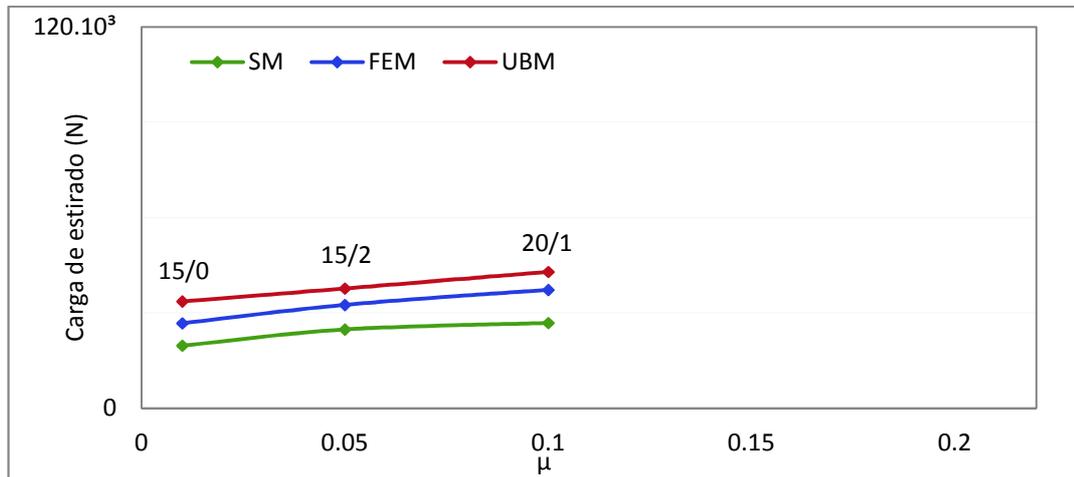


Figura 6.3. Carga de estirado frente a  $\mu$  por simulación y analíticamente (AISI-1010;  $r = 0,3$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

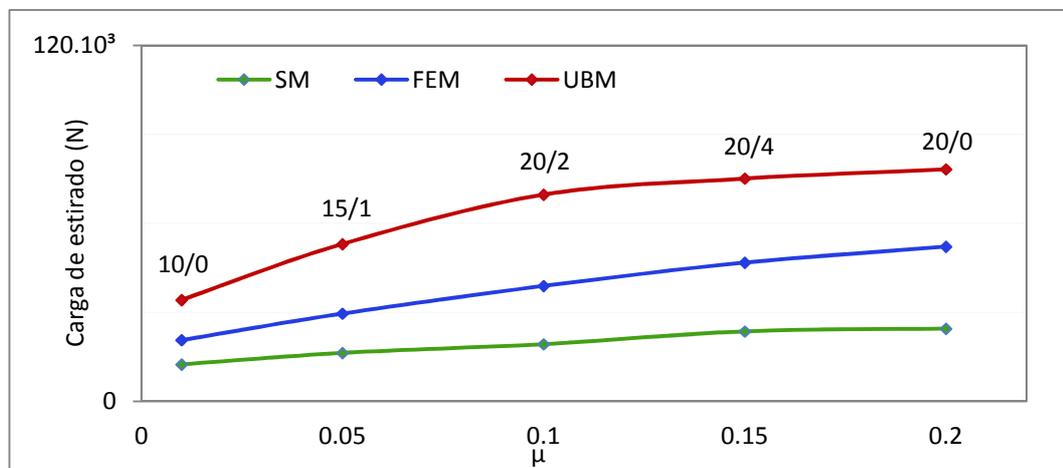


Figura 6.4. Carga de estirado frente a  $\mu$  por simulación y analíticamente (DP600;  $r = 0,1$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

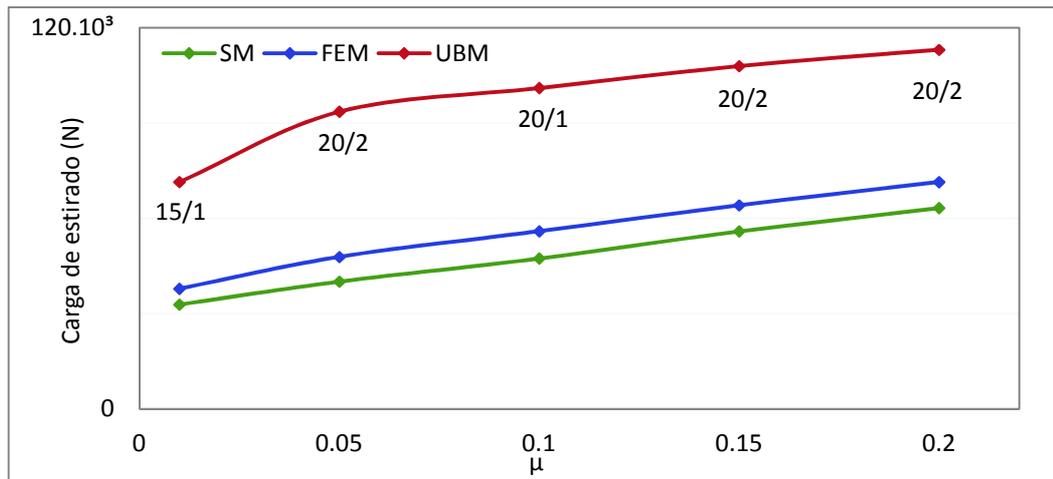


Figura 6.5. Carga de estirado frente a  $\mu$  por simulación y analíticamente (DP800;  $r = 0.2$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

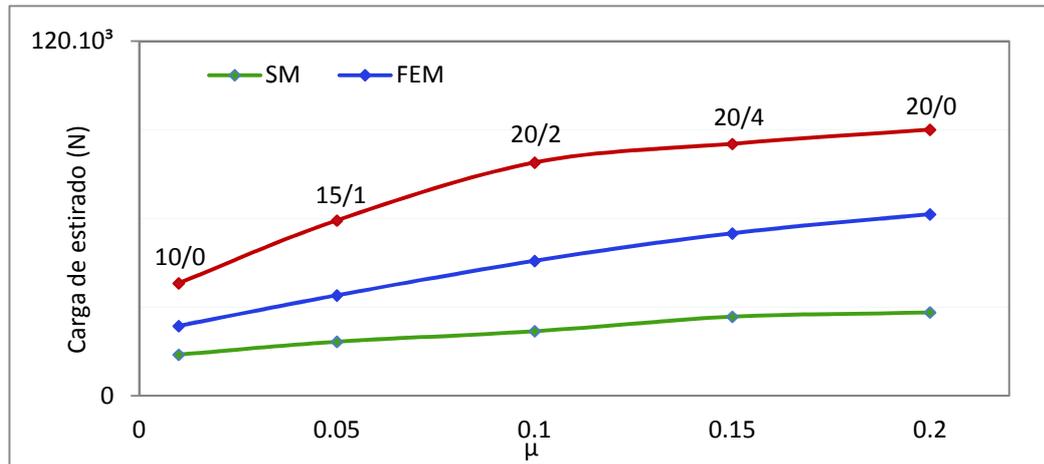


Figura 6.6. Carga de estirado frente a  $\mu$  por simulación y analíticamente (TRIP780;  $r = 0.1$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

De las gráficas se deduce un comportamiento adecuado en todos los casos, con el valor de la carga hallada por MEF situada entre la que predice el SM y la que predice el UBM. Además, se verifica el comportamiento esperado de la  $F_{est}$  frente al coeficiente de rozamiento  $\mu$  y en función del tipo de material:

- *La carga de estirado necesaria para llevar a cabo el proceso aumenta a medida que aumenta el coeficiente de rozamiento. Además, como era de esperar, las cargas de estirado son mayores para los AHSS.*

### 6.2.2. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista energético

Uno de los análisis clave en este trabajo es la obtención del perfil óptimo de matriz según diferentes puntos de vista. Teniendo en cuenta el factor energético, en las Figuras 6.7 a 6.15 se muestran las gráficas de  $F_{est}$  en función de la geometría de matriz, para distintas reducciones, coeficientes de rozamiento y materiales.

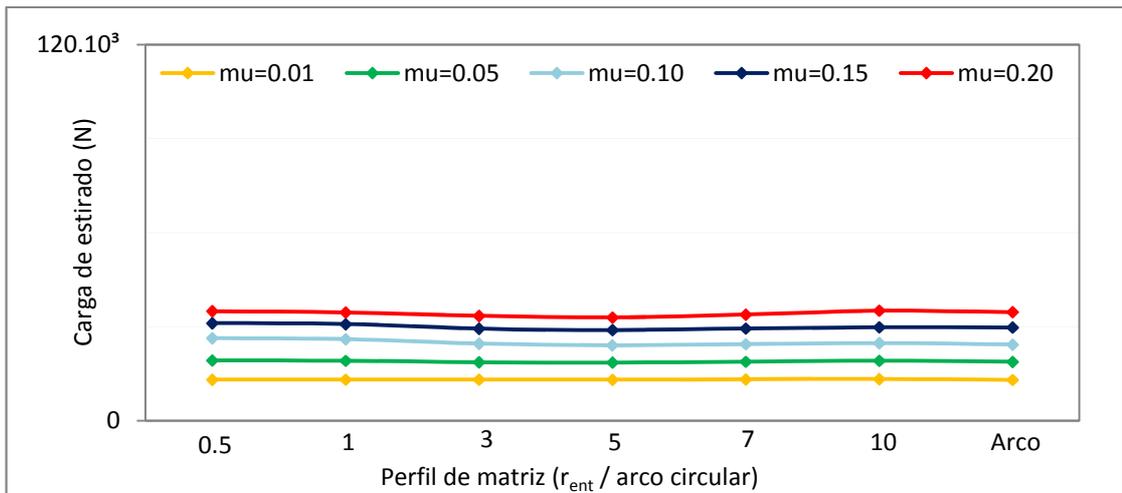


Figura 6.7. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r = 0,1$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

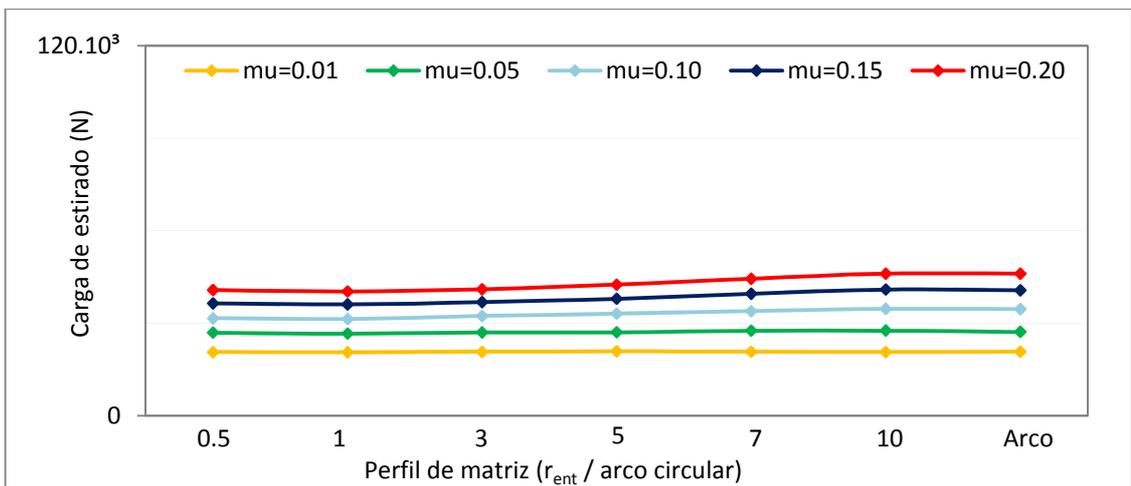


Figura 6.8. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r = 0,2$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

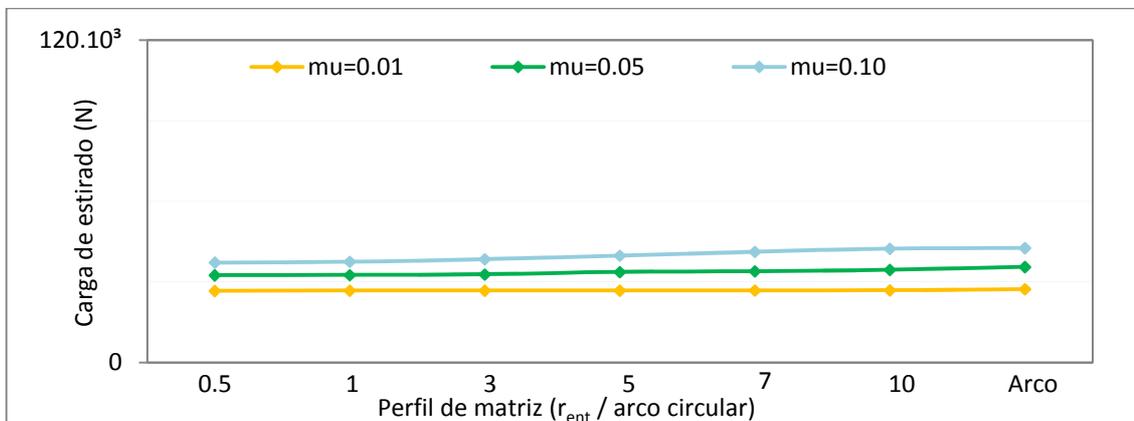


Figura 6.9. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r = 0,3$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

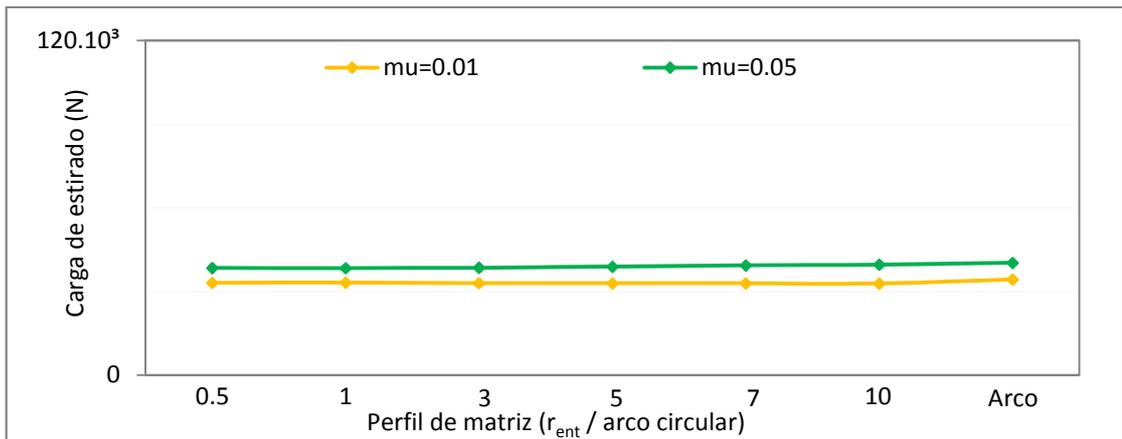


Figura 6.10. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI1010;  $r = 0,4$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

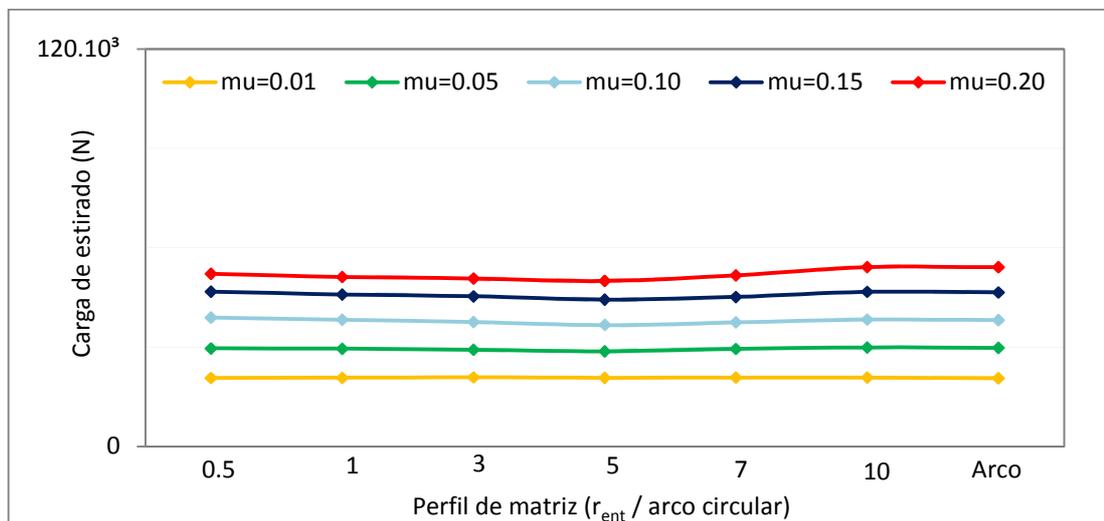


Figura 6.11. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (DP600;  $r = 0,1$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

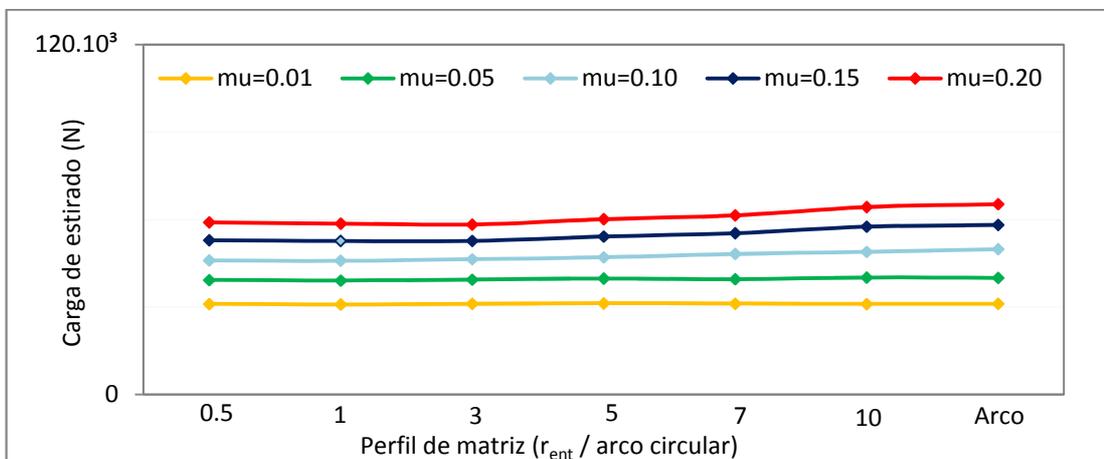


Figura 6.12. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (DP600;  $r = 0,2$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

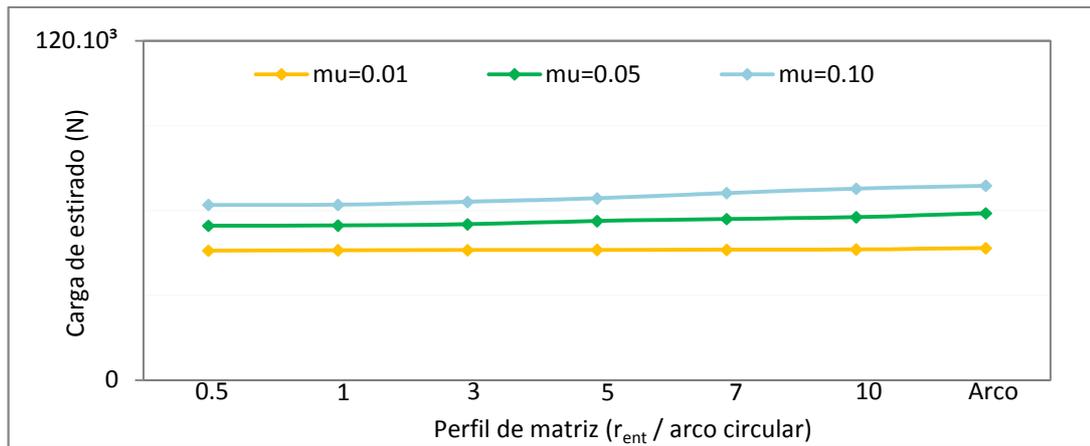


Figura 6.13. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (DP800;  $r = 0,3$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

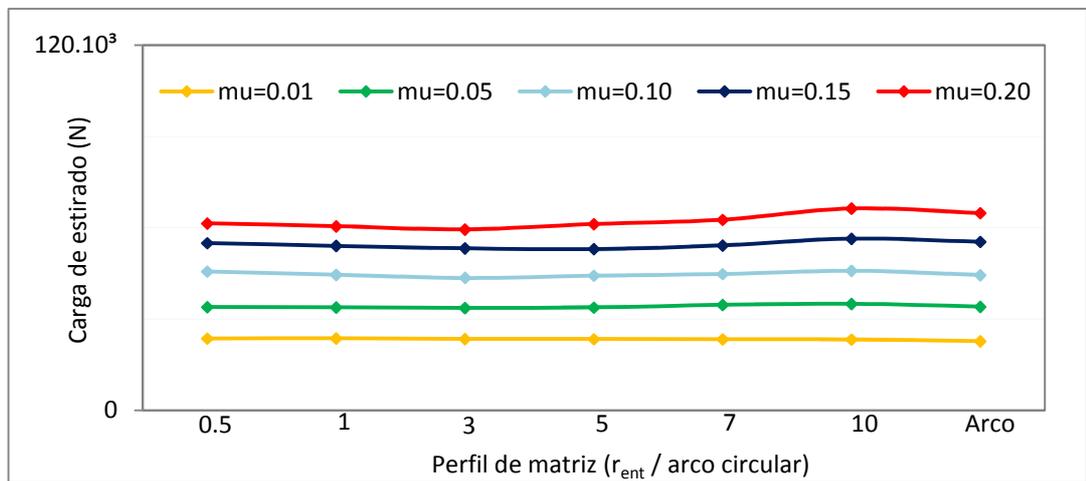


Figura 6.14. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (TRIP780;  $r = 0,1$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

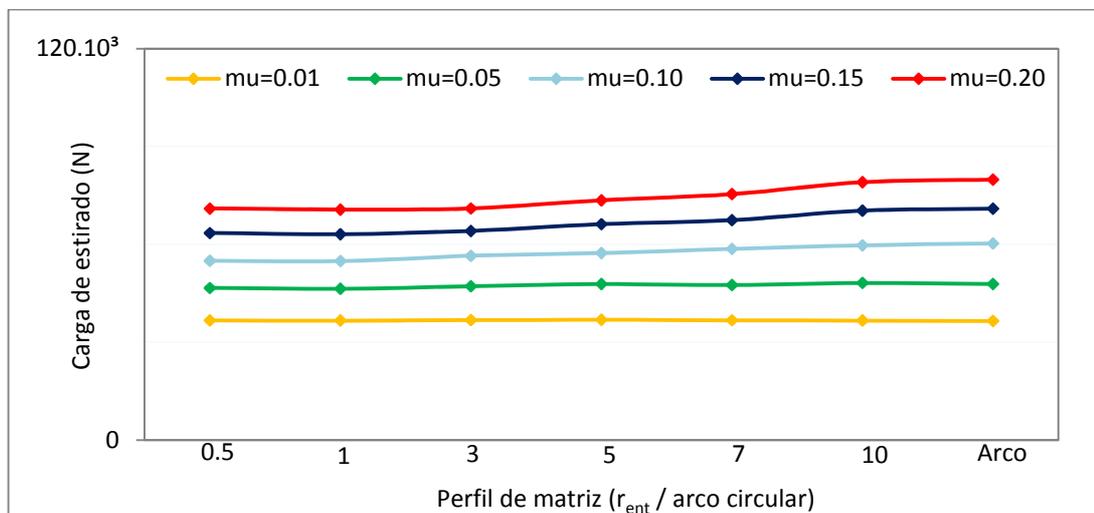


Figura 6.15. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (TRIP780;  $r = 0,2$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

De las Figuras 6.7 a 6.15 se deduce un comportamiento muy similar para el material de control y para los AHSS, de forma que se puede aseverar que:

- *En general, para un determinado proceso de estirado de tubo con mandril fijo o flotante, los perfiles óptimos de matriz son independientes del grado o tipo de acero seleccionado.*

En la Tabla 6.2 se indican los perfiles óptimos energéticamente, para cada tipo de variante con mandril fijo y flotante, esto es, según el  $\alpha/\beta_{\text{opt}}$ , y para cada material simulado. Se destacan en rojo aquellos casos en los que el comportamiento de los AHSS difiere respecto al AISI-1010.

Tabla 6.2. Perfiles óptimos de matriz desde el punto de vista energético para distintos valores de  $r$ ,  $\mu$  y  $\alpha/\beta_{\text{opt}}$ , y para diferentes materiales.

$r$ (%)	$\mu$	Perfil óptimo de matriz según tipo de material ( $r_{\text{ent}}$ (mm) / arco circular)			
		AISI1010	DP600	DP800	DP780
10	0,01	arco	arco	arco	arco
	0,05	5	5	5	3
	0,10	5	5	5	3
	0,15	5	5	5	5
	0,20	5	5	5	3
20	0,01	1	1	arco	arco
	0,05	1	1	1	1
	0,10	1	1	1	1
	0,15	1	1	1	1
	0,20	1	3	3	1
30	0,01	0,5	0,5	0,5	0,5
	0,05	0,5	0,5	0,5	0,5
	0,10	0,5	0,5	0,5	0,5
40	0,01	10	3	3	3
	0,05	1	1	1	1

De acuerdo con lo visto en las gráficas, en la tabla anterior se comprueba un comportamiento muy similar en todos los casos simulados, lo que permite establecer las siguientes premisas:

- *A medida que aumenta la reducción de sección en el tubo, en especial para valores de 10%, 20% y 30%, resulta más adecuado el empleo de una matriz con menor radio de curvatura en la transición cónico-cilíndrica ( $r_{\text{ent}}$  bajos), independientemente del coeficiente de rozamiento considerado en el proceso.*

El hecho de que a mayor reducción de sección, los radios de entrada se hagan mínimos para reducir a su vez la carga de estirado, independientemente del valor de  $\mu$ , indica que perfiles de matriz con mayor curvatura inducen una mayor distorsión interna en el material cuanto más se reduce la sección del tubo. Esto está en consonancia con el estudio de Sang-Kon *et al.* (2012), en el que se indica que una mayor curvatura de matriz al comienzo del proceso induce una deformación redundante más acusada en el tubo, y es evidente que a mayor reducción de sección mayor será también la distorsión interna del material.

- *Para una reducción de sección dada, el perfil óptimo de matriz es independiente del coeficiente de rozamiento, salvo en el caso de considerar un valor mínimo de  $\mu$ , lo que no dista mucho del proceso real, en cuyo caso parece que la geometría de arco circular resulta ser la más adecuada cuando la reducción es pequeña.*

En efecto, para un valor de  $\mu=0,01$ , y reducciones del 10% y 20%, lo que es común en los AHSS, la geometría en forma de arco circular minimiza la fuerza de estirado, sin embargo, esto no es así para mayores reducciones de área. Una posible explicación para este comportamiento es la siguiente: para pequeñas reducciones, el factor clave en la geometría de la matriz no es la distorsión interna que genera, sino el rozamiento, a diferencia de lo que sucede para grandes reducciones. Por tanto, al considerar un pequeño rozamiento en las interfases, la geometría óptima será aquella que no presente puntos de inflexión, en el caso de este trabajo, la geometría en forma de arco circular. Esto permite aseverar que:

- *Para pequeños valores de  $r$  y  $\mu$ , el efecto de la deformación redundante favorece la utilización de perfiles de matriz curvos, mientras que para valores más elevados de  $r$  y/o  $\mu$  la deformación redundante adquiere el efecto contrario, esto es, serán más adecuados perfiles cónico-cilíndricos con, en general, radios de entrada bajos.*

Lo anterior está en consonancia con el campo de velocidades propuesto por Kwan (2002) en el que, para el caso general de estirado con herramienta interna, la existencia de un punto de inflexión en la matriz ( $r_{ent}$ ) disminuye la carga de estirado. El comportamiento a pequeños  $r$  y  $\mu$  se puede considerar por tanto un caso singular.

Por otro lado, conviene explorar las contribuciones de matriz y mandril a la carga total de estirado, tal y como se mostró en la Tabla 5.13. Dada la gran cantidad de simulaciones realizadas, se presentan en la Tabla 6.3 las reacciones de matriz y mandril pertenecientes al acero DP800 con una reducción del 10%, como muestra representativa del comportamiento general.

Tabla 6.3. Reacciones en matriz y mandril y carga de estirado total (DP800;  $r=0,1$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

$r$ (%)	$\mu$	$r_{ent}$ (mm/arco circular)	Reacción en matriz (N)	Reacción en mandril (N)	$F_{est}$ (N)
10	0,01 ( $\alpha=10^\circ$ ; $\beta=0^\circ$ )	0,5	24055	1066	25121
		1	24103	1139	25242
		3	24111	1334	25445
		5	23883	1405	25288
		7	23937	1427	25364
		10	23764	1500	25264
		arco circular	22944	1720	24664
	0,05 ( $\alpha=15^\circ$ ; $\beta=1^\circ$ )	0,5	32869	3058	35927
		1	32712	3131	35843
		3	31557	3515	35072
		5	31028	3721	34749
		7	31091	4422	35513
		10	31040	5068	36108
		arco circular	30006	5583	35589

	0,10 ( $\alpha=20^\circ$ ; $\beta=2^\circ$ )	0,5	40958	6067	47025
		1	40100	6228	46328
		3	38625	6885	45510
		5	36923	7235	44158
		7	36988	8646	45634
		10	36801	9795	46596
		arco circular	35525	10016	45541
	0,15 ( $\alpha=20^\circ$ ; $\beta=4^\circ$ )	0,5	46759	9884	56643
		1	45533	9894	55427
		3	44403	10496	54899
		5	42732	10935	53667
		7	42643	11925	54568
		10	42906	13749	56655
		arco circular	41344	14365	55709
	0,20 ( $\alpha=20^\circ$ ; $\beta=0^\circ$ )	0,5	50111	12191	62302
		1	49172	12930	62102
		3	48375	12277	60652
		5	45985	14421	60406
		7	46145	16168	62313
		10	47132	18496	65628
		arco circular	46500	18215	64715

Las diferencias en las reacciones de matriz y mandril reflejadas en la tabla anterior se pueden visualizar gráficamente en la Figura 6.16.

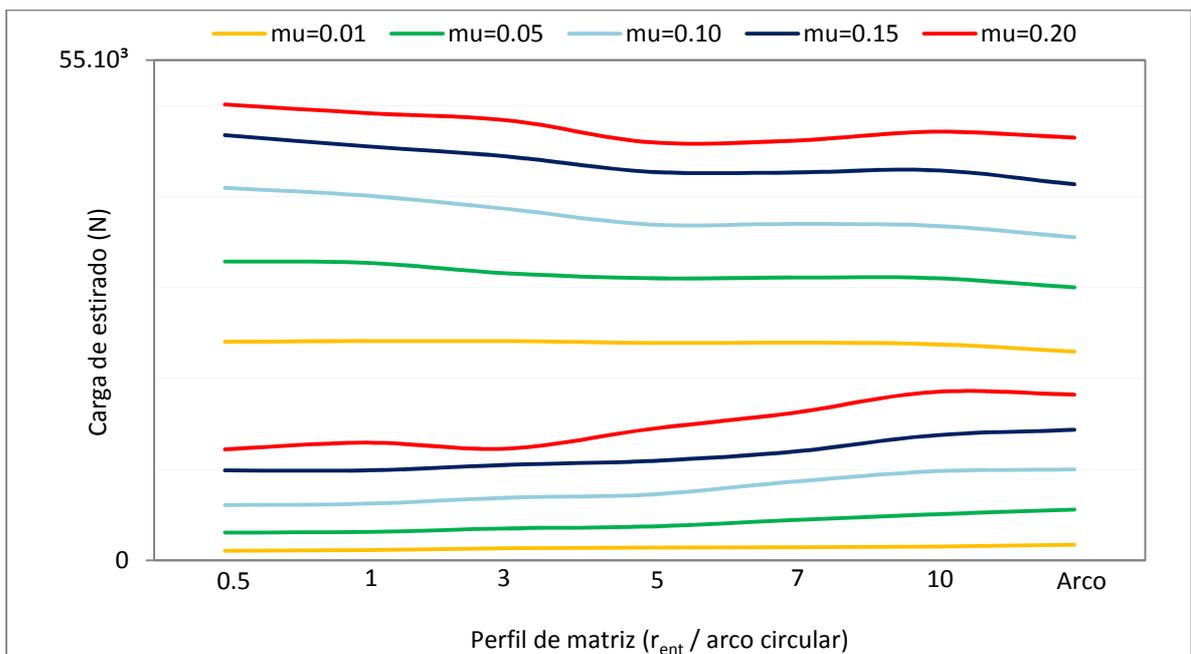


Figura 6.16. Contribuciones de matriz y mandril a la carga de estirado para distintos valores de  $\mu$  (DP800;  $r = 0,1$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

Los resultados mostrados en la tabla y figura anteriores son completamente extrapolables al resto de reducciones y materiales, pues en todos los casos el comportamiento es análogo:

- *En general, a medida que se aumenta la curvatura del perfil de la matriz, la contribución de ésta a la carga total de estirado se hace menor, mientras que la contribución del mandril a la carga total de estirado se hace mayor, independientemente del semiángulo de mandril utilizado.*

Este comportamiento es indicativo de la complejidad existente en el diseño de herramientas para el proceso de estirado de tubo con mandril fijo o flotante. Que la matriz vaya disminuyendo su reacción y, en consecuencia, su contribución a la carga total, significa que un perfil curvo es óptimo siempre que se considere individualmente, como se verá en el estirado sin mandril, pero al tener que incluir el efecto del mandril, cuya geometría en este caso, para un valor dado de  $r$  y  $\mu$ , es constante, el perfil óptimo de matriz se obtendrá mediante un compromiso entre las dos reacciones, dando como resultado, generalmente, perfiles cónico-cilíndricos.

### 6.2.3. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista de las tensiones residuales

Las tensiones residuales son tensiones que actúan en un cuerpo que no está sometido a fuerzas externas o momentos, pero sí a un estado tensional interno. Las fuerzas internas forman un sistema en equilibrio, de tal forma que si partes del cuerpo son eliminadas, por ejemplo por mecanizado, el estado de equilibrio generalmente se rompe y el cuerpo reacciona deformándose.

Las tensiones residuales son muy importantes en los procesos de estirado de tubo, ya que influyen en el comportamiento mecánico y en la durabilidad de los tubos estirados, pudiendo influir de forma positiva (tensiones en la dirección de la carga, distribución de presiones, etc.), o de forma negativa (posibles fracturas, fallos por fatiga, etc.), dependiendo de cómo las tensiones residuales interactúen con las cargas externas durante el servicio del tubo (Foadian et al., 2016). Se generan después del proceso, debido a la respuesta elástica del tubo como consecuencia de una deformación plástica no homogénea. En la Figura 6.17 se muestra una imagen muy interesante de dos tubos estirados, uno con la presencia de tensiones residuales importantes y otro sin tensiones residuales.



Figura 6.17. Comparación entre dos tubos estirados y mecanizados paralelos a sus ejes longitudinales: superior, con tensiones residuales; inferior, sin tensiones residuales (adaptada de Kuboki *et al.*, 2008).

No es recomendable la eliminación de las tensiones residuales mediante tratamientos térmicos después de la última pasada, puesto que, además de incrementar el coste, pueden modificar la microestructura y las propiedades mecánicas del tubo estirado.

En el estirado de tubo en general, las tensiones residuales en dirección axial,  $\bar{\sigma}_z$ , son de tracción en la superficie exterior y de compresión en la superficie interior del tubo. Las tensiones residuales en dirección circunferencial,  $\bar{\sigma}_\theta$ , son también de tracción en la superficie externa y de compresión en la interna. Por su parte, las tensiones residuales en dirección radial,  $\bar{\sigma}_r$ , son de pequeño valor y, por tanto, despreciables (Dieter, 1988).

Como se verá en el análisis del proceso de estirado sin mandril, cuando no existe control sobre la superficie interna del tubo se producen tensiones residuales no homogéneas, de tal forma que aparecerán tensiones axiales de tracción muy acusadas en la superficie exterior y de compresión, también muy acusadas, en la superficie interior. Para conseguir una distribución más homogénea de tensiones residuales en el tubo estirado, se emplea un mandril o tapón (Kuboki *et al.*, 2008).

En la Figura 6.18 se pueden ver las tensiones residuales generadas en el tubo al final del proceso para un caso particular de los simulados ( $r=20\%$ ;  $\alpha/\beta_{\text{opt}}$ ,  $\mu=0,01$ ,  $r_{\text{ent}}=0,5$  mm). Según los ejes adoptados en Abaqus,  $\bar{\sigma}_r$  coincidirá con S11 (dirección  $x$ ),  $\bar{\sigma}_z$  coincidirá con S22 (dirección  $y$ ), y  $\bar{\sigma}_\theta$  coincidirá con S33 (dirección  $z$ ).

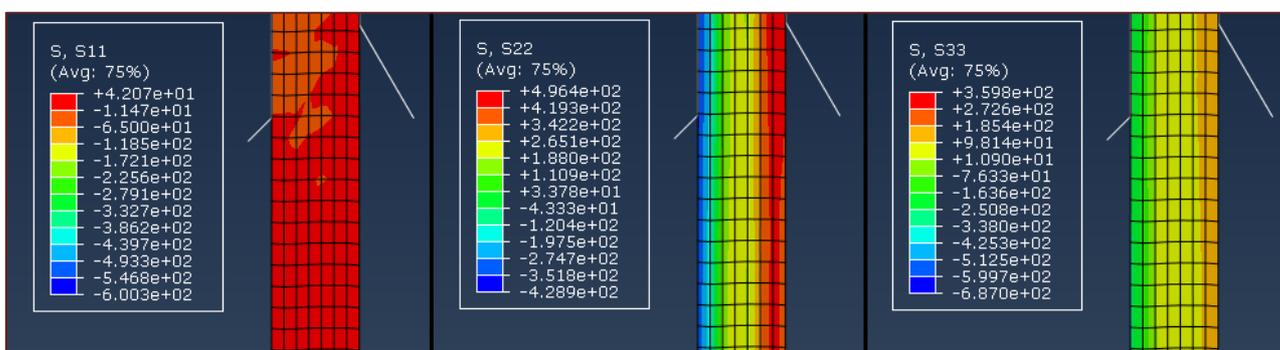


Figura 6.18. Tensiones residuales en el tubo estirado (AISI1010;  $r = 20\%$ ;  $\alpha/\beta_{\text{opt}}$ ,  $\mu = 0,01$ ;  $r_{\text{ent}} = 0,5$  mm). Izquierda: dirección radial; centro: dirección axial; derecha: dirección circunferencial.

En la figura anterior se observa que las tensiones residuales en dirección radial (SS1) son del orden de 42MPa, es decir, despreciables; por su parte, las tensiones residuales en dirección axial (S22) son de tracción en la superficie exterior del tubo (del orden de 400MPa) y de compresión en la superficie interior (también del orden de 400MPa); mientras que las tensiones residuales en dirección circunferencial son de tracción en la superficie exterior (del orden de 200MPa) y de compresión en la interior (también del orden de 200MPa), en consonancia con lo indicado por Dieter (1988).

Si se analiza el mismo caso pero considerando el perfil curvo de matriz ( $r=20\%$ ;  $\alpha/\beta_{\text{opt}}$ ,  $\mu=0,01$ , arco circular), las tensiones residuales resultantes son las reflejadas en la Figura 6.19,

observándose cómo las tensiones según las direcciones axial y circunferencial son de menor valor y con una distribución más homogénea que las que se vieron para un  $r_{ent}$  mínimo.

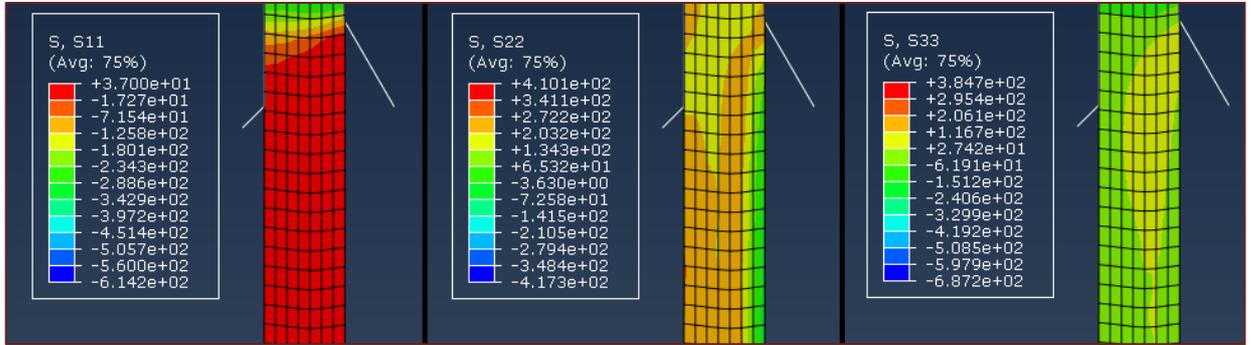


Figura 6.19. Tensiones residuales en el tubo estirado (AISI1010;  $r = 20\%$ ;  $\alpha/\beta_{opt}$ ,  $\mu = 0,01$ ; arco circular). Izquierda: dirección radial; centro: dirección axial; derecha: dirección circunferencial.

Lo anterior permite establecer, de forma preliminar, que para unas condiciones dadas de  $r$  y  $\mu$ , y para un mismo mandril, a medida que aumenta la curvatura del perfil de la matriz se reducen las tensiones residuales en las direcciones axial y circunferencial en el estirado de tubo, presentando a su vez una distribución más homogénea.

Si ahora se analizan las tensiones residuales para el mismo material, pero para una reducción y rozamiento más acusados, se tendrá el aspecto que presenta la Figura 6.20 para un  $r_{ent}$  mínimo y la Figura 6.21 para el perfil circular.

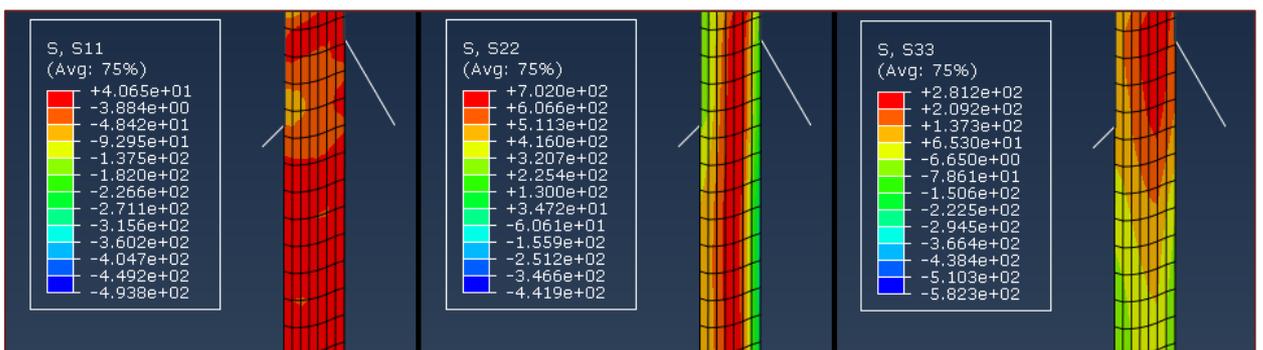


Figura 6.20. Tensiones residuales en el tubo estirado (AISI1010;  $r = 40\%$ ;  $\alpha/\beta_{opt}$ ,  $\mu = 0,05$ ;  $r_{ent} = 0,5$  mm). Izquierda: dirección radial; centro: dirección axial; derecha: dirección circunferencial.

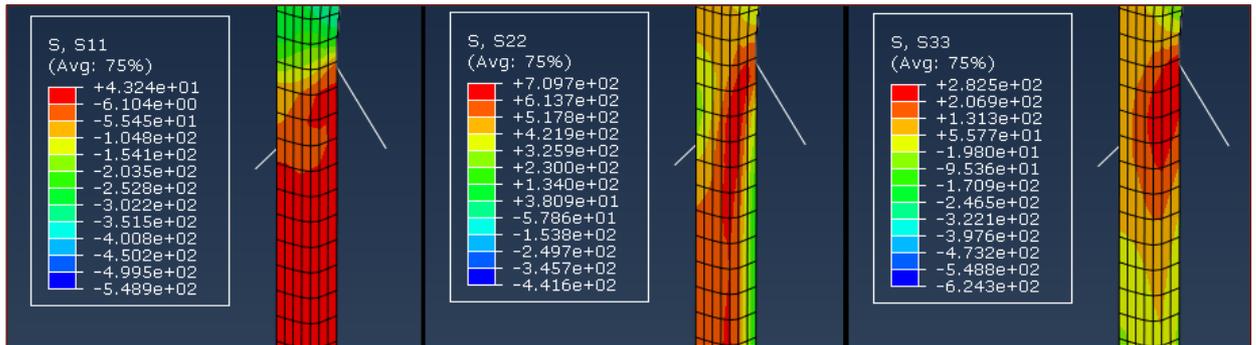


Figura 6.21. Tensiones residuales en el tubo estirado (AISI1010;  $r = 40\%$ ;  $\alpha/\beta_{opt}, \mu = 0,05$ ; arco circular). Izquierda: dirección radial; centro: dirección axial; derecha: dirección circunferencial.

A la vista de las imágenes anteriores, se observa un comportamiento diferente al visto en el caso de  $r$  y  $\mu$  bajos. Para un radio de entrada mínimo, las tensiones residuales en dirección axial presentan un máximo de tracción aproximadamente en la mitad del espesor, siendo similar el comportamiento para el perfil circular de matriz, pero con una distribución más homogénea. En el caso de las tensiones residuales en dirección circunferencial, el comportamiento es muy similar en ambos supuestos. Por tanto, se puede decir preliminarmente que a medida que aumentan los valores de  $r$  y  $\mu$ , y para un mismo mandril, las tensiones residuales en las direcciones axial y circunferencial son de tracción, llegando a un máximo aproximadamente en la zona media del espesor del tubo, independientemente del perfil de la matriz.

Para comprobar que las conclusiones anteriores se cumplen de forma general para el AISI 1010 y para los tres AHSS simulados, se escogen aleatoriamente diferentes condiciones de estirado y diferentes materiales, y se observan las tensiones residuales generadas al final de cada proceso en función del perfil de matriz. Esto se muestra en las Figuras 6.22 a 6.25 para las tensiones residuales axiales, y en las Figuras 6.26 a 6.29 para las tensiones residuales circunferenciales, estableciendo los comentarios que se consideran oportunos.

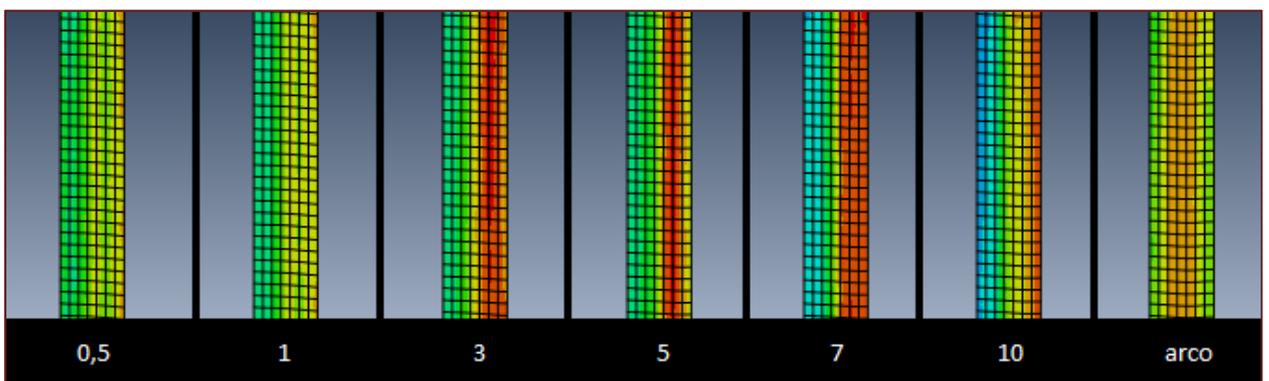


Figura 6.22. Tensiones residuales en dirección axial en el tubo estirado (AISI1010;  $r = 10\%$ ;  $\alpha/\beta_{opt}, \mu = 0,01$ ) en función del perfil de matriz.

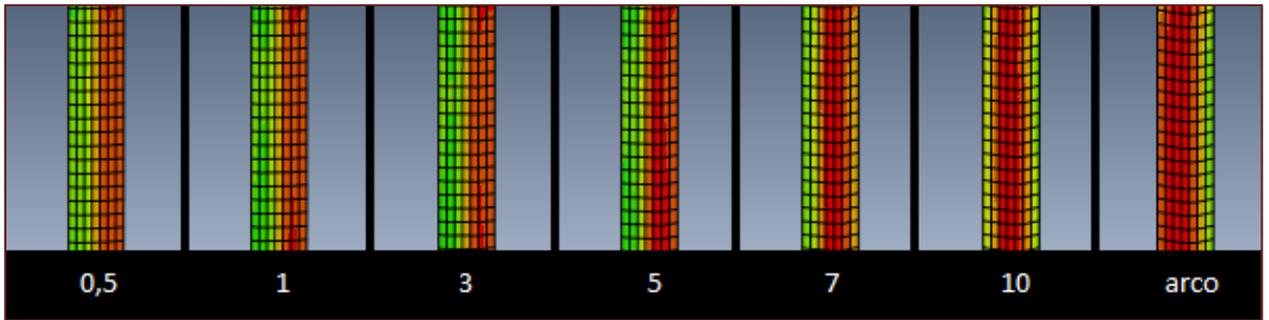


Figura 6.23. Tensiones residuales en dirección axial en el tubo estirado (DP600;  $r = 20\%$ ;  $\alpha/\beta_{\text{opt}}, \mu = 0,15$ ) en función del perfil de matriz.

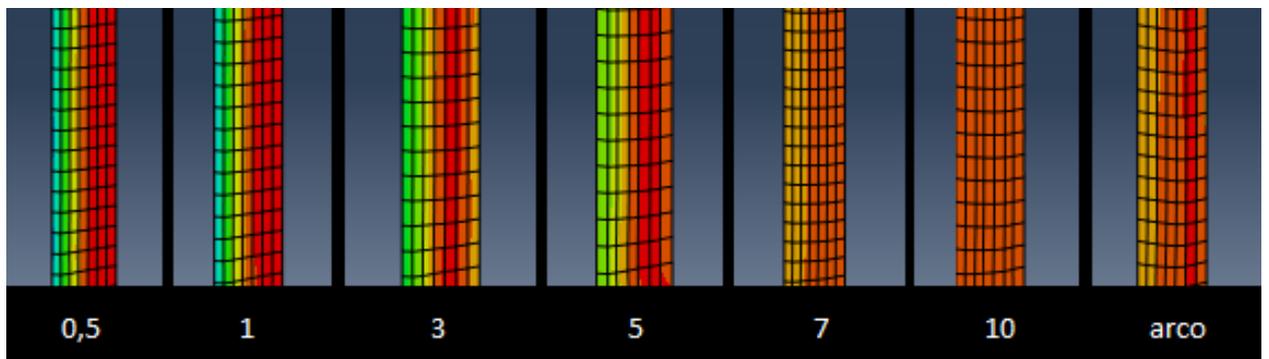


Figura 6.24. Tensiones residuales en dirección axial en el tubo estirado (DP800;  $r = 30\%$ ;  $\alpha/\beta_{\text{opt}}, \mu = 0,05$ ) en función del perfil de matriz.

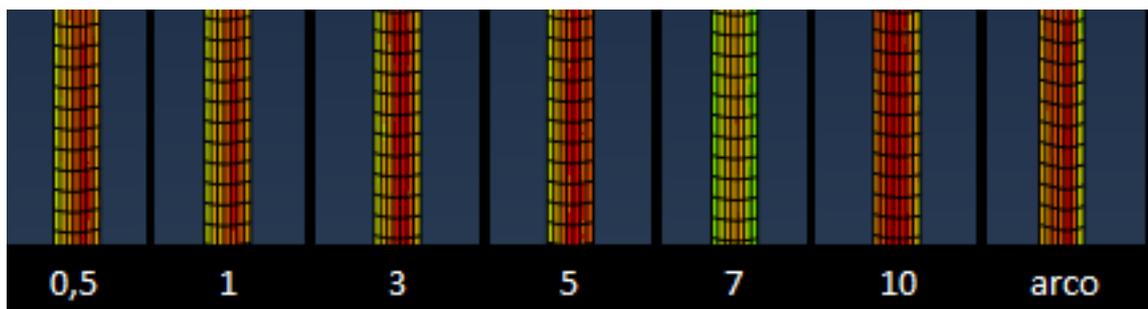


Figura 6.25. Tensiones residuales en dirección axial en el tubo estirado (TRIP780;  $r = 40\%$ ;  $\alpha/\beta_{\text{opt}}, \mu = 0,01$ ) en función del perfil de matriz.

Del análisis de las Figuras 6.22 a 6.25, completado con el análisis preliminar de las Figuras 6.18 a 6.21, se desprende la complejidad inherente para encontrar una tendencia adecuada en el caso de las tensiones residuales axiales que relacione  $r$ ,  $\mu$  y el perfil de matriz (asumiendo constante el perfil de mandril). Las premisas que se pueden establecer, de modo muy general, son:

- Para valores bajos de  $r$  y  $\mu$ , de aplicabilidad importante en el estirado de tubos AHSS, la distribución de tensiones es más homogénea para un perfil circular de matriz, mientras que para un perfil cónico-cilíndrico las tensiones se van haciendo más acusadas en los extremos (exterior-tracción; interior-compresión) a medida que aumenta  $r_{ent}$ .
- Para valores elevados de  $r$  y bajos de  $\mu$ , las tensiones residuales presentan también una distribución más homogénea para perfiles curvos de matriz, aunque en este caso las tensiones sólo son de tracción, observándose máximos en la zona media del espesor. Destaca el caso singular de la Figura 6.25, donde el perfil con tensiones más bajas y con una distribución más homogénea es el relativo a  $r_{ent}=7$  mm.

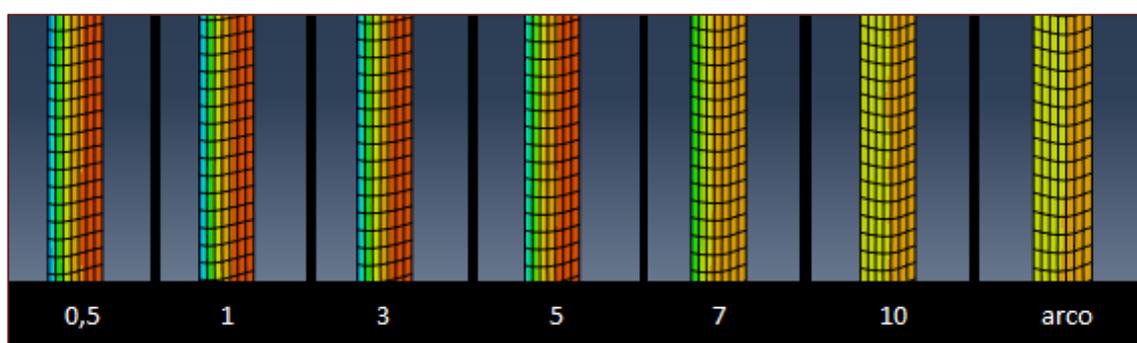


Figura 6.26. Tensiones residuales en dirección circunferencial en el tubo estirado (AISI1010;  $r = 30\%$ ;  $\alpha/\beta_{opt}$ ,  $\mu=0,10$ ) en función del perfil de matriz.

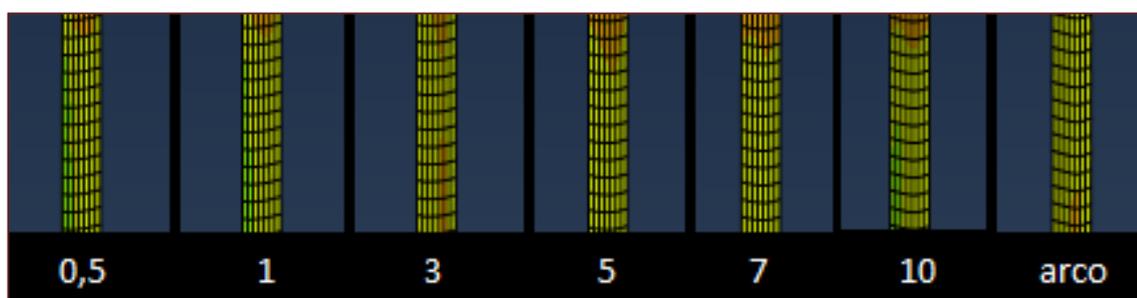


Figura 6.27. Tensiones residuales en dirección circunferencial en el tubo estirado (DP600;  $r = 40\%$ ;  $\alpha/\beta_{opt}$ ,  $\mu = 0,05$ ) en función del perfil de matriz.

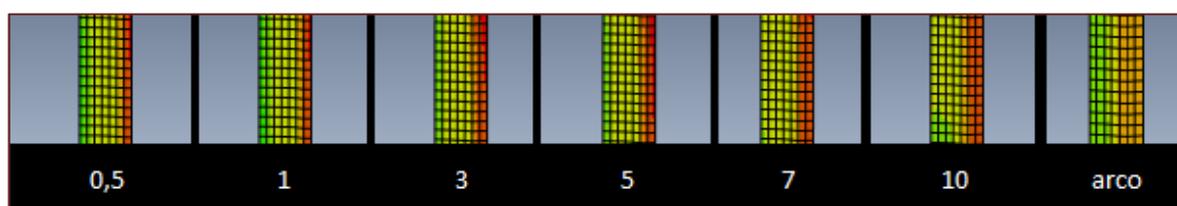


Figura 6.28. Tensiones residuales en dirección circunferencial en el tubo estirado (DP800;  $r = 10\%$ ;  $\alpha/\beta_{opt}$ ,  $\mu = 0,05$ ) en función del perfil de matriz.

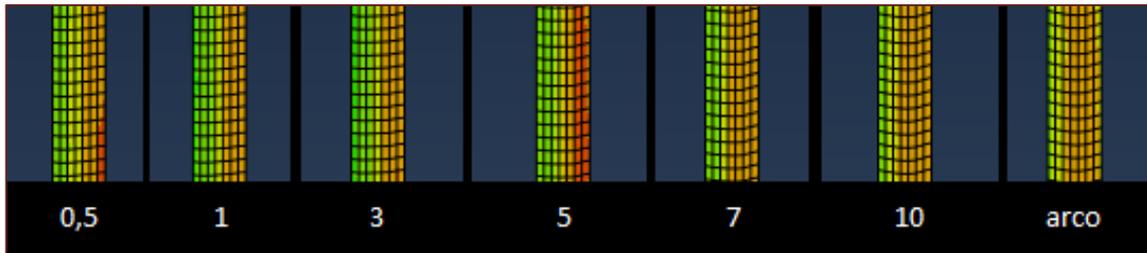


Figura 6.29. Tensiones residuales en dirección circunferencial en el tubo estirado (TRIP780;  $r = 20\%$ ;  $\alpha/\beta_{\text{opt}}$ ,  $\mu=0,20$ ) en función del perfil de matriz.

Del análisis de las Figuras 6.26 a 6.29, completado con el análisis preliminar de las Figuras 6.18 a 6.21, se desprende un comportamiento muy similar en todos los casos. Independientemente de los valores de  $r$  y  $\mu$ , y del material considerado, el perfil que ofrece una distribución de tensiones residuales circunferenciales más homogénea es el curvo.

Hasta el momento se ha realizado un análisis cualitativo del comportamiento de las tensiones residuales en el estirado de tubo en función de los parámetros de proceso y del perfil de matriz. Las conclusiones finales de este análisis son:

- *Las distribuciones más homogéneas de tensiones residuales axiales y circunferenciales se consiguen, de modo general, empleando una matriz de perfil curvo.*
- *La distribución de tensiones residuales en dirección axial está fuertemente influenciada por  $r$ ,  $\mu$ , y por la geometría de la matriz, sin embargo, la distribución de tensiones residuales circunferenciales se puede considerar independiente de  $r$  y de  $\mu$ , e incluso de la geometría de la matriz.*
- *Valores altos de  $r$  y  $\mu$  inducen en el tubo estirado tensiones residuales axiales únicamente de tracción, comportamiento que también se observa cuando  $r$  es muy elevado, independientemente del valor del coeficiente de rozamiento.*

Para completar este extenso análisis de las tensiones residuales en el estirado de tubo con mandril fijo o flotante, es obligado establecer un análisis cuantitativo, dada la gran cantidad de datos disponibles derivados de las simulaciones. Para ello, se registran los valores máximos y mínimos de  $\bar{\sigma}_z$  y  $\bar{\sigma}_\theta$  en la dirección del espesor del tubo para cada caso simulado. En la Figura 6.30 se muestra el gráfico obtenido para un caso particular.

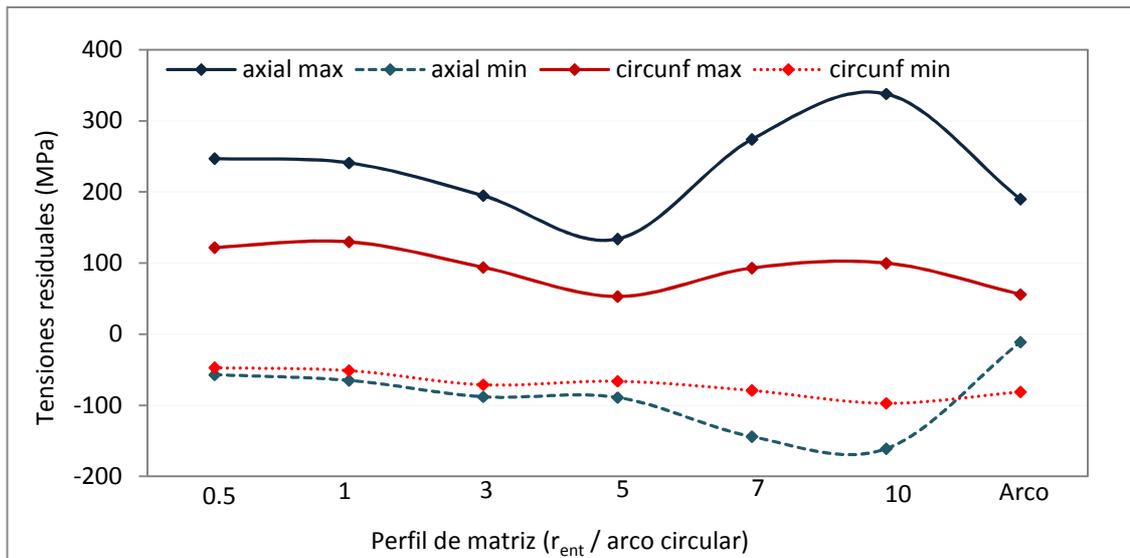


Figura 6.30. Tensiones residuales axiales y circunferenciales máximas y mínimas en dirección del espesor y en función del perfil de matriz (AISI-1010;  $r = 10\%$ ;  $\alpha/\beta_{opt}$ ,  $\mu = 0,01$ ).

En el gráfico anterior se observa que el perfil óptimo que minimiza las tensiones residuales en el tubo estirado es aquel que presenta un  $r_{ent}=5$  mm, resultando también muy adecuado el perfil curvo. Partiendo de la premisa de que el objetivo es conseguir un tubo estirado con tensiones residuales mínimas, en la Tabla 6.4 quedan reflejados los perfiles óptimos de matriz que minimizan los valores máximo y mínimo (tracción y compresión) o, en su caso, máximo (tracción) de las tensiones residuales en dirección axial, obviando el comportamiento de las circunferenciales, debido a que se han comprobado sus distribuciones más homogéneas en el análisis cualitativo, al tiempo que sus valores numéricos son sensiblemente inferiores. Asimismo, se resaltan en verde aquellos casos en los que el comportamiento de los AHSS difiere respecto al del acero convencional, tal y como se hizo en el análisis energético.

Tabla 6.4. Perfiles óptimos de matriz desde el punto de vista de la minimización de tensiones residuales axiales para distintos valores de  $r$ ,  $\mu$  y  $\alpha/\beta_{opt}$ , y para diferentes materiales.

$r$ (%)	$\mu$	Perfil óptimo de matriz según tipo de material ( $r_{ent}$ (mm) / arco circular)			
		AISI1010	DP600	DP800	TRIP780
10	0,01	0,5	arco	arco	arco
	0,05	arco	arco	arco	arco
	0,10	7	3	10	5
	0,15	arco	arco	arco	arco
	0,20	arco	arco	arco	arco
20	0,01	arco	arco	arco	arco
	0,05	arco	arco	arco	arco
	0,10	arco	arco	arco	arco
	0,15	arco	5	arco	arco
	0,20	arco	arco	5	3

30	0,01	3	5	10	10
	0,05	5	7	7	5
	0,10	arco	arco	arco	arco
40	0,01	3	7	10	5
	0,05	arco	arco	arco	arco

Teniendo en cuenta los resultados obtenidos en la Tabla 6.4, para concluir se puede afirmar que, salvo para algunos casos singulares:

- *En general, el perfil óptimo de matriz en el estirado de tubo con mandril fijo o flotante que minimiza las tensiones residuales al final del proceso es un perfil curvo, independientemente de los valores de  $r$  y  $\mu$ , y del tipo de material.*

#### 6.2.4. Análisis del perfil de matriz más adecuado de desde el punto de vista del desgaste

El último punto de vista desde el que se van a analizar los perfiles de matriz en el estirado de tubo con mandril fijo y flotante es el relativo al desgaste en la matriz. Este análisis será más simplista, pues entre los distintos factores que influyen en el desgaste de las herramientas, solo se va a considerar la presión de contacto entre superficies en dirección normal. La variable de salida en Abaqus que permite obtener el valor máximo de la presión de contacto en un elemento es *CPRESS*, por lo que se registran los máximos de esta variable para cada simulación realizada, ya que dichos máximos siempre se producen en el contacto matriz-tubo, concretamente en una región cercana al inicio de la deformación, como se detalla en la Figura 6.31.

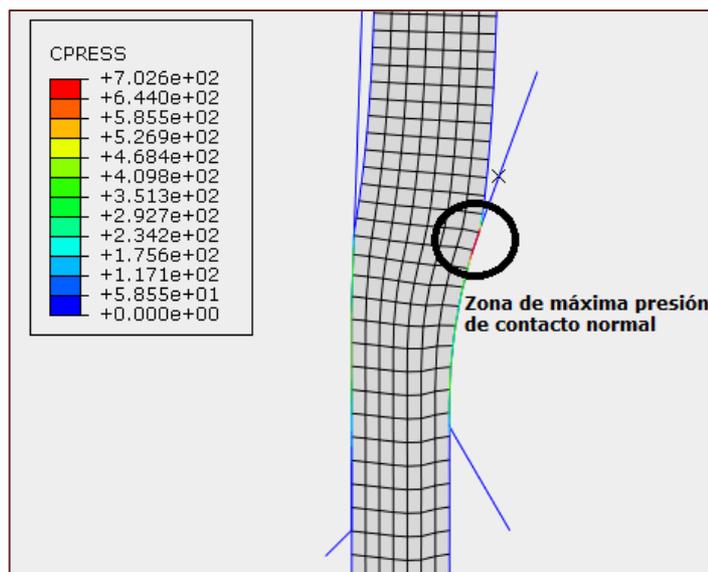


Figura 6.31. Presiones de contacto entre superficies matriz-tubo y tubo-mandril, detallando la zona de máxima presión de contacto normal (AISI-1010;  $r = 20\%$ ;  $\alpha/\beta_{\text{opt}}$ ,  $\mu = 0,05$ ,  $r_{\text{ent}} = 10\text{mm}$ ).

Para evaluar el comportamiento de la presión de contacto en función del perfil de matriz en esta variante de estirado, se representa la presión máxima frente a la geometría de matriz para una determinada reducción y distintos coeficientes de rozamiento. En las figuras 6.32 a 6.34 se pueden ver las gráficas para acero AISI-1010, con  $\alpha/\beta_{\text{ópt}}$ , y reducciones del 10%, 20% y 30%, respectivamente, resaltando en cada caso el perfil óptimo, esto es, el que genera una menor presión en la matriz.

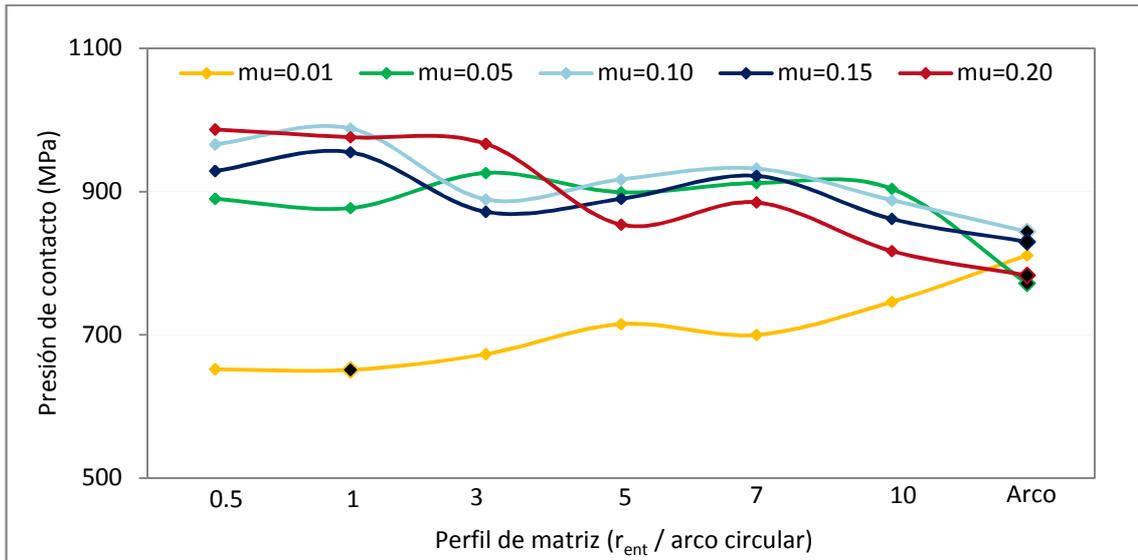


Figura 6.31. Presión de contacto máxima en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r=0,1$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

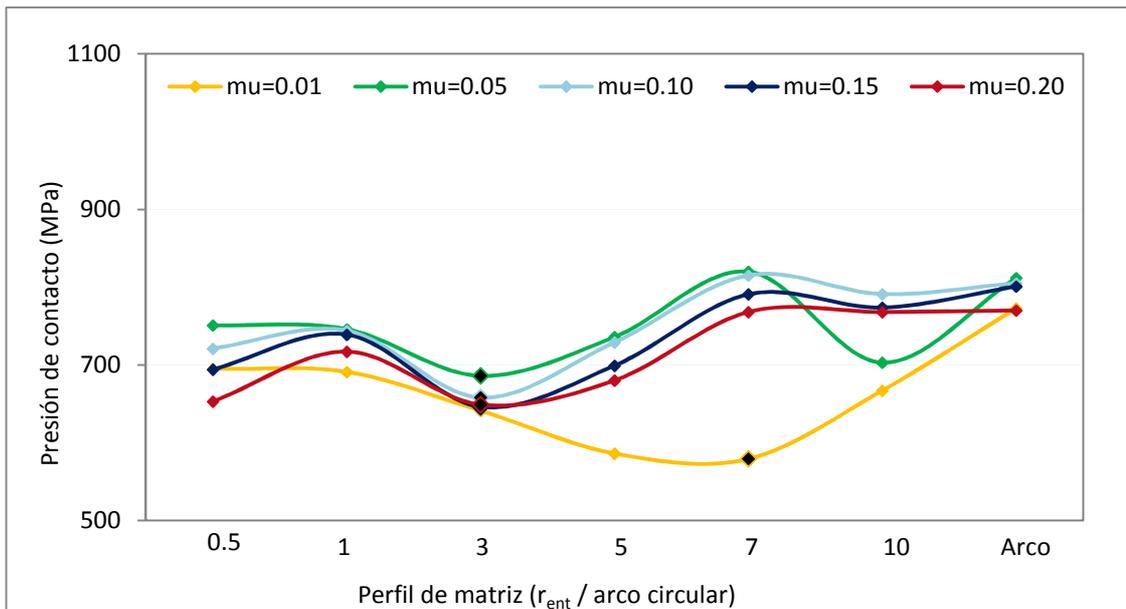


Figura 6.32. Presión de contacto máxima en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r=0,2$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

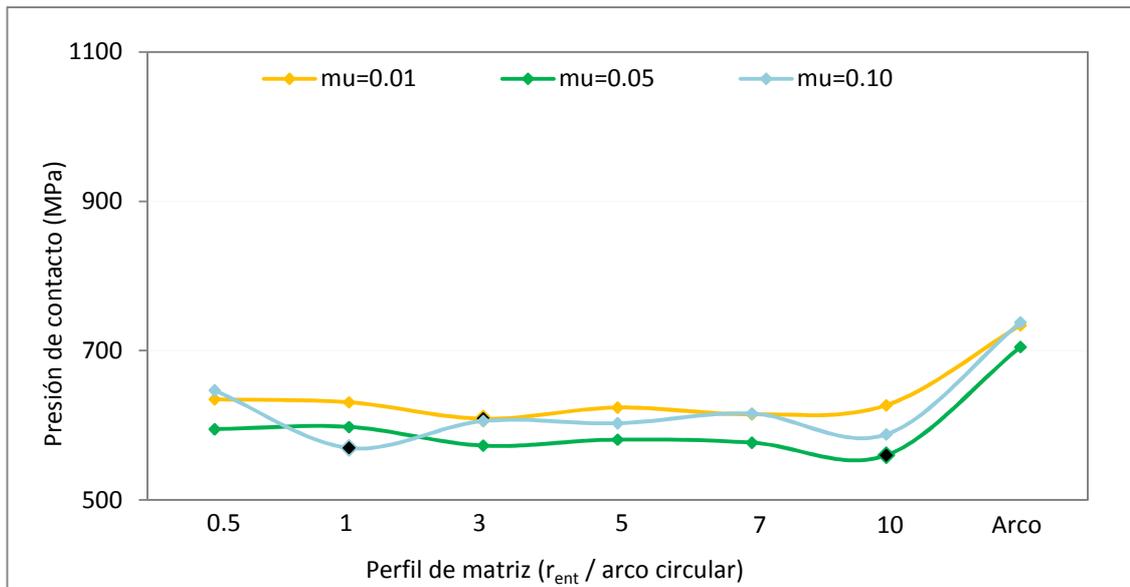


Figura 6.34. Presión de contacto máxima en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r=0,3$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

En las gráficas anteriores se observa un comportamiento particular dependiendo de la reducción de sección a la que se somete el tubo, y una tendencia especialmente singular para  $\mu=0,01$  en las reducciones del 10% y del 20%, consecuencia de los distintos valores de  $\alpha_{\text{ópt}}$ .

Cuando  $r=10\%$ , obviando el coeficiente de rozamiento más bajo, el perfil que devuelve menores valores de presión es el arco circular, lo que puede ser debido al efecto visto antes en el que la deformación redundante favorece la utilización de perfiles curvos cuando  $r$  es pequeño. Cuando  $r=20\%$ , y también obviando el caso de  $\mu=0,01$ , los perfiles óptimos son aquellos que presentan un punto de inflexión en la parte central de la zona de deformación, en este caso, un  $r_{ent}=3\text{mm}$ . Finalmente, para  $r=30\%$  los resultados obtenidos no permiten establecer ninguna tendencia clara.

Veamos ahora si el comportamiento es similar en los AHSS. Para ello, se presentan en las figuras 6.35 y 6.36 los resultados para el DP600 con reducciones del 10% y 20%, esto es, gráficas análogas a las vistas en las figuras 6.32 y 6.33.

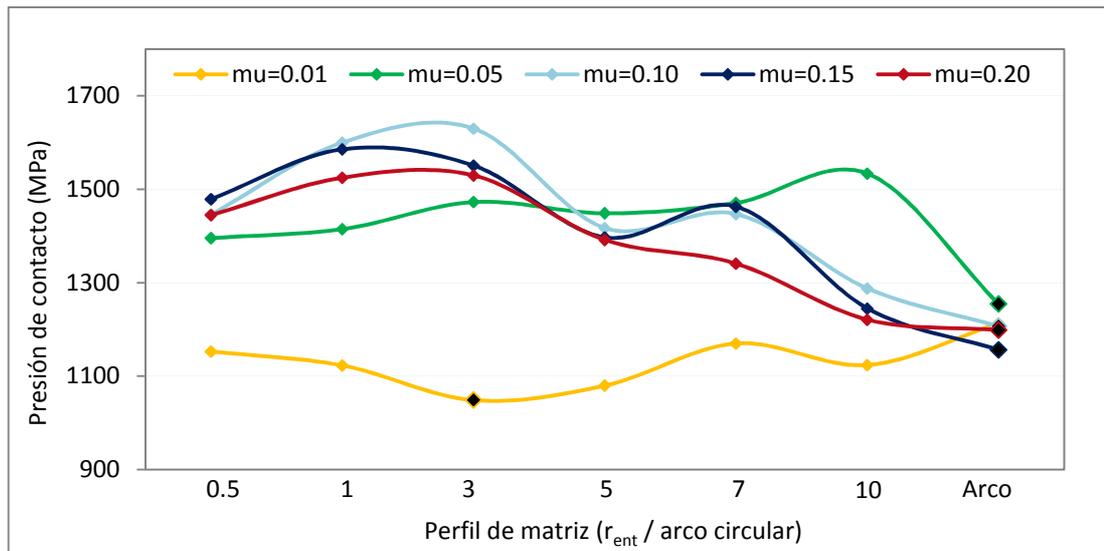


Figura 6.35. Presión de contacto máxima en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (DP600;  $r = 0,1$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

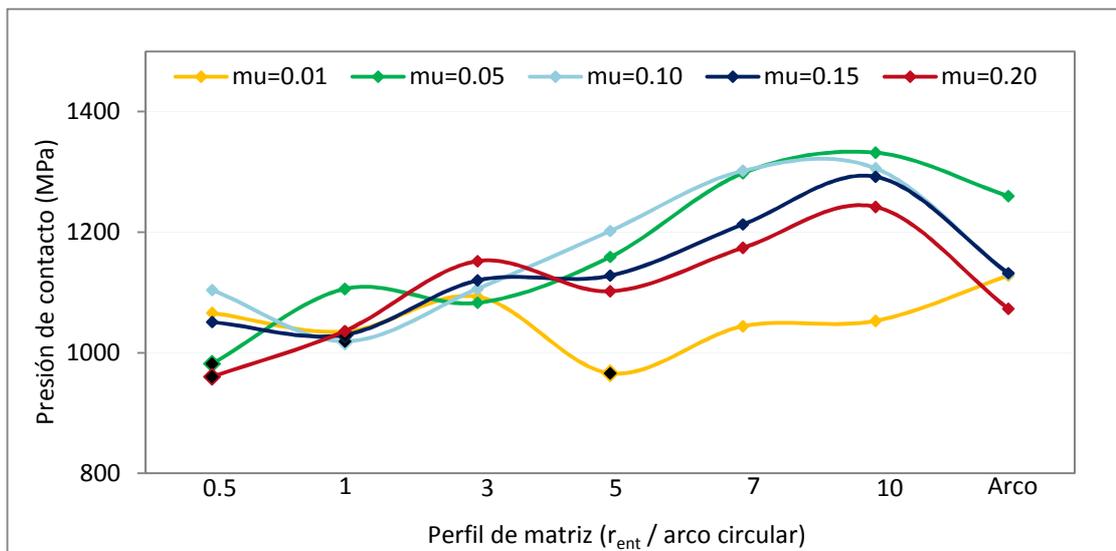


Figura 6.36. Presión de contacto máxima en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (DP600;  $r = 0,2$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

Observando la tendencia de las gráficas anteriores pertenecientes al DP600, se deduce un comportamiento muy similar al visto para el AISI-1010.

De igual modo a cómo se hizo desde los puntos de vista energético y de las tensiones residuales, en la Tabla 6.5 quedan reflejados los perfiles óptimos de matriz que minimizan la presión de contacto con el tubo, según determinadas reducciones, coeficientes de rozamiento y para los distintos materiales simulados.

Tabla 6.5. Perfiles óptimos de matriz desde el punto de vista de la minimización del desgaste en la matriz para distintos valores de  $r$ ,  $\mu$  y  $\alpha/\beta_{opt}$ , y para diferentes materiales.

$r$ (%)	$\mu$	Perfil óptimo de matriz según tipo de material ( $r_{ent}$ (mm) / arco circular)			
		AISI1010	DP600	DP800	TRIP780
10	0,01	1	3	3	5
	0,05	arco	arco	arco	arco
	0,10	arco	arco	arco	arco
	0,15	arco	arco	arco	arco
	0,20	arco	arco	arco	arco
20	0,01	7	5	10	7
	0,05	3	0,5	0,5	1
	0,10	3	1	3	1
	0,15	3	1	1	1
	0,20	3	0,5	0,5	1
30	0,01	3	5	5	5
	0,05	10	1	0,5	3
	0,10	1	3	3	3
40	0,01	3	5	7	10
	0,05	1	7	7	10

Las conclusiones de carácter general que se derivan del análisis de las presiones de contacto son:

- *Cuando la reducción de sección es pequeña, resulta adecuada la utilización de un perfil curvo de matriz para minimizar las presiones de contacto con el tubo, salvo cuando el rozamiento es mínimo, en cuyo caso es más apropiado el empleo de un perfil cónico-cilíndrico con radios de entrada reducidos.*
- *A mayores reducciones de sección, los perfiles óptimos son los cónico-cilíndricos, aunque sin una tendencia clara respecto a la posición del punto de inflexión.*

### 6.2.5. Consideraciones finales sobre el perfil óptimo de matriz

Las conclusiones derivadas del estudio de los perfiles óptimos de matriz en función de varios parámetros, pueden analizarse de forma global con el objetivo de obtener el perfil más adecuado para llevar a cabo un determinado proceso de estirado de tubo con mandril fijo o flotante.

En general, se puede decir que geometrías cónico-cilíndricas son más apropiadas desde el punto de vista energético, mientras que los perfiles curvos permiten reducir las tensiones residuales y el desgaste en la matriz, siempre que la reducción de sección en el tubo sea pequeña, aunque en el caso de las tensiones residuales, el perfil en arco circular es el más satisfactorio independientemente de los valores de  $r$  y  $\mu$ . A medida que se va incrementando la reducción, las geometrías cónico-cilíndricas siguen siendo las más adecuadas para reducir la carga de estirado, siendo a su vez menor la curvatura óptima del punto de inflexión a medida que aumenta  $r$ . En lo

que respecta a la presión de contacto mínima, el comportamiento es más complejo, aunque, en líneas generales, conforme aumentan  $r$  y  $\mu$  serán más apropiados los perfiles cónico-cilíndricos con menor  $r_{ent}$ .

Con el objetivo de poder identificar fácilmente en qué casos un perfil concreto es el óptimo desde los distintos puntos de vista, se recogen en la Tabla 6.6 los resultados del análisis efectuado sobre el estirado con mandril fijo y flotante. Para cada reducción, coeficiente de rozamiento y material se indica la geometría óptima desde los puntos de vista energético ( $F_{est}$ ), de las tensiones residuales ( $\bar{\sigma}_z$ ), y del desgaste ( $CPRESS$ ).

Tabla 6.6. Perfiles óptimos de matriz desde los puntos de vista energético, de la minimización de las tensiones residuales, y de la minimización del desgaste en la matriz para distintos valores de  $r$ ,  $\mu$  y  $\alpha/\beta_{opt}$ , y para diferentes materiales.

$r$ (%)	$\mu$	Perfil óptimo de matriz según tipo de material ( $r_{ent}$ (mm) / arco circular)											
		AISI1010			DP600			DP800			TRIP780		
		$F_{est}$	$\bar{\sigma}_z$	CPRESS	$F_{est}$	$\bar{\sigma}_z$	CPRESS	$F_{est}$	$\bar{\sigma}_z$	CPRESS	$F_{est}$	$\bar{\sigma}_z$	CPRESS
10	0,01	arco	0,5	1	arco	arco	3	arco	arco	3	arco	arco	5
	0,05	5	arco	arco	5	arco	arco	5	arco	arco	3	arco	arco
	0,10	5	7	arco	5	3	arco	5	10	arco	3	5	arco
	0,15	5	arco	arco	5	arco	arco	5	arco	arco	5	arco	arco
	0,20	5	arco	arco	5	arco	arco	5	arco	arco	3	arco	arco
20	0,01	1	arco	7	1	arco	5	arco	arco	10	arco	arco	7
	0,05	1	arco	3	1	arco	0,5	1	arco	0,5	1	arco	1
	0,10	1	arco	3	1	arco	1	1	arco	3	1	arco	1
	0,15	1	arco	3	1	5	1	1	arco	1	1	arco	1
	0,20	1	arco	3	3	arco	0,5	3	5	0,5	1	3	1
30	0,01	0,5	3	3	0,5	5	5	0,5	10	5	0,5	10	5
	0,05	0,5	5	10	0,5	7	1	0,5	7	0,5	0,5	5	3
	0,10	0,5	arco	1	0,5	arco	3	0,5	arco	3	0,5	arco	3
40	0,01	10	3	3	3	7	5	3	10	7	3	5	10
	0,05	1	arco	1	1	arco	7	1	arco	7	1	arco	10

### 6.3. Análisis de estirado de tubo con mandril móvil

#### 6.3.1. Comparación de la carga de estirado

En la mayoría de simulaciones realizadas, la carga de estirado  $F_{est}$  presenta un valor intermedio entre los que predicen el SM (inferior) y el UBM (superior), lo que permite verificar que los métodos analíticos son una base comparativa muy adecuada. Esto no se cumple para  $r=50\%$ , dónde la carga predicha por MEF es superior a la que predice el UBM. En las Figuras 6.37 a 6.40 se muestra la evolución de  $F_{est}$  en función de  $\mu$  según los distintos métodos de análisis y para los diferentes valores de  $r$  simulados. En todos los casos, la carga de estirado por MEF está referida a la geometría de matriz con  $r_{ent}=0,5\text{mm}$ .

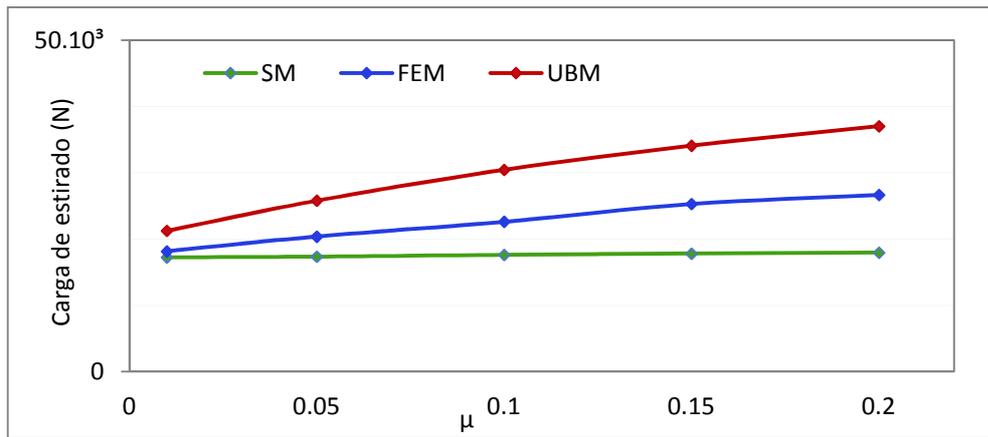


Figura 6.37. Carga de estirado frente a  $\mu$  por simulación y analíticamente (AISI-1010;  $r = 0.2$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

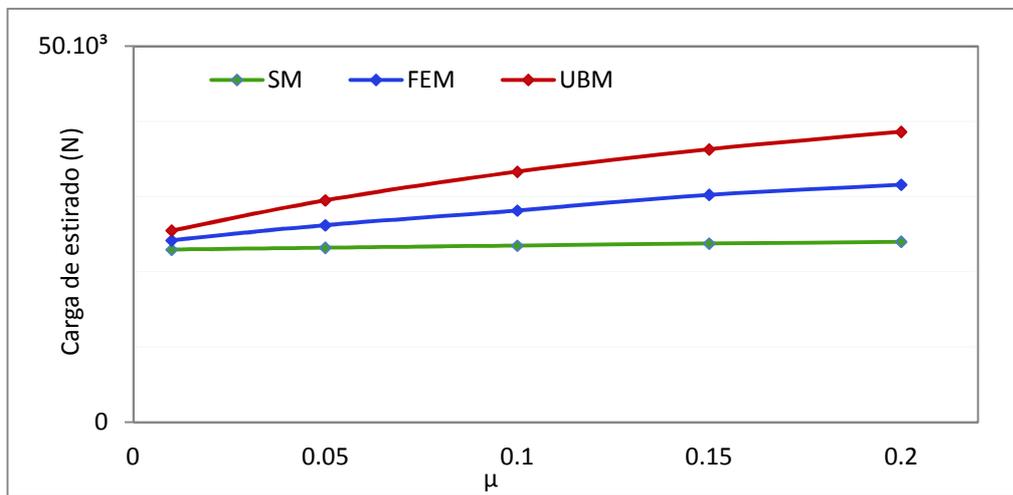


Figura 6.38. Carga de estirado frente a  $\mu$  por simulación y analíticamente (AISI-1010;  $r = 0.3$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

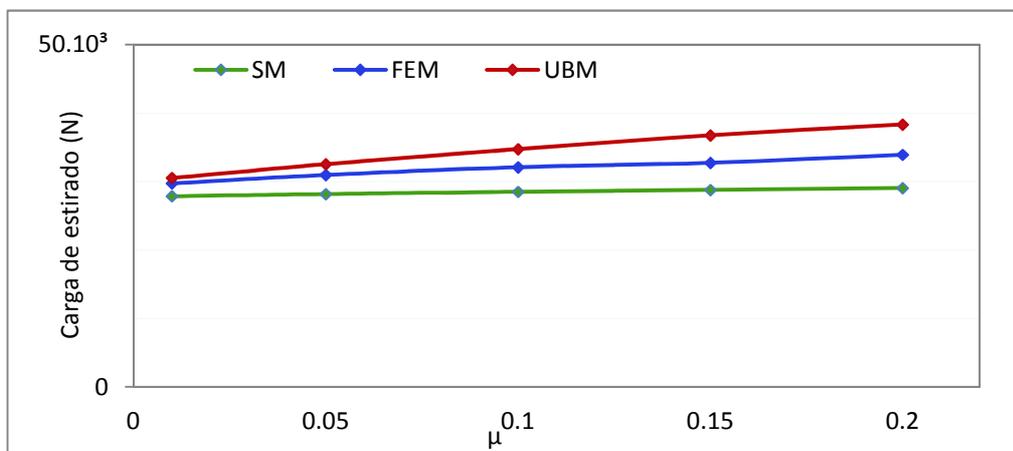


Figura 6.39. Carga de estirado frente a  $\mu$  por simulación y analíticamente (AISI-1010;  $r = 0.4$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

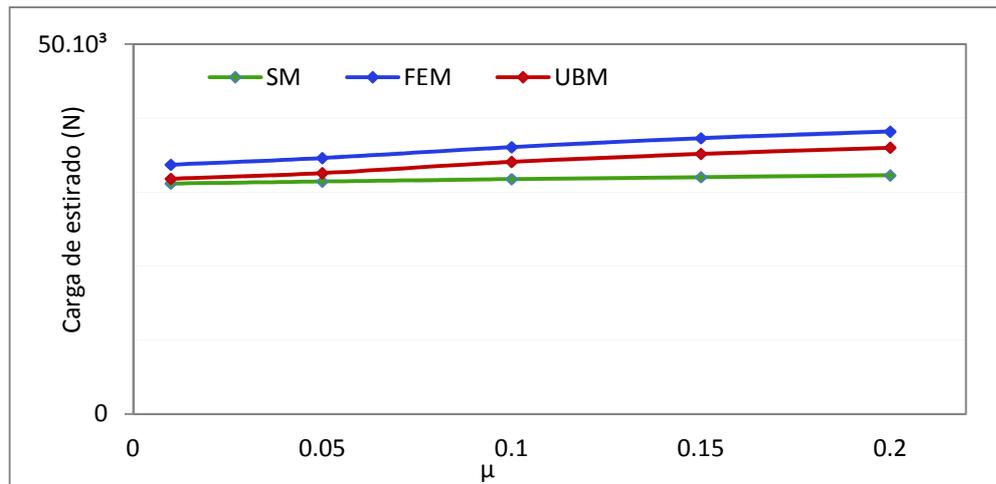


Figura 6.40. Carga de estirado frente a  $\mu$  por simulación y analíticamente (AISI-1010;  $r=0,5$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

Como se desprende de los gráficos anteriores, los resultados resultan satisfactorios salvo para una reducción máxima, pues en ese caso el UBM subestima la fuerza de estirado necesaria. Cabe destacar también el comportamiento del SM, pues se observa en todas las reducciones cómo la carga de estirado que predice dicho método permanece prácticamente constante. Esto es debido a que al considerar valores iguales de  $\mu$  en las interfases, se asume que el proceso se lleva a cabo en ausencia de rozamiento y el único factor que incrementa ligeramente la fuerza de estirado necesaria es la mayor tensión de fluencia media, ya que la deformación efectiva al final del proceso será mayor a medida que aumente el coeficiente de rozamiento.

### 6.3.2. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista energético

De modo análogo a como se hizo en el estirado con mandril fijo y flotante, se analizará la conveniencia de los distintos tipos de perfiles en el estirado con mandril móvil. Desde el punto de vista energético, en las Figuras 6.41 a 6.44 se muestran las gráficas de  $F_{est}$  en función de la geometría de matriz, considerando las distintas reducciones y coeficientes de rozamiento.

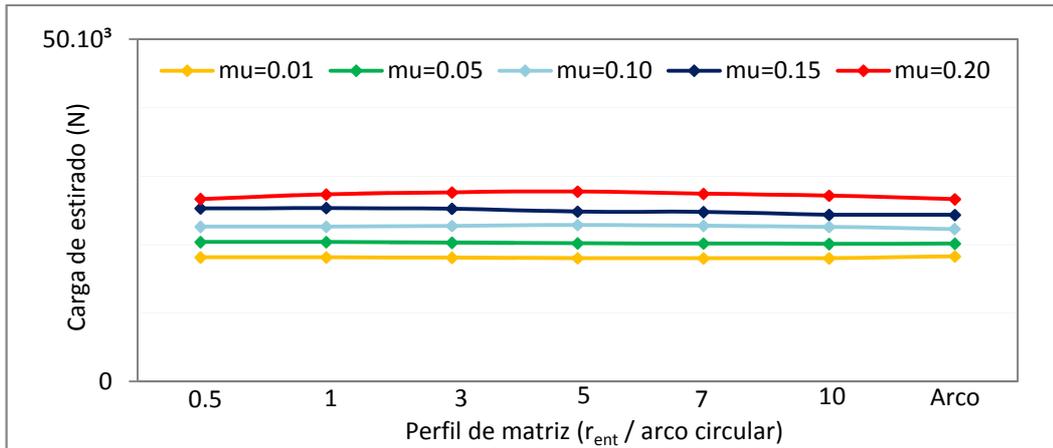


Figura 6.41. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r=0,2$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

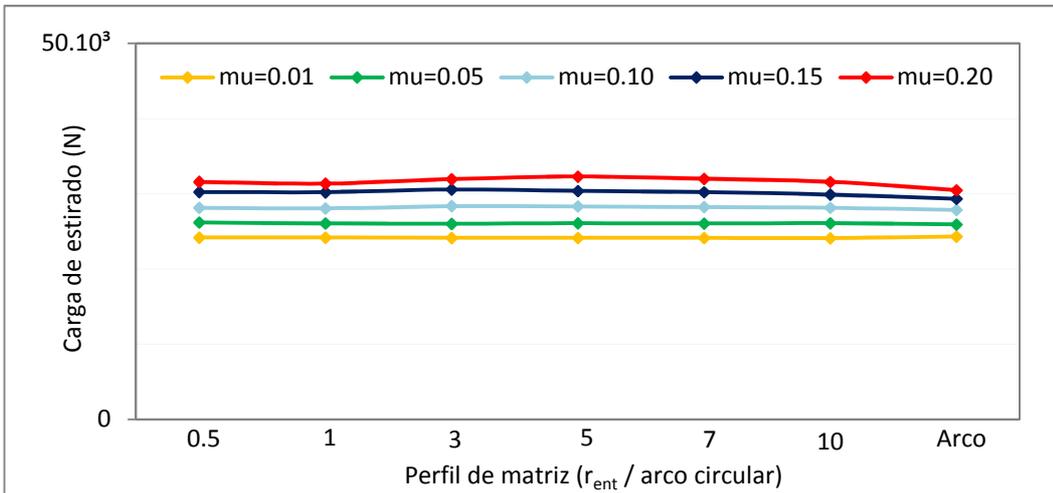


Figura 6.42. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r=0,3$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

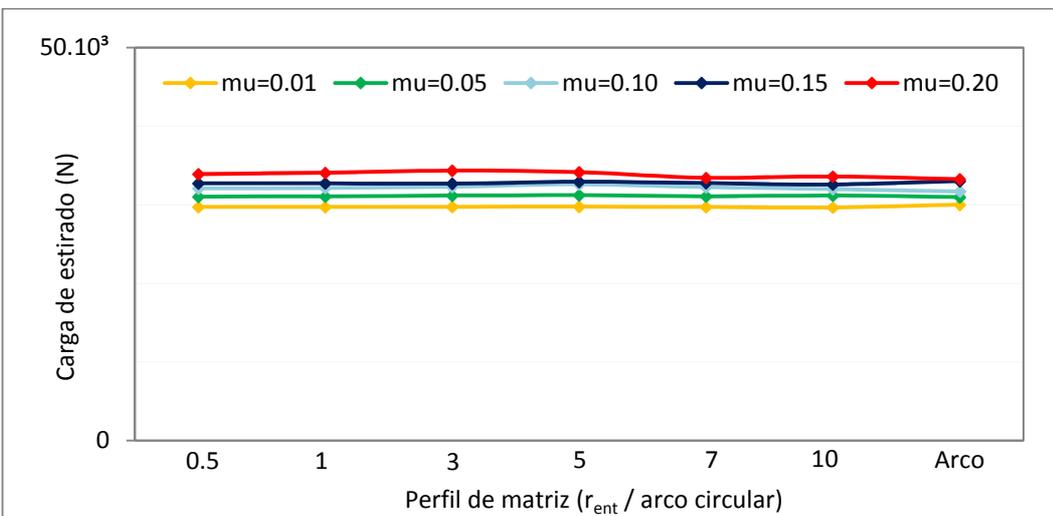


Figura 6.43. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r=0,4$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

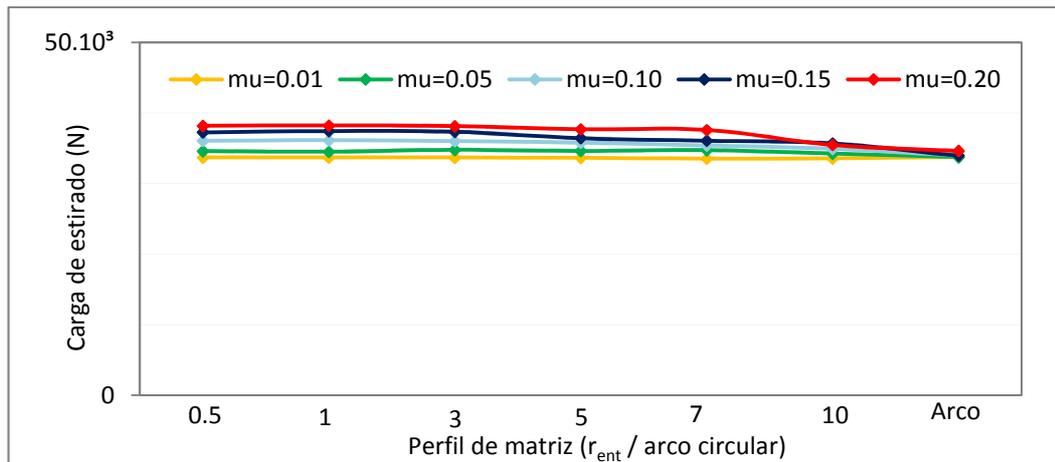


Figura 6.44. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r=0,5$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

De las Figuras 6.40 a 6.43 se deducen las siguientes conclusiones:

- *Independientemente de la reducción de área, los perfiles más adecuados desde el punto de vista energético en el estirado de tubo con mandril móvil son los perfiles curvos. Además, a medida que aumenta el coeficiente de rozamiento, es más acusado este efecto, minimizando aún más los perfiles curvos la carga de estirado.*
- *A medida que se aumenta la reducción de sección en el tubo, las diferencias en las cargas de estirado para un mismo valor de  $r$  y distintos valores de  $\mu$  se hacen cada vez más pequeñas, en consonancia con la suposición teórica de que el estirado con mandril móvil se lleva a cabo en ausencia de rozamiento.*

De estas conclusiones, la primera de ellas se comprueba con claridad en la Tabla 6.7, en la que se indican los perfiles óptimos desde el punto de vista energético en el estirado con mandril móvil para cada reducción y coeficiente de rozamiento, siendo constantes los valores de  $\alpha=5^\circ$  y de  $\beta=0^\circ$ .

Tabla 6.7. Perfiles óptimos de matriz desde el punto de vista energético para distintos valores de  $r$  y  $\mu$ .

$r$ (%)	$\mu$	Perfil óptimo de matriz en AISI-1010 ( $r_{ent}$ (mm) / arco circular)
20	0,01	7
	0,05	10
	0,10	arco
	0,15	arco
	0,20	arco
30	0,01	10
	0,05	arco
	0,10	arco
	0,15	arco
	0,20	arco

40	0,01	10
	0,05	arco
	0,10	arco
	0,15	10
	0,20	arco
50	0,01	7
	0,05	arco
	0,10	arco
	0,15	arco
	0,20	arco

Por otro lado, como se hizo en el análisis energético del estirado con mandril fijo y flotante, conviene explorar las contribuciones de matriz y mandril a la carga total de estirado. En este caso, se presentan en la Tabla 6.8 las reacciones de matriz y mandril pertenecientes a una reducción del 30%, como muestra representativa del comportamiento general.

Tabla 6.8. Reacciones en matriz y mandril y carga de estirado total (AISI-1010;  $r = 0,3$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

$r$ (%)	$\mu$	$r_{ent}$ (mm/arco circular)	Reacción en matriz (N)	Reacción en mandril (N)	$F_{est}$ (N)
30	0,01 ( $\alpha=5^\circ$ ; $\beta=0^\circ$ )	0,5	26677	-2499	24178
		1	26680	-2521	24159
		3	26687	-2555	24132
		5	26701	-2581	24120
		7	26678	-2559	24119
		10	26659	-2577	24082
		arco circular	27528	-3219	24309
	0,05 ( $\alpha=5^\circ$ ; $\beta=0^\circ$ )	0,5	37309	-11122	26187
		1	37317	-11258	26059
		3	37570	-11572	25998
		5	37710	-11634	26076
		7	37641	-11607	26034
		10	37633	-11548	26085
		arco circular	40583	-14668	25915
	0,10 ( $\alpha=5^\circ$ ; $\beta=0^\circ$ )	0,5	49584	-21444	28140
		1	49605	-21551	28054
		3	49969	-21609	28360
		5	50258	-21918	28340
		7	50344	-22111	28233
		10	50395	-22261	28134
		arco circular	55727	-27896	27831
	0,15 ( $\alpha=5^\circ$ ; $\beta=0^\circ$ )	0,5	60730	-30500	30230
		1	60773	-30562	30211
		3	61261	-30694	30567
5		61559	-31188	30371	

		7	61743	-31530	30213
		10	61930	-32037	29893
		arco circular	69608	-40280	29328
	0,20 ( $\alpha=5^\circ$ ; $\beta=0^\circ$ )	0,5	70961	-39377	31584
		1	70755	-39414	31341
		3	71427	-39494	31933
		5	71746	-39465	32281
		7	71750	-39759	31991
		10	72241	-40664	31577
		arco circular	82487	-52013	30474

Puesto que para todas las reducciones, el comportamiento es análogo al reflejado en la tabla anterior, se puede decir que:

- *En general, a medida que se aumenta la curvatura del perfil de la matriz, la contribución de ésta a la carga total de estirado se hace mayor, mientras que la contribución del mandril a la carga total de estirado se hace menor. Este fenómeno es especialmente importante para los perfiles de matriz en forma de arco circular.*

Se comprueba un comportamiento opuesto al estudiado en el estirado con mandril fijo y flotante, de tal modo que ahora, al analizar el efecto conjunto de matriz y mandril, los perfiles curvos serán los más adecuados, pero si se considera el efecto individual de la matriz, y teniendo en cuenta las condiciones teóricas de ausencia de rozamiento, la deformación redundante será más acusada en los perfiles curvos. En la Figura 6.45 se puede visualizar el comportamiento en el estirado con mandril móvil, opuesto al mostrado en la Figura 6.16 para el caso con mandril fijo y flotante.

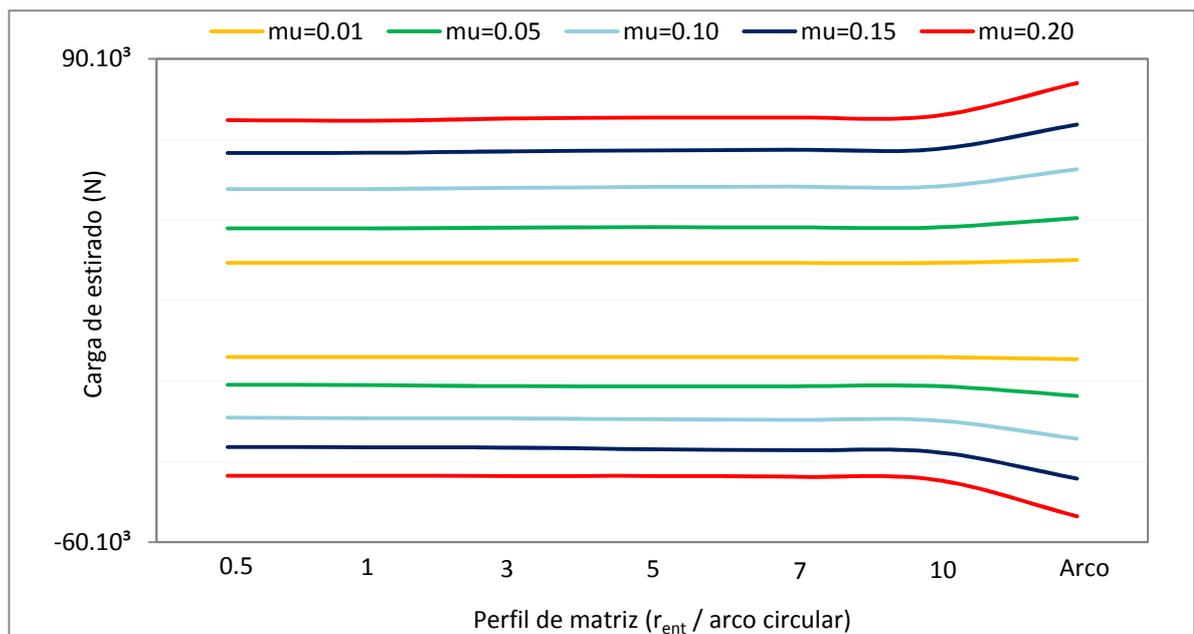


Figura 6.45. Contribuciones de matriz y mandril a la carga de estirado para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r=0,3$ ).

En la Figura 6.46 se muestra una comparativa entre las cargas de estirado obtenidas con mandril fijo o flotante y con mandril móvil para unas mismas condiciones de proceso ( $r=20\%$ ;  $\mu=0,05$ ), reflejando a su vez las contribuciones de matriz y mandril a la carga de estirado total. Además de comprobar de nuevo el comportamiento “*inverso*” de las herramientas, también se verifica que para los mismos parámetros de proceso, el estirado con mandril móvil requiere de una menor carga que el estirado con mandril fijo o flotante, es decir:

- *Para unas mismas condiciones de estirado (misma reducción de sección, mismo rozamiento y mismo material), el estirado de tubo con mandril móvil necesita menor carga para llevar a cabo el proceso que los estirados con mandril fijo o flotante.*

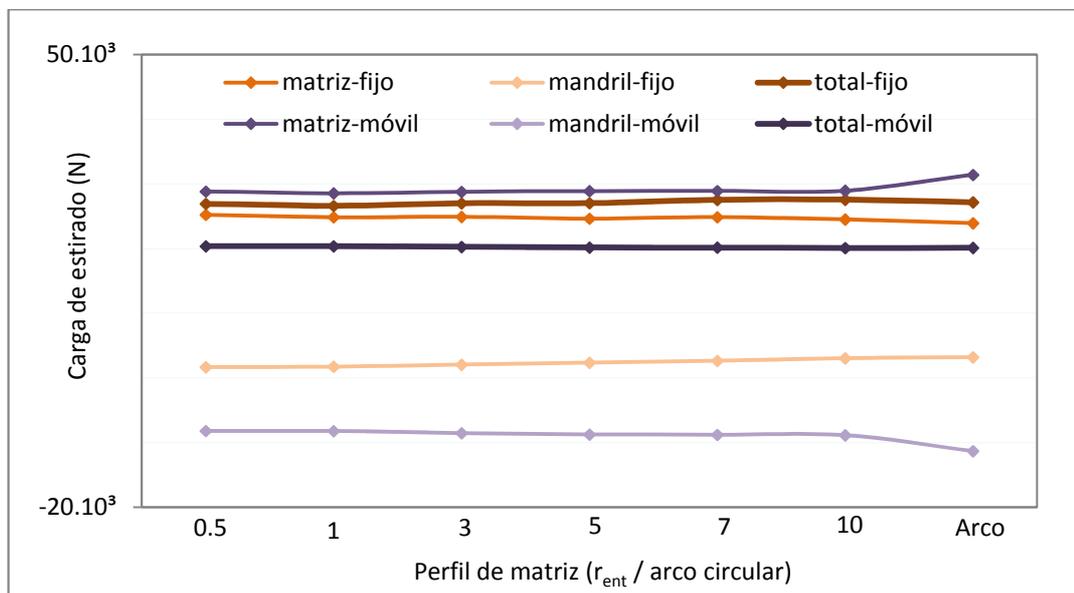


Figura 6.46. Reacciones en matriz y mandril y carga de estirado total en función del perfil de matriz para los estirados con mandril fijo o flotante y con mandril móvil (AISI-1010;  $r = 0,2$ ;  $\mu = 0,05$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

### 6.3.3. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista de las tensiones residuales

El análisis de las tensiones residuales en el estirado de tubo con mandril móvil resulta de interés, pues, de acuerdo con Yoshida y Furuya (2004), esta variante de estirado es la que genera menores tensiones residuales en la superficie exterior del tubo. En la Figura 6.47 se muestran las tensiones residuales generadas en el tubo al final del proceso para un caso particular de los simulados ( $r=20\%$ ;  $\alpha/\beta_{\text{ópt}}$ ,  $\mu=0,01$ ,  $r_{ent}=0,5\text{mm}$ ). Nuevamente, según los ejes adoptados en Abaqus,  $\bar{\sigma}_r$  coincidirá con S11 (dirección  $x$ ),  $\bar{\sigma}_z$  coincidirá con S22 (dirección  $y$ ), y  $\bar{\sigma}_\theta$  coincidirá con S33 (dirección  $z$ ).

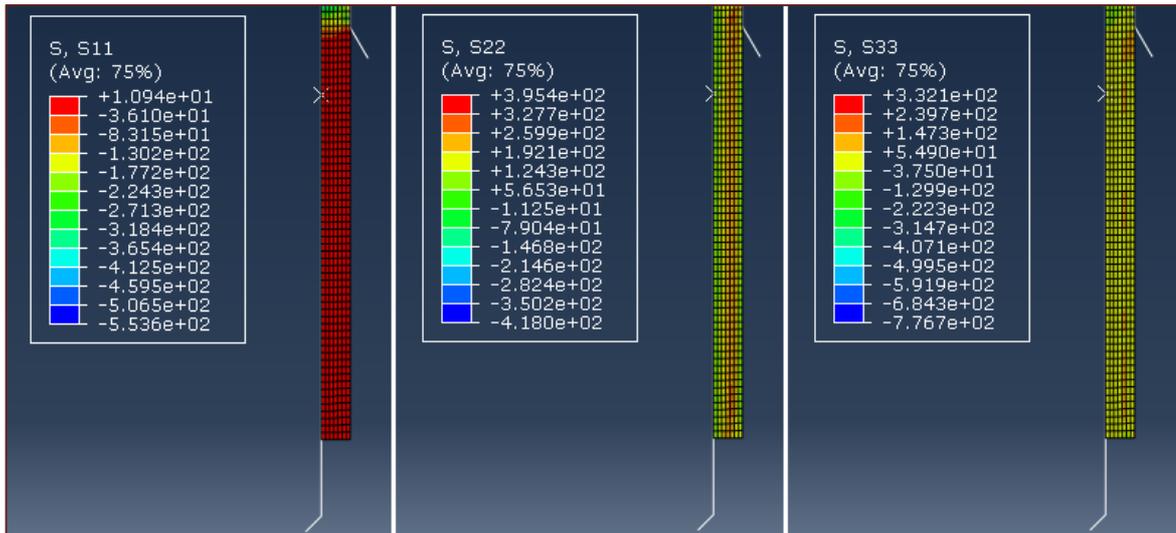


Figura 6.47. Tensiones residuales en el tubo estirado (AISI-1010;  $r = 20\%$ ;  $\alpha/\beta_{\text{opt}}, \mu = 0,01$ ;  $r_{\text{ent}} = 0,5 \text{ mm}$ ). Izquierda: dirección radial; centro: dirección axial; derecha: dirección circunferencial.

En la figura anterior se observa que las tensiones residuales en dirección radial (SS1) son del orden de 10MPa, es decir, se pueden despreciar; por su parte, las tensiones residuales en dirección axial (S22) presentan una distribución bastante homogénea, siendo del orden de los 250MPa, sucediendo lo mismo con las tensiones residuales en dirección circunferencial, aunque en este caso su valor es del orden de 100MPa. Si se vuelve a la Figura 6.18, se comprueba cómo bajo unas mismas condiciones de estirado, la variante con mandril móvil induce menores tensiones residuales en el tubo respecto a las variantes con mandril fijo o flotante, generando además distribuciones más homogéneas.

Por otro lado, para comprobar el comportamiento de las tensiones residuales en dirección axial en función del perfil de matriz, se presentan las Figuras 6.48 a 6.51, eligiendo arbitrariamente diferentes condiciones de rozamiento para cada reducción de sección. En este caso, no se realizará un análisis cualitativo de las tensiones residuales circunferenciales, pues sus distribuciones son bastante homogéneas en todas las situaciones.

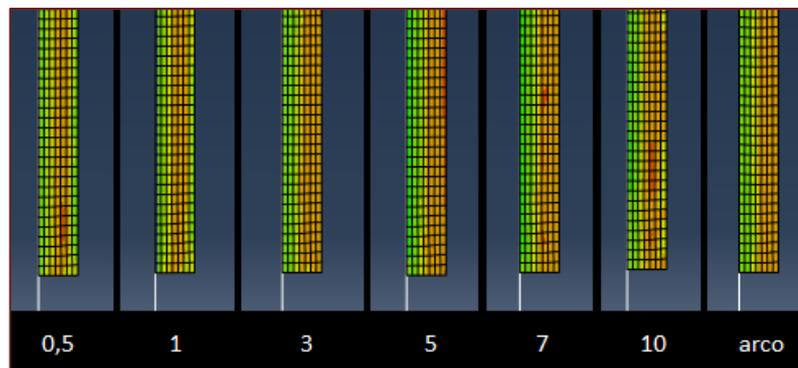


Figura 6.48. Tensiones residuales en dirección axial en el tubo estirado (AISI-1010;  $r = 20\%$ ;  $\alpha/\beta_{\text{opt}}, \mu = 0,01$ ) en función del perfil de matriz.

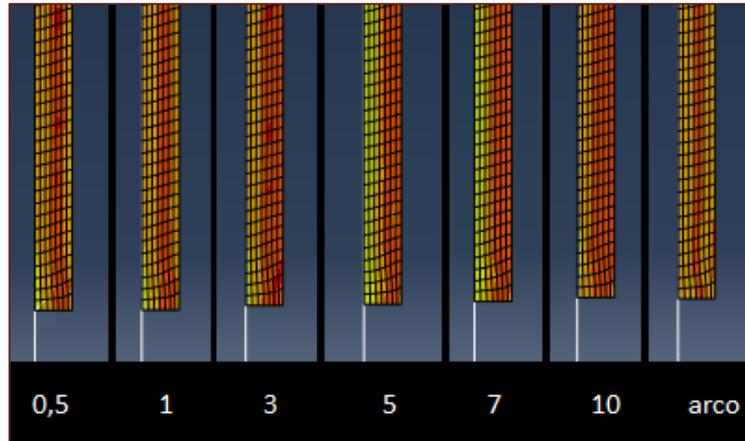


Figura 6.49. Tensiones residuales en dirección axial en el tubo estirado (AISI-1010;  $r = 30\%$ ;  $\alpha/\beta_{\text{opt}}, \mu = 0,15$ ) en función del perfil de matriz.

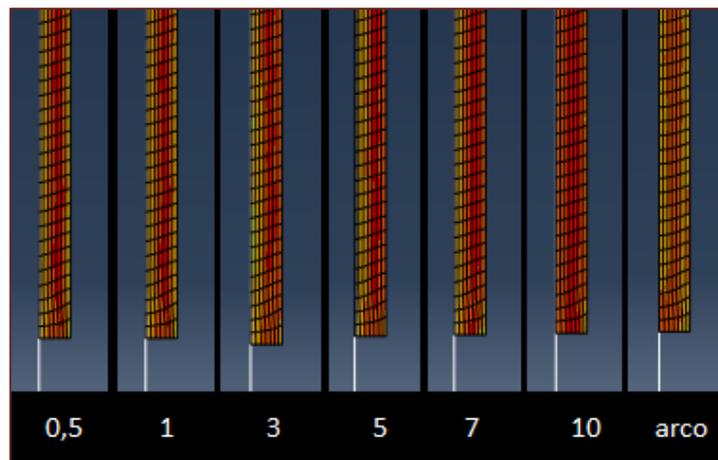


Figura 6.50. Tensiones residuales en dirección axial en el tubo estirado (AISI-1010;  $r = 40\%$ ;  $\alpha/\beta_{\text{opt}}, \mu = 0,10$ ) en función del perfil de matriz.

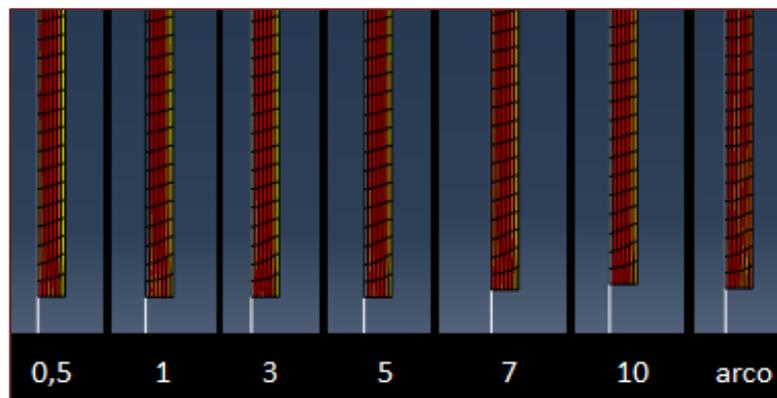


Figura 6.51. Tensiones residuales en dirección axial en el tubo estirado (AISI-1010;  $r = 50\%$ ;  $\alpha/\beta_{\text{opt}}, \mu = 0,05$ ) en función del perfil de matriz.

Del análisis de las figuras anteriores, se puede decir que para una determinada reducción, las distribuciones de tensiones residuales axiales resultan bastante similares, de tal modo que no parecen influir en demasía las distintas curvaturas de matriz, aunque la mayor homogeneidad parece encontrarse en los perfiles curvos. Por otra parte, a medida que se aumenta la reducción de área en el tubo, las tensiones de tracción son más acusadas, al mismo tiempo que se van desplazando a la zona media del espesor del tubo.

Respecto a los perfiles de matriz más adecuados para llevar a cabo el proceso desde el punto de vista de la minimización de las tensiones residuales, se lleva a cabo un estudio cuantitativo análogo al que se realizó en las variantes con mandril fijo o flotante, es decir, se registran los valores máximos y mínimos de  $\bar{\sigma}_z$ , quedando reflejados en la Tabla 6.9 los perfiles óptimos en cada caso.

Tabla 6.9. Perfiles óptimos de matriz desde el punto de vista de la minimización de tensiones residuales axiales para distintos valores de  $r$  y  $\mu$ .

$r$ (%)	$\mu$	Perfil óptimo de matriz en AISI-1010 ( $r_{ent}$ (mm) / arco circular)
20	0,01	10
	0,05	10
	0,10	10
	0,15	arco
	0,20	arco
30	0,01	10
	0,05	10
	0,10	10
	0,15	10
	0,20	arco
40	0,01	7
	0,05	arco
	0,10	arco
	0,15	arco
	0,20	10
50	0,01	1
	0,05	arco
	0,10	arco
	0,15	10
	0,20	arco

Si se consultan los resultados de las tensiones residuales axiales para el acero AISI-1010 en el estirado con mandril móvil del Apéndice II, se puede comprobar que aquellas presentan valores similares independientemente del perfil de matriz utilizado, siempre de tracción, de modo que se puede aseverar que la geometría de la matriz no influye de forma decisiva en la presencia de tensiones residuales axiales de mayor o menor valor. Aún así, y a la vista de los resultados mostrados en la Tabla 6.9, se puede afirmar que, en general:

- *Los perfiles de matriz, que minimizan las tensiones residuales en dirección axial en el estirado de tubo con mandril móvil son los que presentan un  $r_{ent}$  elevado o una forma de arco circular, aunque las diferencias encontradas para los distintos perfiles son reducidas.*

### 6.3.4. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista del desgaste

El análisis del desgaste en la matriz se efectúa en base a los resultados de la presión de contacto normal en la interfaz matriz-tubo, esto es, mediante la variable de salida *CPRESS* en Abaqus. En la Figura 6.52, se detallan los máximos de presión de contacto que, en este caso, son de valor similar tanto en la matriz como en el mandril.

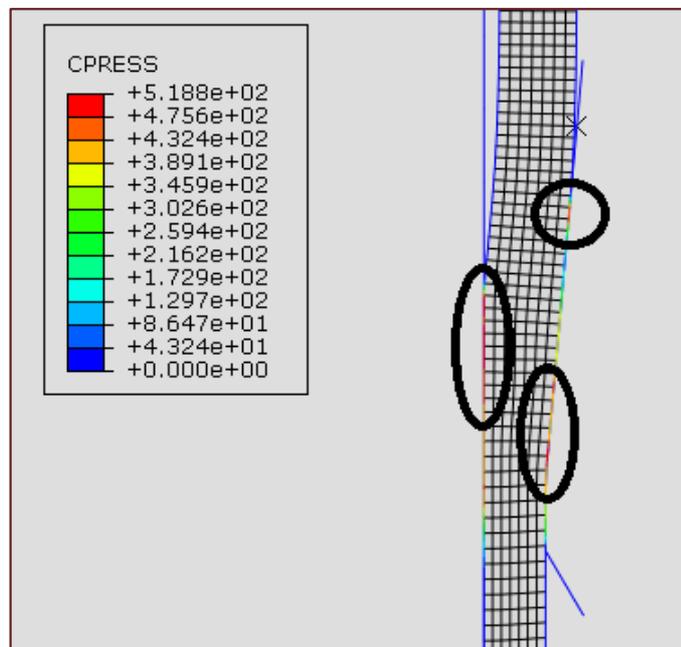


Figura 6.52. Presiones de contacto entre superficies matriz-tubo y tubo-mandril, detallando las zonas de máxima presión de contacto normal (AISI-1010;  $r = 20\%$ ;  $\alpha/\beta_{opt}$ ,  $\mu = 0,05$ ,  $r_{ent} = 10$  mm).

Para evaluar el comportamiento de la presión de contacto en función del perfil de matriz en esta variante de estirado, se representa la presión máxima frente a la geometría de matriz para una determinada reducción y distintos coeficientes de rozamiento. En las figuras 6.53 a 6.55 se pueden ver las gráficas para las reducciones del 20%, 30% y 40%, respectivamente, resaltando en cada caso el perfil óptimo, esto es, el que genera una menor presión en las interfaces.

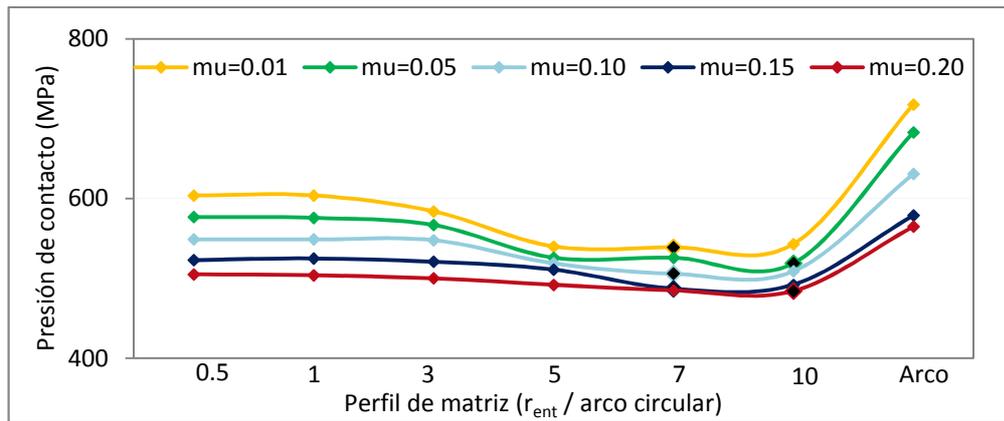


Figura 6.53. Presión de contacto máxima en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r=0,2$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

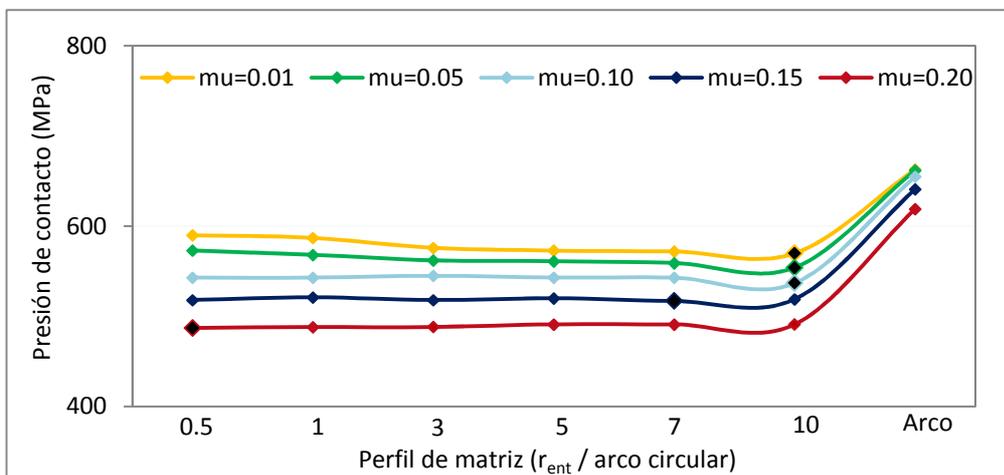


Figura 6.54. Presión de contacto máxima en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r=0,3$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

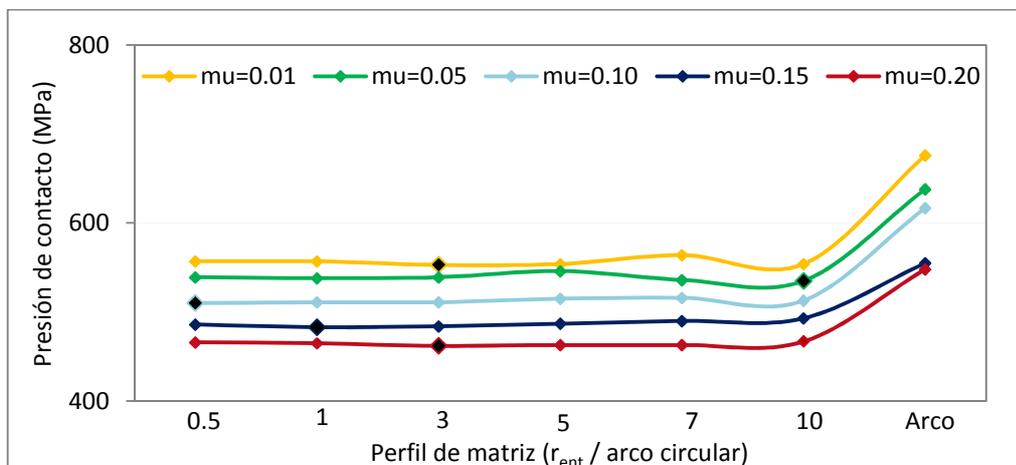


Figura 6.55. Presión de contacto máxima en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r=0,4$ ;  $\alpha/\beta$  ópt).

En las gráficas anteriores se observa cómo a medida que aumenta el coeficiente de rozamiento, la presión de contacto en las interfases se hace menor, lo que está en consonancia con las observaciones experimentales.

El comportamiento en función de la reducción de sección y del coeficiente de rozamiento es complejo. Cuando  $r=10\%$ , los mínimos de presión se sitúan en los perfiles cónico-cilíndricos de gran curvatura, pero para geometrías en forma de arco circular, la presión de contacto se hace muy elevada, lo que puede ser debido a la distorsión interna del material. Aunque el comportamiento general para el resto de reducciones es similar, no existe una tendencia definida respecto a los perfiles óptimos, más allá del hecho de que deben ser cónico-cilíndricos. En la Tabla 6.10 quedan reflejados los perfiles óptimos que minimizan la presión de contacto con el tubo, según las distintas reducciones de área y los diferentes coeficientes de rozamiento considerados en cada caso.

Tabla 6.10. Perfiles óptimos de matriz desde el punto de vista de la minimización del desgaste en la matriz para distintos valores de  $r$ ,  $\mu$  y  $\alpha/\beta_{opt}$ .

$r$ (%)	$\mu$	Perfil óptimo de matriz en AISI-1010 ( $r_{ent}$ (mm) / arco circular)
20	0,01	7
	0,05	10
	0,10	7
	0,15	7
	0,20	10
30	0,01	10
	0,05	10
	0,10	10
	0,15	7
	0,20	0,5
40	0,01	3
	0,05	10
	0,10	0,5
	0,15	1
	0,20	3
50	0,01	10
	0,05	7
	0,10	10
	0,15	1
	0,20	0,5

En definitiva, se puede concluir que:

- Aunque la casuística en la minimización de la presión de contacto en el estirado de tubo con mandril móvil es compleja, en todos los casos será más adecuado el empleo de

perfiles cónico-cilíndricos, cuyos radios de entrada dependerán de cada proceso particular.

### 6.3.5. Consideraciones finales sobre el perfil óptimo de matriz

En el estirado de tubo con mandril móvil, las geometrías curvas son las más adecuadas desde el punto de vista energético, aunque cuando el rozamiento es pequeño, las geometrías cónico-cilíndricas con radios de entrada elevados resultan ser las óptimas. Por su parte, la minimización de las tensiones residuales en el tubo se consigue también con perfiles curvos de matriz o, en su defecto, con perfiles cónico-cilíndricos con grandes curvaturas en el punto de inflexión. Finalmente, para reducir el desgaste en la matriz, los perfiles curvos son los menos indicados, siendo los cónico-cilíndricos los que generan una menor presión en las interfases, mediante el establecimiento de distintos valores de  $r_{ent}$  según sean las condiciones de reducción y rozamiento. En la Tabla 6.11 se ofrece un resumen global de los resultados obtenidos para esta variante de estirado.

Tabla 6.11. Perfiles óptimos de matriz desde los puntos de vista energético, de la minimización de la tensiones residuales, y de la minimización del desgaste en la matriz para distintos valores de  $r$  y  $\mu$ .

$r$ (%)	$\mu$	Perfil óptimo de matriz en AISI-1010 ( $r_{ent}$ (mm) / arco circular)		
		$F_{est}$	$\bar{\sigma}_z$	CPRESS
20	0,01	7	10	7
	0,05	10	10	10
	0,10	arco	10	7
	0,15	arco	arco	7
	0,20	arco	arco	10
30	0,01	10	10	10
	0,05	arco	10	10
	0,10	arco	10	10
	0,15	arco	10	7
	0,20	arco	arco	0,5
40	0,01	10	7	3
	0,05	arco	arco	10
	0,10	arco	arco	0,5
	0,15	10	arco	1
	0,20	arco	10	3
50	0,01	7	1	10
	0,05	arco	arco	7
	0,10	arco	arco	10
	0,15	arco	10	1
	0,20	arco	arco	0,5

## 6.4. Análisis de estirado de tubo sin mandril

### 6.4.1. Comparación de la carga de estirado

En el estirado de tubo sin mandril, la comparación de la  $F_{est}$  hallada en las simulaciones se debe realizar frente al SM. El comportamiento es el adecuado en la práctica totalidad de casos estudiados, pues el método de análisis local de tensiones acota inferiormente la carga, salvo cuando el coeficiente de rozamiento es  $\mu=0,01$ . Cabe recordar que, como se estableció en el Capítulo 5, la carga que predice el MEF podría estar sobredimensionada para valores elevados del rozamiento, consecuencia de no permitir la separación entre superficies de contacto durante la simulación.

En las figuras 6.56 a 6.59 se muestra la evolución de  $F_{est}$  en función de  $\mu$  según los dos métodos de análisis propuestos en este trabajo y para las distintas reducciones, incluyendo también los resultados obtenidos en el PFG mediante DEFORM™-F2, con el objetivo de comprobar la posible sobreestimación de la carga. En todos los casos, la carga de estirado por MEF está referida a la geometría de matriz con  $r_{ent}=0,5$  mm.

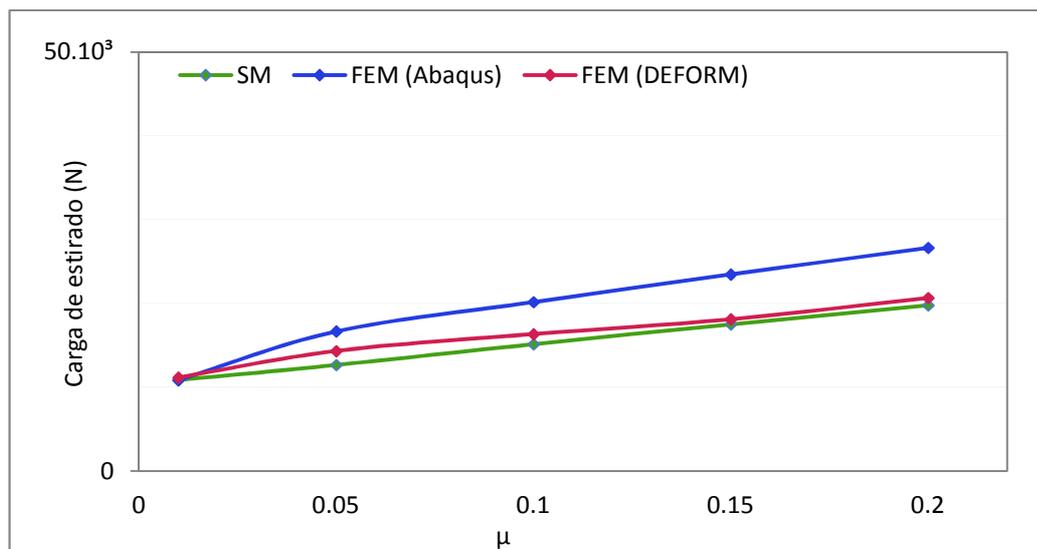


Figura 6.56. Carga de estirado frente a  $\mu$  por simulación y analíticamente (AISI-1010;  $r = 0,1$ ;  $\alpha_{opt}$ ).

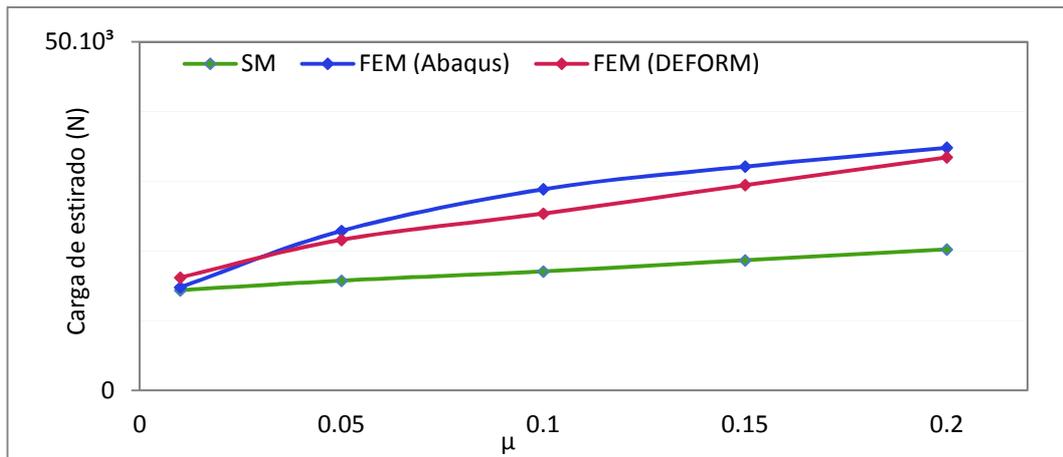


Figura 6.57. Carga de estirado frente a  $\mu$  por simulación y analíticamente (AISI-1010;  $r = 0,15$ ;  $\alpha_{\text{ópt}}$ ).

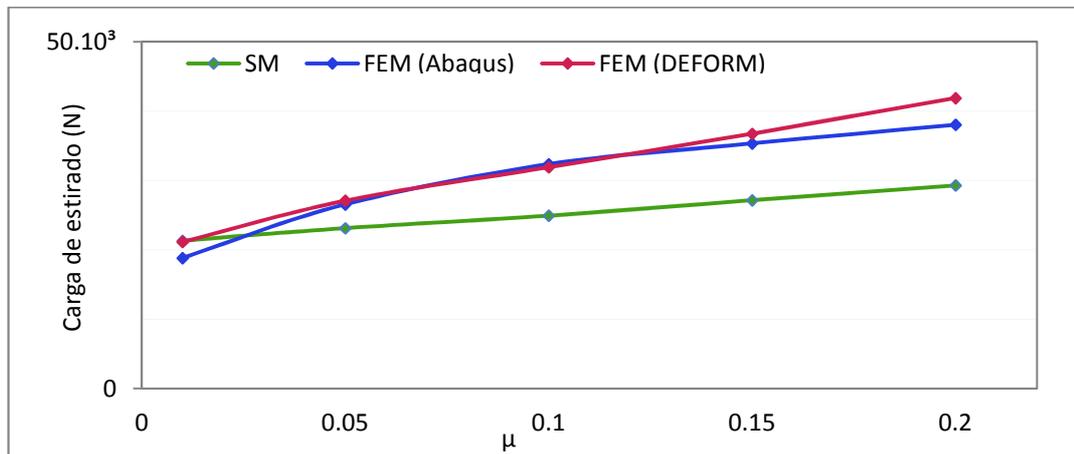


Figura 6.58. Carga de estirado frente a  $\mu$  por simulación y analíticamente (AISI-1010;  $r = 0,2$ ;  $\alpha_{\text{ópt}}$ ).

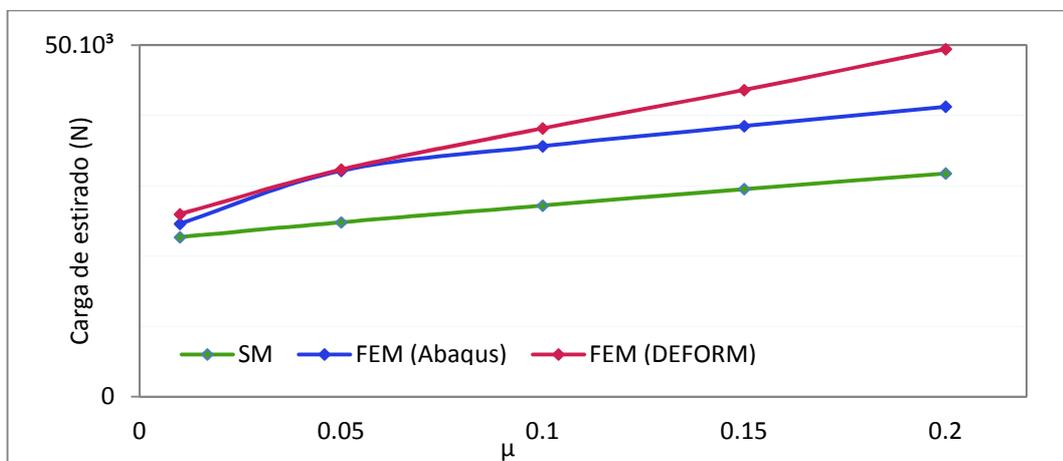


Figura 6.59. Carga de estirado frente a  $\mu$  por simulación y analíticamente (AISI-1010;  $r = 0,25$ ;  $\alpha_{\text{ópt}}$ ).

Como se desprende de las gráficas anteriores, las fuerzas de estirado obtenidas con Abaqus/Standard parecen ser satisfactorias, ya que, además de ser moderadamente superiores a las que predice el SM, son de una magnitud similar a las que se obtuvieron en el PFG.

#### 6.4.2. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista energético

Las simulaciones realizadas en el estirado de tubo sin mandril permiten construir las gráficas mostradas en las figuras 6.60 a 6.63, en las que se representa la  $F_{est}$  en función de la geometría de matriz, considerando las distintas reducciones y coeficientes de rozamiento. El objetivo es, nuevamente, analizar cuál es el perfil óptimo en cada caso.

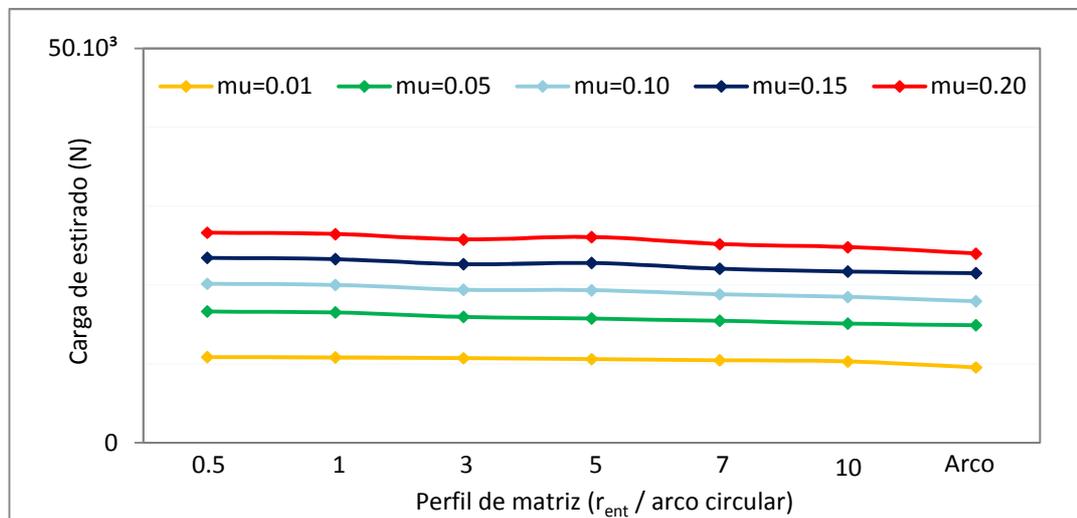


Figura 6.60. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r = 0,1$ ;  $\alpha_{\text{ópt}}$ ).

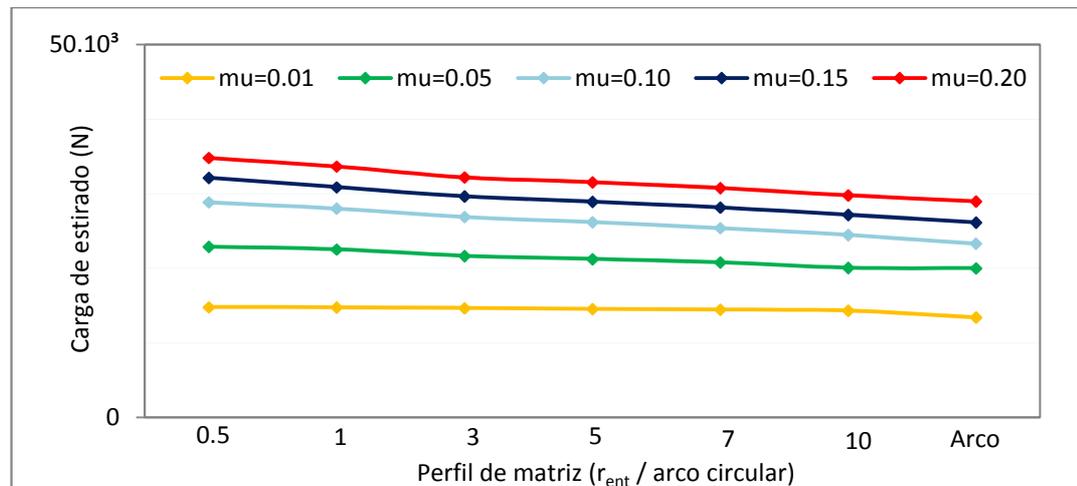


Figura 6.61. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r = 0,15$ ;  $\alpha_{\text{ópt}}$ ).

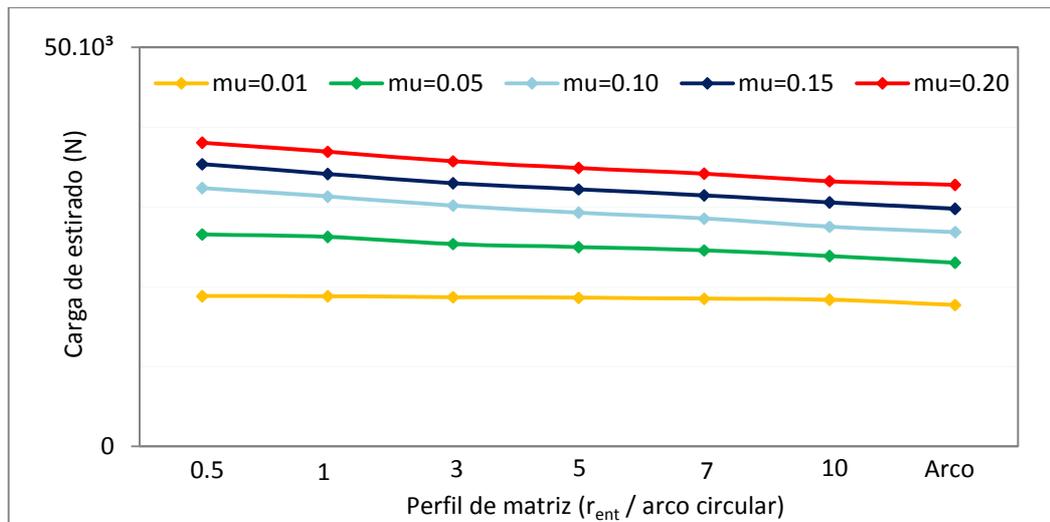


Figura 6.62. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r = 0,2$ ;  $\alpha_{\text{ópt}}$ ).

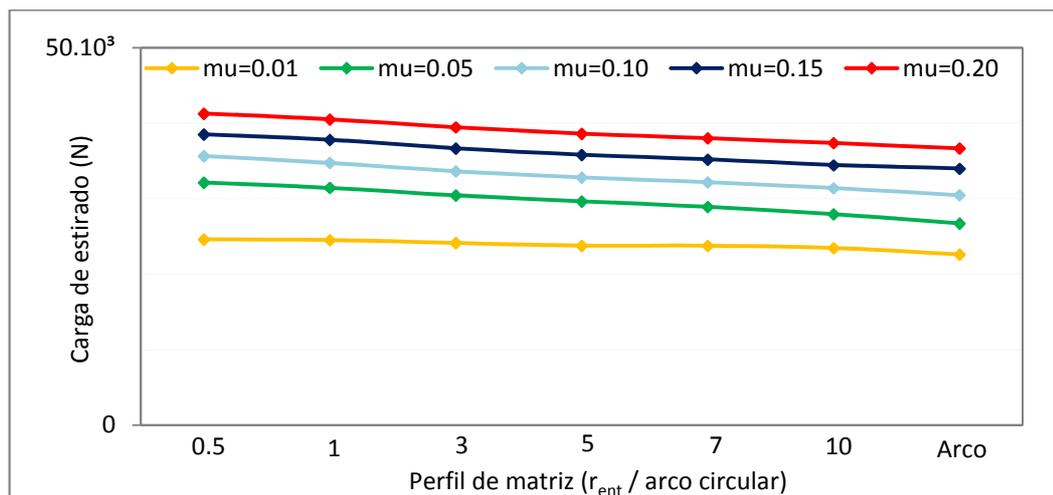


Figura 6.63. Carga de estirado en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r = 0,25$ ;  $\alpha_{\text{ópt}}$ ).

De las figuras anteriores se deduce lo siguiente:

- *Como norma absolutamente general, los perfiles curvos de matriz son los óptimos desde el punto de vista energético en el estirado de tubo sin mandril. Además, a medida que aumenta la reducción de área, las diferencias entre las cargas de estirado para perfiles cónico-cilíndricos con radios de entrada bajos y las relativas a perfiles curvos se van haciendo más acusadas.*

Aunque a la vista de las figuras 6.60 a 6.63, resulta claro que en todos los casos el perfil en forma de arco circular es el más adecuado para reducir la fuerza de estirado, en la Tabla 6.12 se indican los perfiles óptimos energéticamente, siguiendo la misma tónica que en el análisis de las variantes de estirado con mandril.

Tabla 6.12. Perfiles óptimos de matriz desde el punto de vista energético para distintos valores de  $r$  y  $\mu$ .

$r$ (%)	$\mu$	Perfil óptimo de matriz en AISI-1010 ( $r_{ent}$ (mm) / arco circular)
10	0,01	arco
	0,05	arco
	0,10	arco
	0,15	arco
	0,20	arco
15	0,01	arco
	0,05	arco
	0,10	arco
	0,15	arco
	0,20	arco
20	0,01	arco
	0,05	arco
	0,10	arco
	0,15	arco
	0,20	arco
25	0,01	arco
	0,05	arco
	0,10	arco
	0,15	arco
	0,20	arco

#### 6.4.3. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista de las tensiones residuales

En el apartado 6.3.3 se comprobó cómo las tensiones residuales que induce en el tubo el estirado con mandril móvil son inferiores a las generadas en los estirados con mandril fijo y flotante. En este apartado, se comprobará que el estirado de tubo sin mandril es el que provoca unas tensiones residuales de mayor valor una vez finalizado el proceso, consecuencia de la gran deformación que conlleva la inexistencia de herramienta interna (Yoshida y Furuya, 2004).

En la Figura 6.64 se pueden observar las tensiones residuales generadas en el tubo al final del proceso para un caso particular de los simulados ( $r=20\%$ ;  $\alpha_{opt}$ ,  $\mu=0,01$ ,  $r_{ent}=0,5\text{mm}$ ). A partir del mismo sistema de referencia adoptado en los procesos con mandril,  $\bar{\sigma}_r$  coincidirá con S11 (dirección  $x$ ),  $\bar{\sigma}_z$  coincidirá con S22 (dirección  $y$ ), y  $\bar{\sigma}_\theta$  coincidirá con S33 (dirección  $z$ ).

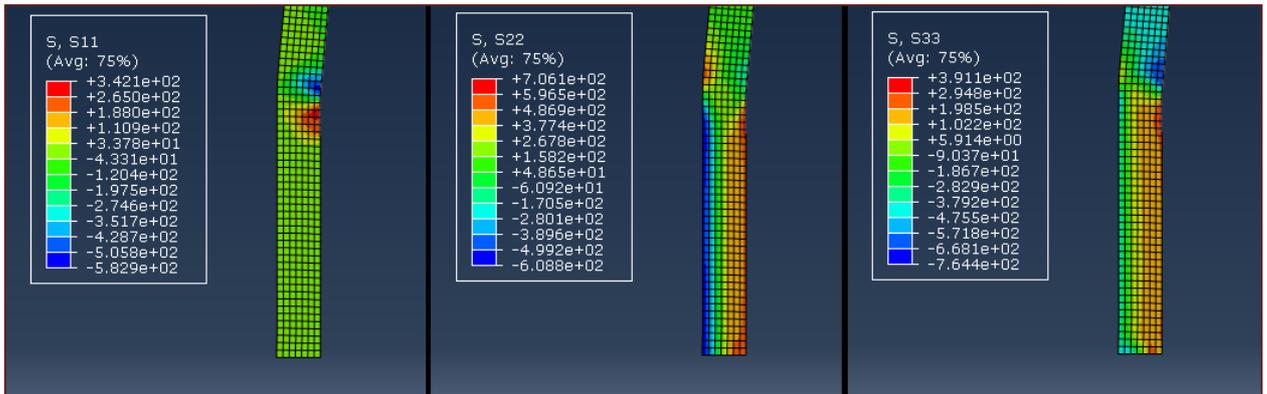


Figura 6.64. Tensiones residuales en el tubo estirado (AISI-1010;  $r = 20\%$ ;  $\alpha_{opt}, \mu = 0,01$ ;  $r_{ent} = 0,5$  mm). Izquierda: dirección radial; centro: dirección axial; derecha: dirección circunferencial.

En la figura anterior, se observa que las tensiones residuales en dirección radial (SS1) son del orden de los 40MPa, de modo que se pueden despreciar; las tensiones residuales en dirección axial (S22) son de tracción en la superficie exterior del tubo (del orden de los 600MPa) y de compresión en la superficie interior (del orden también de los 600MPa); por su parte, las tensiones residuales en dirección circunferencial (S33) son también de tracción en la superficie externa del tubo (del orden de los 200MPa) y de compresión en la superficie interior (del orden también de unos 200MPa). Puesto que las condiciones de estirado son las mismas que las consideradas en la Figura 6.18 para el estirado con mandril fijo o flotante, y en la Figura 6.47 para el estirado con mandril móvil, se puede concluir que:

- *El estirado sin mandril es el que induce las mayores tensiones residuales en el tubo una vez finalizado el proceso, seguido de las variantes con mandril fijo y flotante, mientras que el estirado con mandril móvil es el que provoca las tensiones residuales de menor valor.*

Al mismo tiempo, observando las figuras 6.18, 6.47 y 6.64, también se comprueba que:

- *El estirado sin mandril es el que induce unas distribuciones de tensiones residuales axiales y circunferenciales menos homogéneas, siendo de tracción en la superficie exterior del tubo y de compresión en la interior. En el estirado con mandril fijo o flotante, este comportamiento también se presenta, aunque menos acusado. Por su parte, el estirado con mandril móvil es el que presenta las distribuciones más homogéneas, tanto en dirección axial como circunferencial.*

En lo que respecta al comportamiento de las tensiones residuales en dirección axial en función del perfil de matriz, se presentan las figuras 6.65 a 6.68, eligiendo aleatoriamente diferentes condiciones de rozamiento para cada reducción de sección.

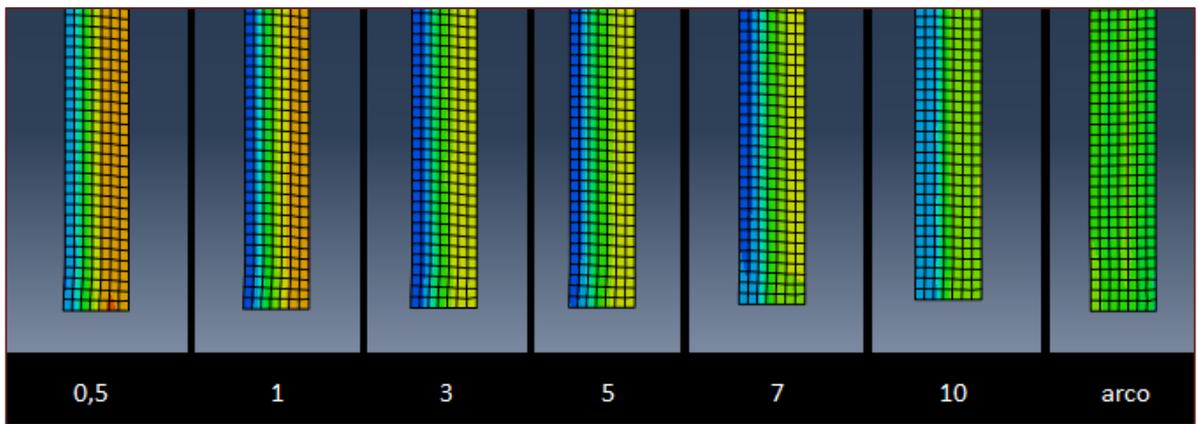


Figura 6.65. Tensiones residuales en dirección axial en el tubo estirado (AISI-1010;  $r = 10\%$ ;  $\alpha_{opt}$ ,  $\mu = 0,05$ ) en función del perfil de matriz.

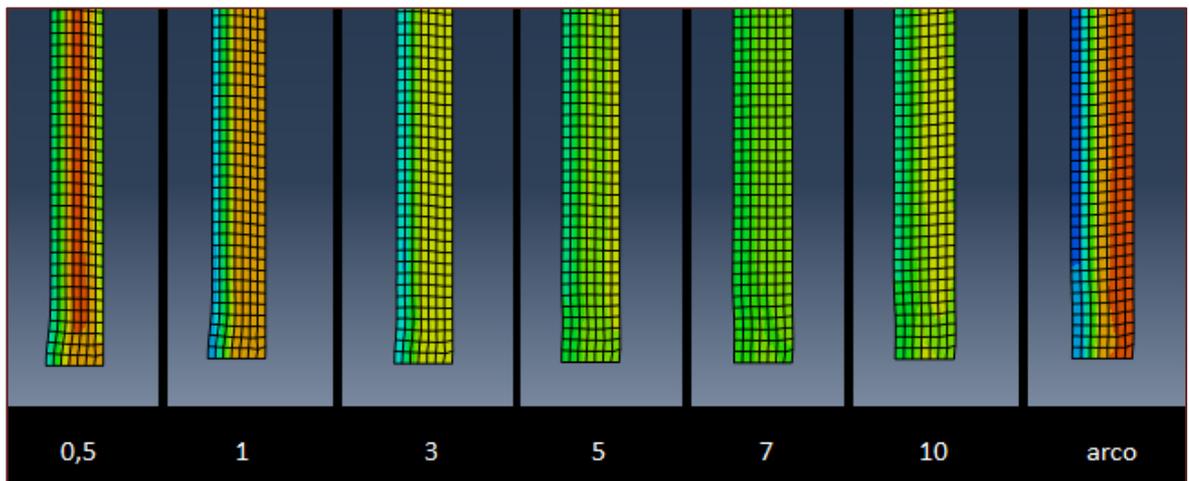


Figura 6.66. Tensiones residuales en dirección axial en el tubo estirado (AISI-1010;  $r = 15\%$ ;  $\alpha_{opt}$ ,  $\mu = 0,20$ ) en función del perfil de matriz.

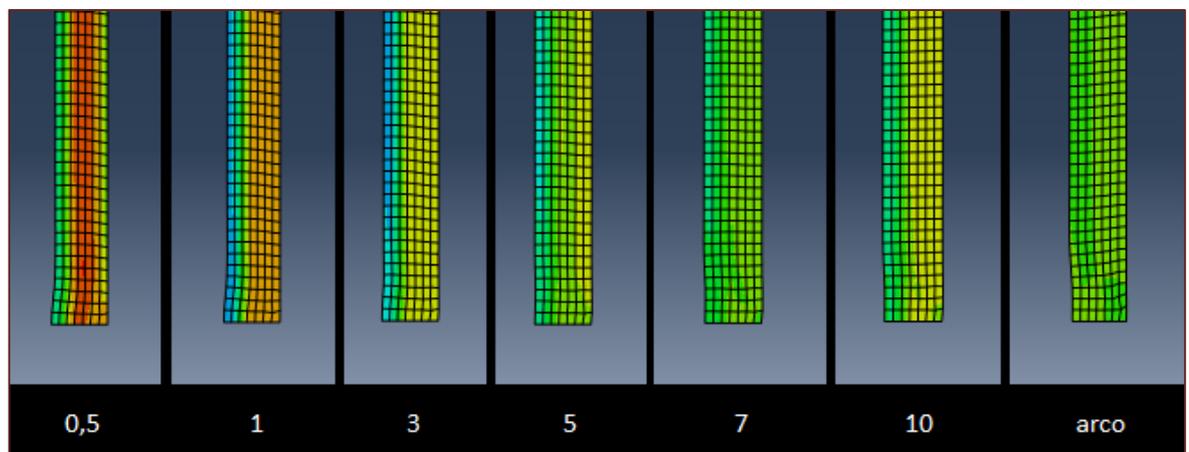


Figura 6.67. Tensiones residuales en dirección axial en el tubo estirado (AISI-1010;  $r = 20\%$ ;  $\alpha_{opt}$ ,  $\mu = 0,10$ ) en función del perfil de matriz.

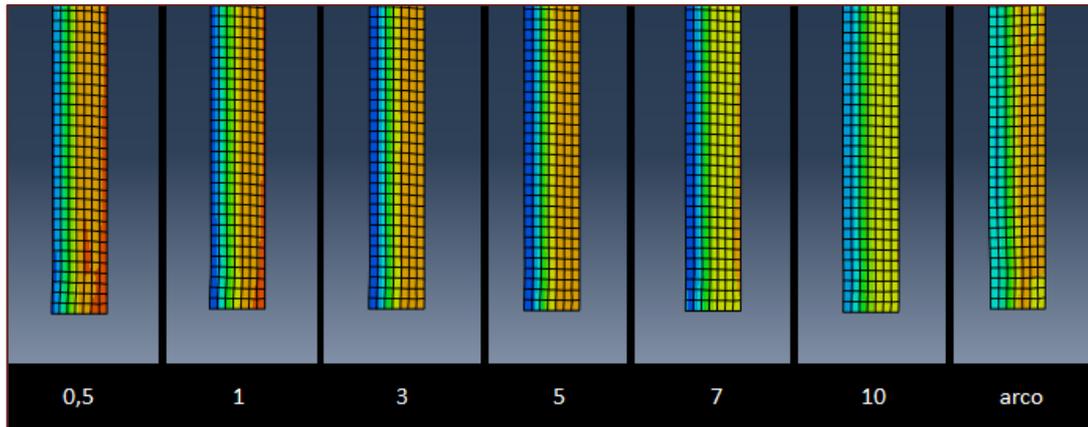


Figura 6.68. Tensiones residuales en dirección axial en el tubo estirado (AISI-1010;  $r = 25\%$ ;  $\alpha_{\text{opt}}, \mu = 0,01$ ) en función del perfil de matriz.

Analizando las figuras anteriores, se observa que en tres de los cuatro casos planteados (para reducciones del 10%, 20% y 25%) los perfiles curvos permiten obtener una distribución más homogénea de tensiones residuales. En el caso de una reducción del 15%, el perfil que distribuye más homogéneamente las tensiones residuales axiales no es el curvo, sino el que tiene un  $r_{\text{ent}}=7\text{mm}$ . De hecho, el perfil en forma de arco circular es el que genera las tensiones de tracción y compresión más importantes en las superficies exterior e interior del tubo, respectivamente.

Para hallar los perfiles de matriz más adecuados desde el punto de vista de la minimización de las tensiones residuales, se lleva a cabo un estudio cuantitativo análogo al que se realizó en las variantes con mandril. En la Tabla 6.13 se muestran los perfiles óptimos en cada caso.

Tabla 6.13. Perfiles óptimos de matriz desde el punto de vista de la minimización de tensiones residuales axiales para distintos valores de  $r$  y  $\mu$ .

$r$ (%)	$\mu$	Perfil óptimo de matriz en AISI-1010 ( $r_{\text{ent}}$ (mm) / arco circular)
10	0,01	arco
	0,05	arco
	0,10	arco
	0,15	arco
	0,20	arco
15	0,01	10
	0,05	arco
	0,10	7
	0,15	7
	0,20	7
20	0,01	10
	0,05	arco
	0,10	arco
	0,15	arco
	0,20	7

25	0,01	arco
	0,05	arco
	0,10	7
	0,15	7
	0,20	arco

Como se desprende de la tabla anterior, se puede afirmar lo siguiente:

- *Los perfiles de matriz que minimizan las tensiones residuales en dirección axial en el estirado de tubo sin mandril son los que presentan la forma de arco circular, o bien aquellos que cuentan con un  $r_{ent}$  elevado, independientemente de la reducción de sección y del coeficiente de rozamiento considerados.*

#### 6.4.4. Análisis del perfil de matriz más adecuado desde el punto de vista del desgaste

Como en las variantes con mandril, el análisis del desgaste en la matriz se efectúa en base a los resultados de la presión de contacto normal en la interfaz matriz-tubo, esto es, mediante la variable de salida *CPRESS* en Abaqus. En la Figura 6.69, se detallan los máximos de presión de contacto, localizados a la entrada de la zona de deformación.

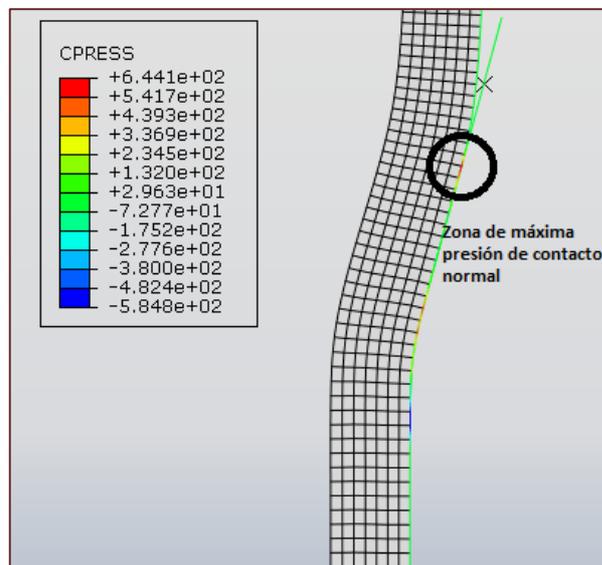


Figura 6.69. Presiones de contacto en la interfase matriz-tubo, detallando la zona de máxima presión de contacto normal (AISI-1010;  $r = 20\%$ ;  $\alpha_{\text{ópt}}$ ,  $\mu = 0,05$ ,  $r_{\text{ent}} = 10$  mm).

La evaluación de la variable *CPRESS* en función del perfil de matriz para distintas reducciones y valores de  $\mu$  se puede ver en las figuras 6.70 a 6.72, en las que se resalta el perfil que genera las menores presiones de contacto en cada caso.

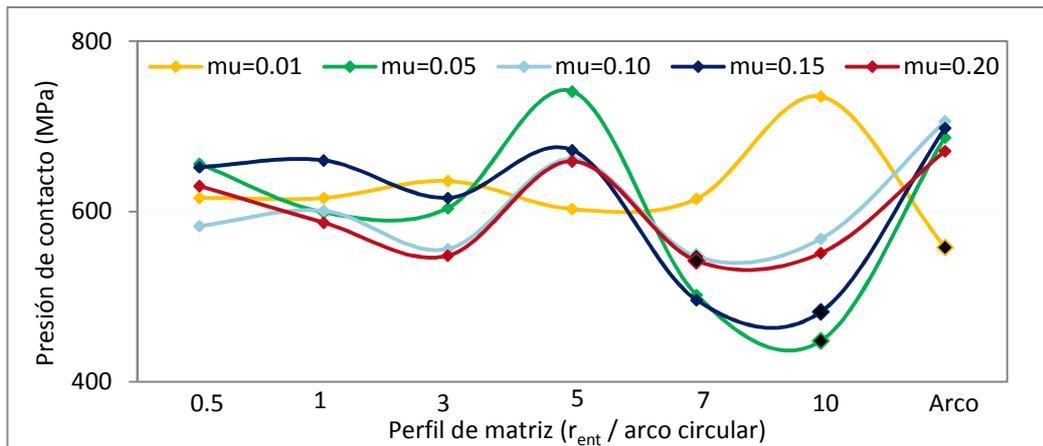


Figura 6.70. Presión de contacto máxima en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r=0,1$ ;  $\alpha$  ópt).

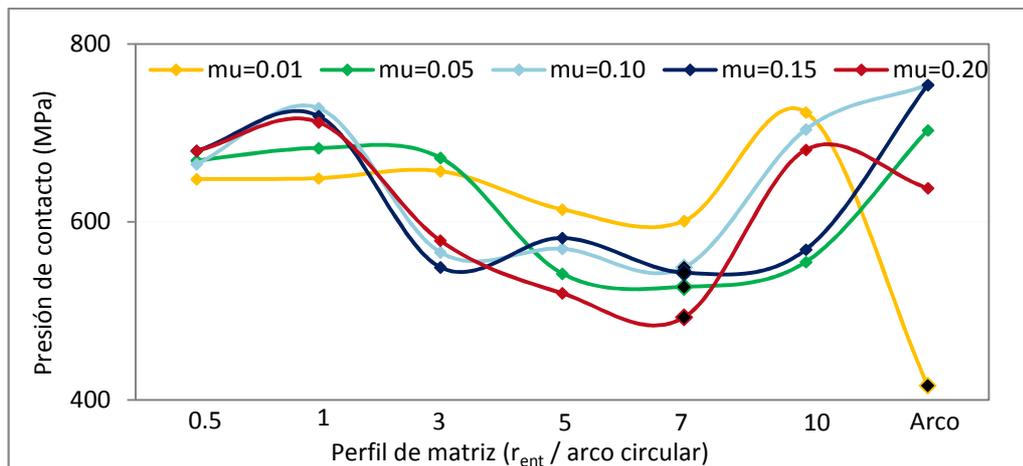


Figura 6.71. Presión de contacto máxima en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r=0,15$ ;  $\alpha$  ópt).

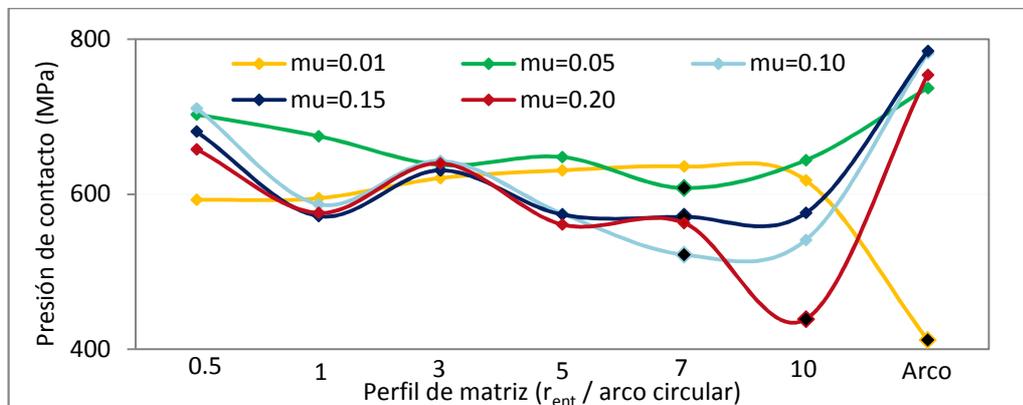


Figura 6.72. Presión de contacto máxima en función del perfil de matriz para distintos valores de  $\mu$  (AISI-1010;  $r=0,2$ ;  $\alpha$  ópt).

En las gráficas anteriores se observan diferentes tendencias en función del coeficiente de rozamiento, lo que es debido a que según sea el valor de  $\alpha_{\text{opt}}$ , el mínimo de presión de contacto se presentará para distintas geometrías de matriz. Por ejemplo, en la Figura 6.70 la curva para  $\mu=0,01$  es completamente diferente a las curvas para el resto de coeficientes de rozamiento, consecuencia de que en el primer caso  $\alpha_{\text{opt}}=5^\circ$ , mientras que en el resto de casos  $\alpha_{\text{opt}}=10^\circ$ . Pese a ello, en todas las situaciones las geometrías de matriz que minimizan la presión de contacto son siempre las curvas o aquellas con  $r_{\text{ent}}$  elevados, lo que queda reflejado en la Tabla 6.14.

Tabla 6.14. Perfiles óptimos de matriz desde el punto de vista de la minimización del desgaste en la matriz para distintos valores de  $r$ ,  $\mu$  y  $\alpha_{\text{opt}}$ .

$r$ (%)	$\mu$	Perfil óptimo de matriz en AISI-1010 ( $r_{\text{ent}}$ (mm) / arco circular)
10	0,01	arco
	0,05	10
	0,10	7
	0,15	10
	0,20	7
15	0,01	arco
	0,05	7
	0,10	7
	0,15	7
	0,20	7
20	0,01	arco
	0,05	7
	0,10	7
	0,15	7
	0,20	10
25	0,01	7
	0,05	5
	0,10	5
	0,15	5
	0,20	10

#### 6.4.5. Consideraciones finales sobre el perfil óptimo de matriz

En el estirado de tubo sin mandril, las geometrías curvas son, para todas las condiciones de estirado, las más adecuadas desde el punto de vista energético, más aun a medida que aumenta la reducción de sección. Por su parte, la minimización de las tensiones residuales axiales en el tubo se consigue también con perfiles curvos de matriz o, en su defecto, con perfiles cónico-cilíndricos con importantes curvaturas en el punto de inflexión. Por último, para reducir el desgaste en la matriz, los perfiles óptimos siempre presentan valores elevados de  $r_{\text{ent}}$  e incluso geometrías en forma de arco circular, dependiendo de cuál sea el semiángulo óptimo de matriz en cada caso. En la Tabla 6.15 se ofrece un resumen de los perfiles óptimos según los diferentes puntos de vista estudiados.

Tabla 6.15. Perfiles óptimos de matriz desde los puntos de vista energético, de la minimización de la tensiones residuales, y de la minimización del desgaste en la matriz para distintos valores de  $r$ ,  $\mu$  y  $\alpha_{\text{ópt}}$ .

$r$ (%)	$\mu$	Perfil óptimo de matriz en AISI-1010 ( $r_{\text{ent}}$ (mm) / arco circular)		
		$F_{\text{est}}$	$\bar{\sigma}_z$	CPRESS
10	0,01	arco	arco	arco
	0,05	arco	arco	10
	0,10	arco	arco	7
	0,15	arco	arco	10
	0,20	arco	arco	7
15	0,01	arco	10	arco
	0,05	arco	arco	7
	0,10	arco	7	7
	0,15	arco	7	7
	0,20	arco	7	7
20	0,01	arco	10	arco
	0,05	arco	arco	7
	0,10	arco	arco	7
	0,15	arco	arco	7
	0,20	arco	7	10
25	0,01	arco	arco	7
	0,05	arco	arco	5
	0,10	arco	7	5
	0,15	arco	7	5
	0,20	arco	arco	10

# CAPÍTULO 7. CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS

## 7.1. Conclusiones de carácter general

En este trabajo se ha llevado a cabo un extenso estudio del proceso de estirado de tubo en frío, tanto de la variante sin mandril como de las tipologías que emplean mandril, con el objetivo principal de optimizar el diseño de matrices, lo que conlleva un aumento en la eficiencia del proceso. Los procesos de estirado con mandril fijo y flotante han sido analizados más pormenorizadamente, debido, por un lado, a que se trata de los procesos de estirado de tubo con mayor importancia tecnológica, y por otro lado, porque se ha explorado el comportamiento frente a estos procesos de una serie de aceros avanzados de alta resistencia (DP600, DP800 y TRIP780), un tipo de materiales cuya importancia a nivel industrial está creciendo de forma considerable en los últimos años, especialmente en la industria de la automoción.

Tras un capítulo introductorio en el que se presentaron los principales objetivos del trabajo y el contexto en el cual se ha desarrollado, se efectuó, en el Capítulo 2, una breve descripción de los principales métodos de conformado de tubo, tanto en frío como en caliente, prestando especial atención al proceso de estirado y a los principales parámetros de los que depende. El Capítulo 3 también se realiza desde un enfoque descriptivo, estableciendo las principales características, propiedades y aplicaciones de los AHSS. Posteriormente, en el Capítulo 4 se presentaron algunos conceptos teóricos básicos en los ámbitos de la elasticidad y la plasticidad, con el objeto de adquirir una serie de fundamentos vitales para poder abordar con seguridad el proceso de estirado de tubo en frío. En ese mismo capítulo, se estudiaron los distintos métodos clásicos de análisis del estirado de tubo (el método de análisis local de tensiones, SM, y el método del límite superior, UBM), que han constituido la base comparativa necesaria durante el resto del trabajo. Dicha base comparativa está relacionada con los resultados obtenidos en los capítulos 5 y 6 a partir de la simulación de las diferentes tipologías de estirado de tubo. El Capítulo 5 se ocupó de desarrollar una metodología adecuada y muy detallada para la modelización del proceso mediante un software FEA de propósito general, la versión académica de Abaqus. Por su parte, en el Capítulo 6 se presentaron los resultados y las distintas conclusiones que se derivan de los mismos para las cuatro variantes de estirado de tubo, conclusiones particulares que serán analizadas nuevamente en el siguiente apartado.

El análisis del proceso se ha realizado mediante la simulación por elementos finitos, empleando Abaqus/Standard. Se partió de una serie de combinaciones óptimas de semiángulos de matriz y mandril (para mandril fijo y flotante), o de semiángulos óptimos de matriz (para mandril móvil y sin mandril), que fueron desarrolladas en el PFG del autor mediante el empleo del programa DEFORM<sup>TM</sup>-F2, comprobando la conveniencia en la utilización de distintas

curvaturas para los perfiles de matriz con el objetivo de optimizar el proceso desde tres puntos de vista: la minimización de la carga de estirado, la minimización de las tensiones residuales, en especial en sentido axial, y la minimización del desgaste en el matriz, por disminución de la presión de contacto en la interfase matriz-tubo.

Los resultados obtenidos, permiten que, de modo general, se puedan extraer las siguientes conclusiones:

- El estirado de tubo en frío es un proceso de conformado por deformación plástica de gran importancia industrial. Aunque tradicionalmente se identifica dicho proceso, en todas sus variantes, como aplicable a tubos sin costura, en la actualidad se ejecuta indistintamente sobre tubos con o sin costura, derivando en lo que se denomina tubo DOM, de inmensa aplicabilidad en numerosos campos de la ingeniería. Ejemplos de tubos DOM con costura son los tubos de AHSS.
- El estudio de los aceros avanzados de alta resistencia permite comprobar la creciente importancia de estos materiales en distintos sectores industriales. Además, se puede prever que dicha importancia irá en aumento en los próximos años, tanto a nivel particular en la industria automotriz como a nivel general por su expansión hacia otros campos de la ingeniería. La razón es que combinan una elevada resistencia mecánica con una adecuada ductilidad, lo que, junto a su precio moderado, les hace susceptibles de ser utilizados en numerosas aplicaciones, especialmente en aquellas en las que la reducción de peso sea un factor vital.
- La no disponibilidad de resultados experimentales ha hecho imprescindible la utilización de métodos analíticos como base comparativa de los resultados obtenidos en la simulación. En concreto, se ha revisado el método de análisis local de tensiones aplicado a las cuatro variantes de estirado de tubo y, por otro lado, se han desarrollado expresiones alternativas aplicando el método del límite superior a los estirados con mandril, cuya validez ha quedado demostrada, pues, en la mayoría de los casos estudiados la carga de estirado calculada analíticamente acota superior (UBM) e inferiormente (SM) la obtenida mediante simulación. Se demuestra así el potencial que presentan los métodos clásicos de análisis como medios preliminares que permiten establecer una estimación moderadamente precisa de la energía necesaria para ejecutar un determinado proceso de estirado de tubo, siendo cálculos de reducida complejidad y que pueden realizarse con suma rapidez.
- La aplicación del método de los elementos finitos se ha fundamentado en un completo estudio de las distintas variables involucradas en el proceso de estirado de tubo en frío. La utilización de un software de propósito general aumenta la complejidad durante la modelización respecto, por ejemplo, al software utilizado en el PFG (DEFORM<sup>TM</sup>-F2); sin embargo, las posibilidades que ofrece Abaqus son inmensas, tanto durante el modelado como a la hora de analizar los resultados. En este trabajo se han explorado numerosas variables en el estirado de tubo, tales como carga de estirado, presiones de contacto, tensiones residuales axiales, circunferenciales y radiales, tensiones y deformaciones efectivas, etc. Se puede comprobar de este modo la gran cantidad de información de proceso que se puede obtener con el MEF, lo que sería imposible de conseguir mediante experimentación.

- Para el estudio de las cuatro variantes de estirado de tubo se ha empleado la misma base dimensional, permitiendo realizar un completo estudio, tanto cualitativo como cuantitativo, ya que se ha partido en todos los casos de las mismas dimensiones iniciales de tubo, quedando las dimensiones finales definidas por la reducción de área aplicada. En el estirado con mandril fijo y con mandril flotante, se puede concluir que, en general, la elección de una determinada geometría de matriz es función de las condiciones de proceso y de la minimización particular que se quiera hacer de una variable de interés. Por ejemplo, para pequeñas reducciones y rozamiento moderado será más conveniente un perfil que presente un punto de inflexión en la parte media de la zona de deformación si se quiere reducir la carga, mientras que resultará más adecuado un perfil en forma de arco circular si lo que se pretende es minimizar la presión de contacto en la interfaz matriz-tubo. Además, se debe tener en cuenta que, aunque en general el comportamiento es muy similar para los distintos aceros simulados (convencional y AHSS), cada material presenta su respectiva combinación óptima de perfiles dependiendo del punto de vista desde el que se esté analizando el proceso.
- En el estirado con mandril, móvil los perfiles de matriz más adecuados son los que presentan elevados valores de  $r_{ent}$ , o bien los perfiles en forma de arco de circular. Este comportamiento es independiente de la reducción de sección y del coeficiente de rozamiento, aunque para la minimización del desgaste en la matriz el comportamiento de los perfiles óptimos es complejo y resulta complicado encontrar una tendencia definida. Además, se comprueba que para unas mismas condiciones de estirado ( $r$ ,  $\mu$  y material), el estirado de tubo con mandril móvil necesita menor carga para llevar a cabo el proceso que los estirados con mandril fijo o flotante.
- Finalmente, en el estirado sin mandril, los perfiles óptimos siempre son en forma de arco circular, especialmente para la minimización de la carga de estirado, o en su defecto, con un elevado radio de entrada, comportamiento que es independiente de la reducción de sección y del rozamiento, lo que permite asumir que perfiles curvos reducen la distorsión interna del material cuando no existe herramienta interna en el estirado de tubo.

## 7.2. Conclusiones de carácter particular

A continuación, se da una visión más particular de los resultados obtenidos en el desarrollo del presente trabajo, conclusiones que están en consonancia con las presentadas en el capítulo anterior.

- La carga de estirado necesaria para ejecutar un determinado proceso de estirado de tubo aumenta a medida que aumenta el coeficiente de rozamiento, independientemente de la utilización o no de un mandril interno, es decir, esta afirmación es válida para las cuatro variantes de estirado. Además, como era de esperar, los tubos de AHSS necesitan mayores cargas de estirado respecto al acero convencional AISI-1010.
- En el estirado de tubo con mandril fijo y flotante, con el objetivo de minimizar la carga de estirado, a medida que aumenta la reducción de sección resulta más adecuado el empleo de

una matriz con menor radio de curvatura en la transición cónico-cilíndrica. Este comportamiento es independiente del coeficiente de rozamiento considerado en el proceso, salvo en el caso de pequeñas reducciones, dónde los perfiles curvos resultan ser óptimos.

Como consecuencia de lo anterior, se puede decir que para pequeños valores de  $r$  y  $\mu$ , el efecto de la distorsión interna favorece la utilización de perfiles de matriz curvos (esto resulta interesante, ya que estas son las condiciones de estirado de tubos de AHSS). Por su parte, para valores más elevados de  $r$  y/o  $\mu$ , la distorsión interna adquiere un efecto contrario, es decir, serán más adecuados los perfiles cónico-cilíndricos con, en general, radios de entrada bajos (esto puede resultar interesante para el estirado de tubos sin costura de aceros convencionales).

- En el estirado de tubo con mandril móvil, los perfiles de matriz más adecuados desde el punto de vista energético son los curvos, independientemente de la reducción de área. Además, a medida que aumenta el coeficiente de rozamiento, el efecto es más acusado, minimizando aún más los perfiles curvos la carga de estirado, lo que significa que, en este caso, la distorsión interna favorece la utilización de perfiles de matriz curvos.  
Por otra parte, las diferencias en las cargas de estirado para un mismo valor de  $r$  y distintos valores de  $\mu$  se hacen cada vez más pequeñas a medida que aumenta la reducción de área, lo que está en consonancia con la suposición teórica de que el estirado con mandril móvil se lleva a cabo en ausencia de rozamiento.
- En el estirado de tubo sin mandril, los perfiles curvos son los óptimos desde el punto de vista energético en todos los casos, es decir, independientemente de los valores de  $r$  y de  $\mu$  considerados. Además, a medida que aumenta la reducción de área, las diferencias entre las cargas de estirado para perfiles cónico-cilíndricos con radios de entrada bajos y las relativas a perfiles curvos se van haciendo más acusadas. Esto significa que, en este caso, la distorsión interna se minimiza cuando el perfil de matriz presenta una geometría curva.
- En el estirado de tubo con mandril fijo y flotante, en general, a medida que aumenta la curvatura del perfil de la matriz, la contribución de ésta a la carga total de estirado se hace menor, mientras que la contribución del mandril a la carga total se hace mayor, independientemente del semiángulo de mandril utilizado.  
Por su parte, en el estirado de tubo con mandril móvil el efecto es contrario, es decir, a mayor curvatura de perfil de matriz mayor será la contribución de ésta a la carga total, mientras que la contribución del mandril se va haciendo menor. En este caso, también resulta independiente el semiángulo de mandril utilizado, que será igual a  $0^\circ$  en todos los casos.
- En el estirado de tubo con mandril fijo y flotante, las distribuciones más homogéneas de tensiones residuales axiales y circunferenciales se consiguen, de forma general, mediante la utilización de perfiles de matriz curvos. Además, este tipo de perfiles es el que minimiza la presencia de tensiones residuales en dirección axial, independientemente de los valores de  $r$  y  $\mu$ , y del tipo de material.  
En lo que respecta al estirado de tubo con mandril móvil, los perfiles de matriz que minimizan las tensiones residuales en dirección axial son también los que presentan un  $r_{ent}$  elevado o una forma de arco circular.

En el caso del estirado de tubo sin mandril, los perfiles que minimizan las tensiones residuales en dirección axial son igualmente los curvos, tanto en forma de arco circular o con valores elevados de  $r_{ent}$ , independientemente de  $r$  y de  $\mu$ .

- En el estirado de tubo con mandril fijo y flotante, la distribución de tensiones residuales en dirección axial está fuertemente influenciada por  $r$ ,  $\mu$ , y por la geometría de la matriz; sin embargo, la distribución de tensiones residuales circunferenciales se puede considerar independiente de  $r$  y de  $\mu$ , e incluso de la geometría de la matriz.
- En el estirado de tubo con mandril fijo y flotante, valores altos de  $r$  y  $\mu$  inducen en el tubo estirado tensiones residuales axiales únicamente de tracción, comportamiento que también se observa cuando  $r$  es muy elevado, independientemente del valor del coeficiente de rozamiento.
- El estirado de tubo sin mandril es el que induce las mayores tensiones residuales en el tubo una vez finalizado el proceso, seguido de las variantes con mandril fijo y flotante, mientras que el estirado con mandril móvil es el que provoca las tensiones residuales de menor valor. Además, el estirado sin mandril es el que induce unas distribuciones de tensiones residuales axiales y circunferenciales menos homogéneas, siendo de tracción en la superficie exterior del tubo y de compresión en la interior. En el estirado con mandril fijo o flotante, este comportamiento también se presenta, aunque menos acusado. Por su parte, el estirado con mandril móvil es el que presenta las distribuciones más homogéneas, tanto en dirección axial como circunferencial.
- En el estirado de tubo con mandril fijo y flotante, cuando la reducción de área es pequeña, resulta adecuada la utilización de un perfil curvo para minimizar las presiones de contacto con el tubo, salvo en el caso de un rozamiento mínimo, donde es más apropiado el empleo de un perfil cónico-cilíndrico con radios de entrada reducidos. A medida que va aumentando la reducción, siguen resultando más apropiados los perfiles cónico-cilíndricos, independientemente del coeficiente de rozamiento y del material, aunque sin una posición definida del punto de inflexión en la zona de deformación.  
En el estirado de tubo con mandril móvil, la casuística en la minimización de la presión de contacto es compleja, aunque son los perfiles cónico-cilíndricos los que arrojan mejores resultados, siendo sus radios de entrada dependientes de cada proceso particular.  
Finalmente, en el estirado de tubo sin mandril, para reducir el desgaste en la matriz, los perfiles óptimos siempre presentan valores elevados de  $r_{ent}$  e incluso geometrías en forma de arco circular, dependiendo de cuál sea el semiángulo óptimo de matriz en cada caso

### 7.3. Desarrollo de trabajos futuros

Para terminar, se presentan algunas ideas para trabajos futuros que podrían desarrollarse en base a este texto y a las consecuencias que se derivan de él, así como en base a otras líneas de investigación paralelas.

- En este trabajo se ha propuesto un diseño optimizado de matrices con el objetivo de minimizar diversos parámetros de importancia en los procesos de estirado de tubo, pero no se

ha analizado en ningún caso la viabilidad, tecnológica o económica, respecto a la fabricación de las herramientas. Sería interesante evaluar, por un lado, las distintas alternativas que existen actualmente para la fabricación de matrices, más aun teniendo en cuenta el difícil conformado que presentan los materiales que las constituyen (generalmente, carburo de tungsteno), y por otro lado, la creciente implantación de técnicas de fabricación aditiva distintas a la pulvimetalurgia, como la impresión 3D. En todo caso, el estudio de las técnicas presentes o futuras de fabricación de herramientas (por ejemplo, la tecnología RTM, *Rapid Tooling Manufacturing*), pueden constituir un interesante campo de investigación.

- En este trabajo se han considerado perfiles de matriz con curvaturas en forma de arco circular, o bien geometrías cónico-cilíndricas con distintos radios en el punto de inflexión. Puesto que ha quedado demostrada la enorme influencia que posee la geometría de matriz en los procesos de estirado de tubo, puede resultar muy interesante explorar otras curvas algebraicas más complejas, con o sin curvatura constante, y con más de un punto de inflexión (por ejemplo, combinación de parábolas, catenarias, elipses, etc.). El complicado aparato matemático asociado al estudio de este tipo de curvas conllevaría la realización de un complejo estudio, pero con altas posibilidades de optimizar todavía más el proceso de estirado de tubo, con el aporte que conlleva al estado del arte.
- En relación a lo anterior, el estudio de las distintas geometrías de matriz, de mayor o menor complejidad, puede ser implementado mediante un análisis combinado de técnicas de simulación y otras técnicas de análisis por cálculo numérico con optimización, por ejemplo, con MATLAB. Mediante la creación de algoritmos de optimización, se puede programar una serie de simulaciones encaminadas a identificar la geometría más apropiada para un determinado proceso de estirado de tubo.
- Otro aspecto interesante que se puede desarrollar como complemento a este trabajo consiste en el estudio de distintos criterios de fractura en el proceso de estirado de tubo, basados en la utilización de los perfiles óptimos hallados en esta investigación. Esto puede resultar de importante aplicación en el estirado de tubos sin costura, que, habitualmente, deben ser sometidos a varias pasadas hasta alcanzar las dimensiones requeridas.
- Los tubos de AHSS presentan actualmente aplicaciones relacionadas sobre todo con el sector de la automoción, sin embargo, existen multitud de industrias en las que la utilización de este tipo de materiales puede suponer un desarrollo importante de sus productos (hidráulica, neumática, aviónica, etc.). Dada la ausencia de trabajos de investigación que aborden este tema, la realización de ensayos experimentales tomando como datos de partida, por ejemplo, los resultados de este trabajo, unida a la realización de nuevas simulaciones, abre un inmenso abanico de posibilidades de optimización del proceso de fabricación de estirado de tubos de AHSS y de mejora de los productos asociados en determinadas industrias.

## **BIBLIOGRAFÍA**

ABAQUS Finite Element Analysis Software Version 6.14-2.

Abedrabbo, N; Worswick, M.; Mayer, R. e I. van Riemsdijk, "Optimization methods for the tube hydroforming process applied to advanced high-strength steels with experimental verification", *Journal of Materials Processing Technology*, 209, 110-123, 2009.

Altan, T. y A.E. Tekkaya, "Sheet Metal Forming Fundamentals", ASM International, Ohio, 2012.

Banabic, D.; Bunge, H.J.; Pöhlandt, K. y A.E. Tekkaya, "Formability of Metallic Materials. Plastic anisotropy, formability testing, forming limits", Springer, Berlin, 2000.

Barroso, S.; Gil, J.R. y A.M. Camacho, "Introducción al conocimiento de los materiales y sus aplicaciones", UNED, Madrid, 2008.

Béland, J.F.; Fafard, M.; Rahem, A.; D'Amours, G. y T. Coté, "Optimization on the cold drawing process of 6063 aluminium tubes", *Applied Mathematical Modelling*, 35, 5302-5313, 2011.

Bhargava, M.; Tewari, A. y S.K. Mishra, "Forming limit diagram of Advanced High Strength Steels (AHSS) based on strain-path diagram", *Materials and Design*, 85, 149-155, 2015.

Bihanta, R.; Bui, Q.H.; Guillot, M.; D'Amours, G.; Rahem, A. y M. Fafard, "Application of a new procedure for the optimization of variable thickness drawing of aluminium tubes", *Journal of Manufacturing Science and Technology*, 5, 142-150, 2012.

Blazynski, T.Z. e I.M. Cole, "An investigation of the sinking and mandrel drawing processes", *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 178, 894-904, 1963.

Bramley, A.N. y D.J. Smith, "Tube drawing with a floating plug", *Metals Technology*, 3, 322-331, 1976.

Camacho, A.M.; Rubio, E.M. y M.A. Sebastián, “Optimization of Die Shape in Drawing Processes”, Advanced Technology of Plasticity (Proceedings of the 8<sup>th</sup> ICTP), 1, 117-118, 2015.

Chakrabarty, J., "Applied Plasticity", Springer, New York, 2010.

Coca, P. y J. Rosique, "Tecnología Mecánica y Metrotecnica", Ediciones Pirámide, Madrid, 2009.

Courant, R., "Variational methods for the solution of problems of equilibrium and vibrations", Bulletin of the American Mathematical Society, 49, 1-23, 1943.

Danckert, J. y B. Endelt, "LS-DYNA used to analyze the drawing of precision tubes", The sheet metal forming group, Aalborg University, 2009.

Demeri, M.Y., “Advanced High-Strength Steels. Science, Technology, and Applications”, ASM International, Ohio, 2013.

Dieter, G., "Mechanical Metallurgy", McGraw-Hill Book Co., UK, 1988.

Dieter, G.; Kuhn, H. y S. Semiatin, "Handbook of Workability and Process Design", ASM International, USA, 2003.

DIN, "Fertigungsverfahren Umformen - Einordnung; Unterteilung, Begriffe, Alphabetische Übersicht", Norma DIN 8582:2003-09: Berlin, 2003.

DIN, "Fertigungsverfahren Zugdruckumformen – Teil 1: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe", Norma DIN 8584:2003-09, Berlin, 2003.

Foadian, F.; Carradó, A.; Pirling, T. y H. Palkowski, “Residual stresses evolution in Cu tubes, cold drawing with tilted dies – Neutron diffraction measurements and finite element simulation”, Materials and Design, 107, 163-170, 2016.

Fonstein, N., “Advanced High Strength Sheet Steels. Physical Metallurgy, Design, Processing, and Properties”, Springer International Publishing AG, Switzerland, 2015.

Gattmah, J.; Ozturk, F. y S. Orhan, "Effect of the semi die/plug angles on cold tube drawing with a fixed plug by FEM for AISI 1010 steel tube", 4<sup>th</sup> Symposium on Innovative Technologies in Engineering and Science, Turkey, 2016.

Gronostajski, Z., "The constitutive equations for FEM analysis", Journal of Materials Processing Technology, 106, 40-44, 2000.

Gronostajski, Z.; Niechajowicz, A.; Kuziak, R.; Krawczyk, J. y S. Polak, "The effect of the strain rate on the stress-strain curve and microstructure of AHSS", Journal of Materials Processing Technology, 242, 246-259, 2017.

Groover, M., "Fundamentos de Manufactura Moderna", McGraw-Hill, México D.F., 2007.

Hashmi, M.S.J., "Aspects of tube and pipe manufacturing processes: Meter to nanometer diameter", Journal of Materials Processing Technology, 179, 5-10, 2006.

Hayami, S. y T. Furukawa, "A Family of High-Strength Cold-Rolled Steels", Microalloying, 311-321, Union Carbide Corporation, 1975.

Hencky, H., "Über einige statisch bestimmte fälle des gleichgewichts in plastischen körpern", Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, 3, 241-251, 1923.

Hollomon, J. H., "Tensile deformation", Transactions, AIME, 162:268, 1945.

Hosford, W. y R. Caddell, "Metal Forming. Mechanics and Metallurgy", Cambridge University Press, New York, 2011.

Hsia, S.Y. e Y.T. Chou, "Fabrication improvement of cold forging hexagonal nuts by computational analysis and experiment verification", Mathematical Problems in Engineering, 2015.

Johnson, W. y H. Kudo, "Mechanics of metal extrusion", Manchester University Press, Manchester, 1962.

Kalpakjian, S. y S. Schmid, "Manufacturing, Engineering and Technology", Pearson Education South Asia, Singapore, 2014.

Kármán, Th. von, "Beitrag zur theorie des walzvorges", Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, 5, 617-623, 1925.

Keeler S.; Kimchi, M. y P.J. Mooney, "Advanced-High Strength Steels. Application Guidelines Version 6.0", World Auto Steel, 2017.

Kim, S.; Lee, J.; Barlat, F. y M.G. Lee, "Formability prediction of advanced high strength steels using constitutive models characterized by uniaxial and biaxial experiments", Journal of Materials Processing Technology, 213, 1929-1942, 2013.

Kobayashi, S.; Oh, S. y T. Altan, "Metal Forming and the Finite-Element Method", Oxford University Press, New York, 1989.

Kuboki, T.; Nishida, K.; Sakaki, T. y M. Murata, "Effect of plug on levelling residual stress in tube drawing", Journal of Materials Processing Technology, 204, 162-168, 2008.

Kwan, C.T., "A generalized velocity field for axisymmetric tube drawing through an arbitrarily curved die with an arbitrarily curved plug", Journal of Materials Processing Technology, 122, 213-219, 2002.

Lange, K., "Handbook of Metal Forming", McGraw Hill, New York, 1985.

Linardon, C.; Favier, D.; Chagnon, G. y B. Gruez, "A conical mandrel tube drawing test designed to asses failure criteria", Journal of Materials Processing Technology, 214, 347-357, 2014.

Ludwik, P., "Elemente der Technologischen Mechanik", Springer, Berlin, 1909.

Meyer, L.; Heisterkamp, F. y W. Mueschenborn, "Columbium, Titanium and Vanadium in Normalized, Thermo-mechanically Treated and Cold-Rolled Steels", International Symposium on High Strength Low-Alloy Steels, 153-167, Pittsburgh, 1975.

Nam-Ho, K., "Introduction to Nonlinear Finite Element Analysis", Springer, New York, 2015.

Neves, F.O.; Gentile, F.C.; Caminaga C. y S. Tonini, "Numerical and experimental analysis of tube drawing with fixed plug", *Journal of the Brazilian Society of Mech. Sci. & Eng.*, 27:4, 426-431, 2003.

Nikhare, C.; Weiss, M. y P.D. Hodgson, "FEA comparison of high and low pressure tube hydroforming of TRIP steel", *Computational Materials Science*, 47, 146-152, 2009.

Ortiz, A.; Ruiz, O. y J.A. Ortiz, "Modelado de Procesos de Manufactura", UNAM, México D.F., 2013.

Palengat, M.; Chagnon, G.; Favier, D.; Louche, H.; Linardon, C. y C. Plaideau, "Cold drawing of 316L stainless steel thin-walled tubes: Experiments and finite element analysis", *International Journal of Mechanical Sciences*, 70, 69-78, 2013.

Pernis, R. y J. Kasala, "The influence of the die and floating plug geometry on the drawing process tubing", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 65, 1081-1089, 2013.

Pérez, R., "Simulación y Análisis de Procesos de Estirado de Tubo por el Método de los Elementos Finitos", Proyecto Fin de Grado, UNED, Madrid, 2015.

Rodríguez-Avial, M., "Elasticidad y Resistencia de Materiales II", UNED, Madrid, 2012.

Roth, C.C. y D. Mohr, "Effect of strain rate on ductile fracture initiation in advanced high strength steel sheets: Experiments and modeling", *International Journal of Plasticity*, 56, 19-44, 2014.

Rowe, G., "Conformado de los metales", Ediciones Urmo, Bilbao, 1972.

Rowe, G.; Sturgess, C.; Hartley, P. e I. Pillinger, "Finite element plasticity and metal forming analysis", Cambridge University Press, New York, 1991.

Rubio, E.M., "Analytical methods application to the study of tube drawing processes with fixed conical inner plug: Slab and Upper Bound Methods", *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 14, 119-130, 2006.

Rubio, E.M.; Camacho, A.M.; Marcos M. y M.A. Sebastián, "Analysis of the energy vanished by friction in tube drawing processes with a fixed conical inner plug by the upper bound method", *Materials and Manufacturing Processes*, 23:7, 690-697, 2008.

Sachs, G., "Zur theorie des ziehvorganges", *Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik*, 7, 235-236, 1927.

Saeidi, N.; Ashrafizadeh, F.; Niroumand, B. y F. Barlat, "EBSD study of micromechanisms involved in high deformation ability of DP steels", *Materials and Design*, 87, 130-137, 2015.

Sang-Kon, L.; Myeong-Sik, J.; Byung-Min, K.; Seong-Kon, L. y L. Seon-Bong, "Die shape design of tube drawing process using FE analysis and optimization method", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 66, 381-392, 2012.

Sawamiphakdi, K.; Lahoti, G.D. y P.K. Kropp, "Simulation of a tube drawing process by the finite element method", *Journal of Materials Processing Technology*, 27, 179-190, 1991.

Shackelford, J., "Introducción a la Ciencia de Materiales para Ingenieros" (6ª ed.), Pearson Prentice Hall, México D.F., 2007.

Sheu, J.J.; Lin, S.Y. y C.H. Yu, "Optimum die design for single pass steel tube drawing with large strain deformation", *Procedia Engineering*, 81, 688-693, 2014.

Siebel, E., "Untersuchungen über bildsame formänderung unter besonderer berücksichtigung des schmiedens", *Maschinenbau/Betrieb*, 9, 307-312, 1923.

Solid Edge ST7 2D Drawing.

Swiatkowski, K. y R. Hatalak, "Application of modified tools in the process of thin-walled tube drawing", *Archives of Metallurgy and Materials*, 51:2, 193-197, 2006.

Swift, H.W., "Plastic instability under plane stress", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1, 1-18, 1952.

Tresca, H., "Memoire sur l'écoulement des corps solides soumis à de fortes pressions", C.R. Acad. Sci. Paris, 59, 754, 1864.

Tschaetsch, H., "Metal Forming Practise. Processes – Machines – Tools", Springer, Berlin, 2006.

Um, K.K. y D.N. Lee, "An upper bound solution of tube drawing", Journal of Materials Processing Technology, 63, 43-48, 1997.

Valberg, H.S., "Applied Metal Forming including FEM analysis", Cambridge University Press, New York, 2010.

Voce, E., "The relationship between stress and strain for homogenous deformation", International Institute Metals, 74, 537, 1948.

Von Mises, R., "Mechanik der festen körper im plastisch deformablen", Zustand. Göttin. Nachr. Math. Phys, 1, 582-592, 1914.

Wilbanks, J., "Balancing High Strength Tubing Selection and Cost in Hydraulic System Design", Fluid Power Seminar Series, Las Vegas, 2014.

Yamada, Y.; Yoshimura, N. y T. Sakurai, "Plastic stress-strain matrix and its application for the solution of elastic-plastic problems by finite element method", International Journal of Mechanical Sciences, 10, 343-354, 1968.

Yoshida, K. y H. Furuya, "Mandrel drawing and plug drawing of shape-memory-alloy fine tubes used in catheters and stents", Journal of Materials Processing Technology, 153-154, 145-150, 2004.

Zienkiewicz, O.C. y R.L. Taylor, "El Método de los Elementos Finitos. Volumen 2: Mecánica de Sólidos y Fluidos. Dinámica y No Linealidad", McGraw Hill, Barcelona, 1994.

# **APÉNDICE I. AJUSTE DEL MODELO DE SWIFT EN EXCEL PARA LOS AHSS**

Entre los numerosos recursos computacionales existentes para ajustar una serie de datos experimentales a una determinada curva potencial, el empleo de Microsoft Excel pasa por ser uno de los más rápidos, sencillos y efectivos. La operativa para ajustar los datos  $\sigma - \varepsilon$  al modelo de Swift para los aceros avanzados de alta resistencia se describe a continuación, empleando el DP600 como ejemplo:

- 1) Se descargan los datos de tensión-deformación verdaderas del DP600 en la web del SMDI (<http://www.autosteel.org/research/ahss-data-utilization/dp600.aspx>). Se trata de datos experimentales con enfoque *open access* y en formato hoja de cálculo.
- 2) Se representan todos los datos experimentales  $\sigma - \varepsilon$  y, posteriormente, se vuelven a representar obviando los valores de deformación elástica, es decir, se parte de la deformación verdadera para una tensión cercana a la de fluencia. De igual modo, se desechan los datos relativos a grandes deformaciones, con el objetivo de aumentar la precisión del método. En las figuras I.1 y I.2 se pueden comprobar las diferencias entre las gráficas  $\sigma - \varepsilon$  real y  $\sigma - \varepsilon$  para el ajuste.

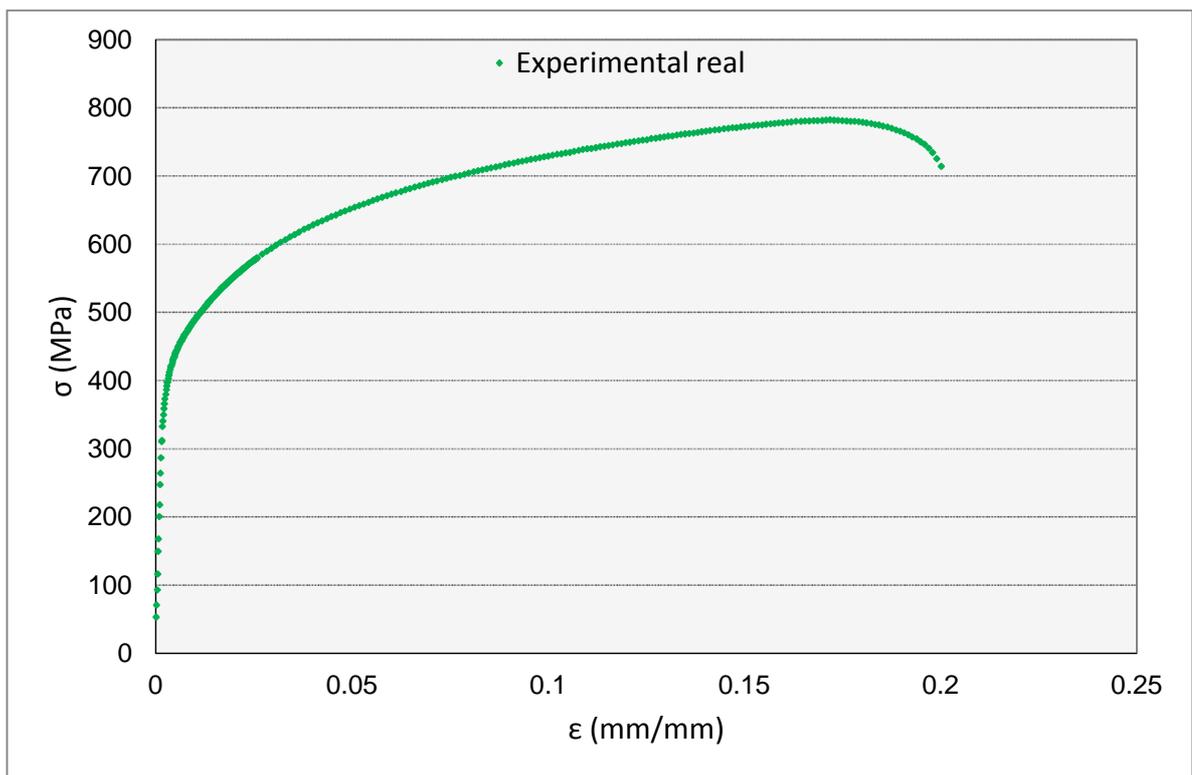


Figura I.1. Curva de datos experimentales de tensión-deformación verdaderas para el DP600 (<http://www.autosteel.org/research/ahss-data-utilization/dp600.aspx>).

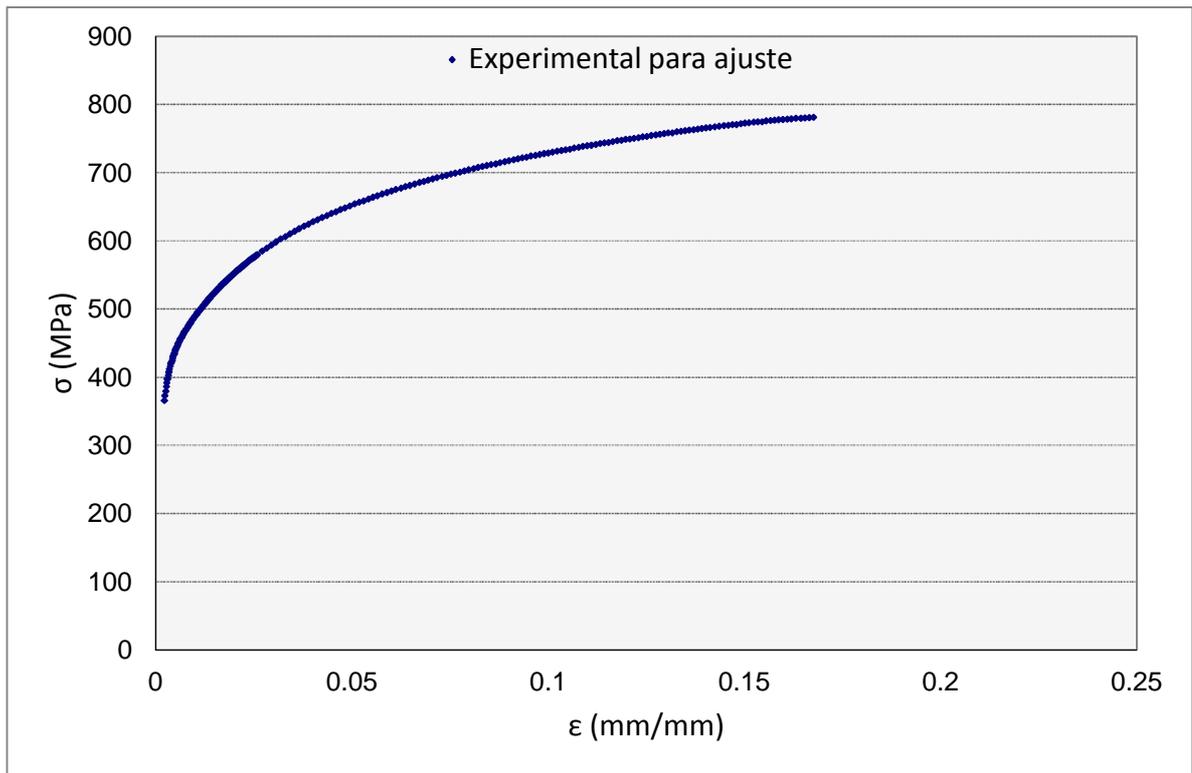


Figura I.2. Curva de datos experimentales de tensión-deformación verdaderas del DP600 para el ajuste según el modelo de Swift.

- 3) Se construye una columna con la estimación de la tensión verdadera en base al modelo de Swift:

$$\sigma = K(\varepsilon_0 + \varepsilon)^n \quad (I.1)$$

otorgando ciertos valores iniciales para los parámetros  $K$ ,  $\varepsilon_0$  y  $n$ , siendo los valores de  $\varepsilon$  los obtenidos experimentalmente. Se obtiene así la tensión verdadera estimada,  $\sigma_{estim}$ .

- 4) Se construyen otras dos columnas adicionales en las que se reflejarán nuevos pares de valores  $\sigma - \varepsilon$ . Los valores de deformación verdadera serán estimados, aunque similares a los experimentales, mientras que el cálculo de la tensión verdadera se efectuará mediante la ecuación I.1, a partir de los valores iniciales de los parámetros indicados anteriormente. Se obtienen la tensión y deformación verdaderas de ajuste,  $\sigma_{ajuste}$  y  $\varepsilon_{ajuste}$ , respectivamente. En principio, se tendrá una curva que dista mucho de la forma que presenta la Figura I.2.
- 5) Se añade una nueva columna en la que se calcula el error normalizado,  $e$ , entre el dato real de tensión y el dato estimado para todos los puntos de la curva, mediante la expresión:

$$e = \left( \frac{\sigma_{estim} - \sigma}{\sigma} \right)^2 \quad (I.2)$$

Posteriormente, se realiza el sumatorio de los errores calculados para cada par de valores  $\sigma_{estim}$ ;  $\sigma$ . El objetivo será minimizar el error total, de forma que la tensión de ajuste se aproxime lo máximo posible a la tensión real.

- 6) Para lograr lo anterior, se pueden probar distintos valores para los parámetros  $K$ ,  $\epsilon_0$  y  $n$ , hasta lograr un ajuste adecuado, pero la forma más efectiva de ajustar el modelo es mediante la utilización de la herramienta “Solver”.

Será necesario indicar la celda objetivo y especificar el valor que se quiere alcanzar. En este caso, la celda objetivo será aquella que contiene la suma de los errores calculados según la ecuación (I.2), mientras que el valor que se pretende conseguir es el mínimo. Por su parte, se deben indicar las celdas cuyo valor puede cambiar para minimizar la suma de errores, teniendo en cuenta que no se permitirán valores negativos. En este caso, dichas celdas serán las correspondientes a los parámetros  $K$ ,  $\epsilon_0$  y  $n$ . El empleo de la herramienta “Solver” para el ajuste según el modelo de Swift, se muestra en la captura de pantalla de la Figura I.3, en la que se puede observar cómo se ha minimizado casi a cero el sumatorio de errores. Cuanto más cercano a cero sea dicho sumatorio mejor será el ajuste.

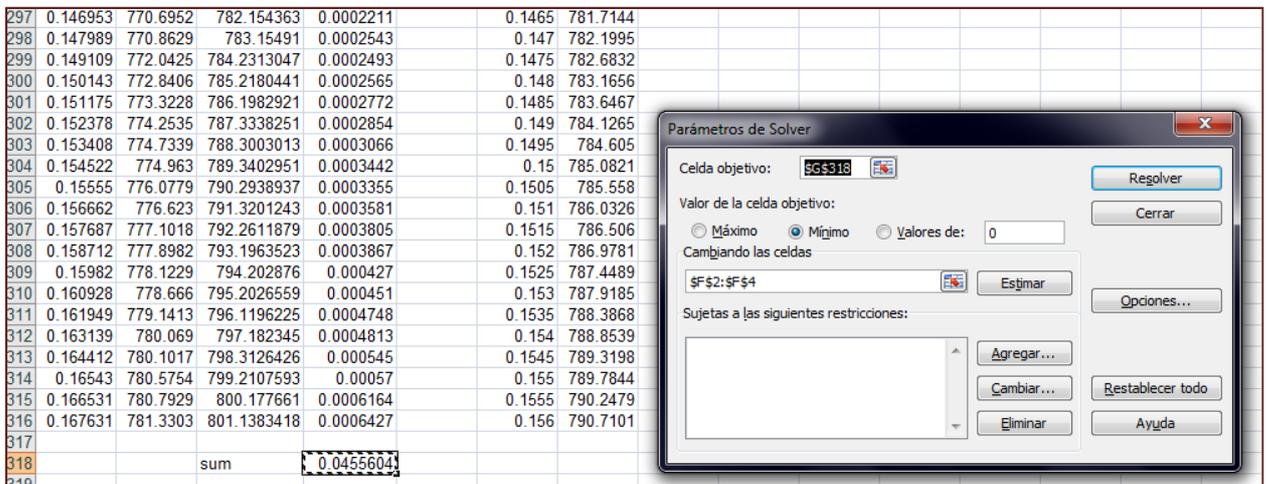


Figura I.3. Utilización de la herramienta “Solver” para el ajuste de datos experimentales según el modelo de Swift para el DP600.

- 7) Una vez minimizado el error, se obtiene la curva ajustada para el DP600, cuya expresión, considerando tensiones y deformaciones efectivas, es:

$$\bar{\sigma} = 1110,58(0,00128 + \bar{\epsilon})^{0,18365} \quad (I.3)$$

En la Figura I.4 se muestra la curva ajustada por el modelo de Swift en comparación con la curva real de datos experimentales, comprobando las similitudes entre ambas.

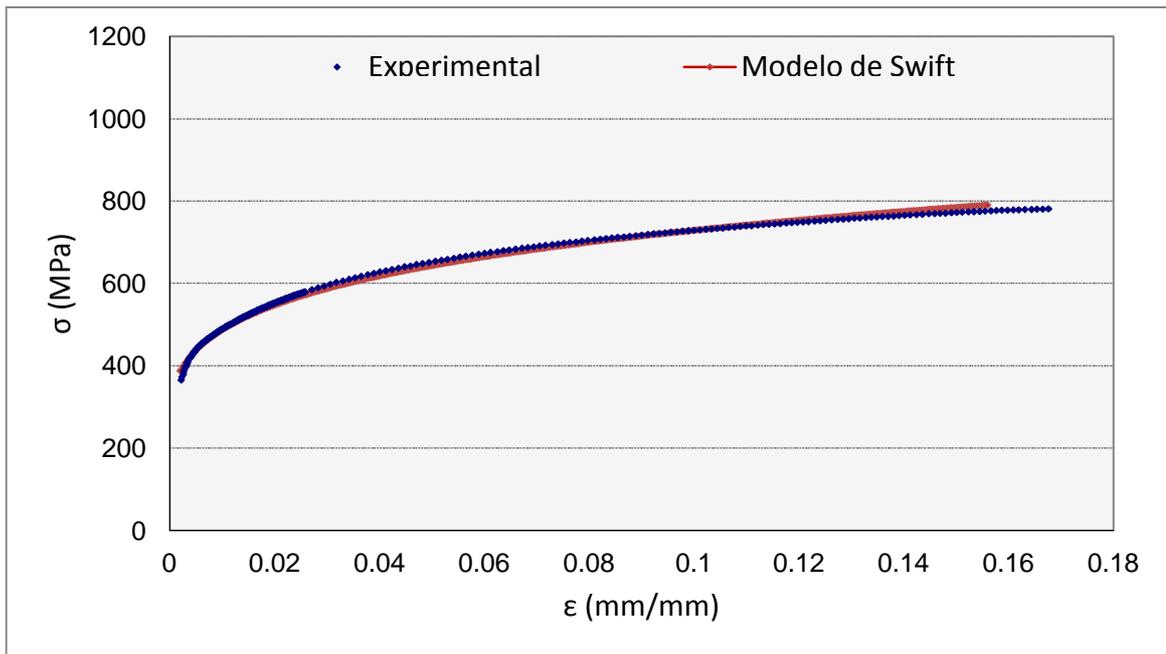


Figura I.3. Ajuste del modelo de Swift comparado con los datos experimentales para acero DP600.

El procedimiento para ajustar los datos experimentales al modelo de Swift para el resto de AHSS considerados en este trabajo es completamente análogo. En la Figura I.4 se puede observar el ajuste para el DP800.

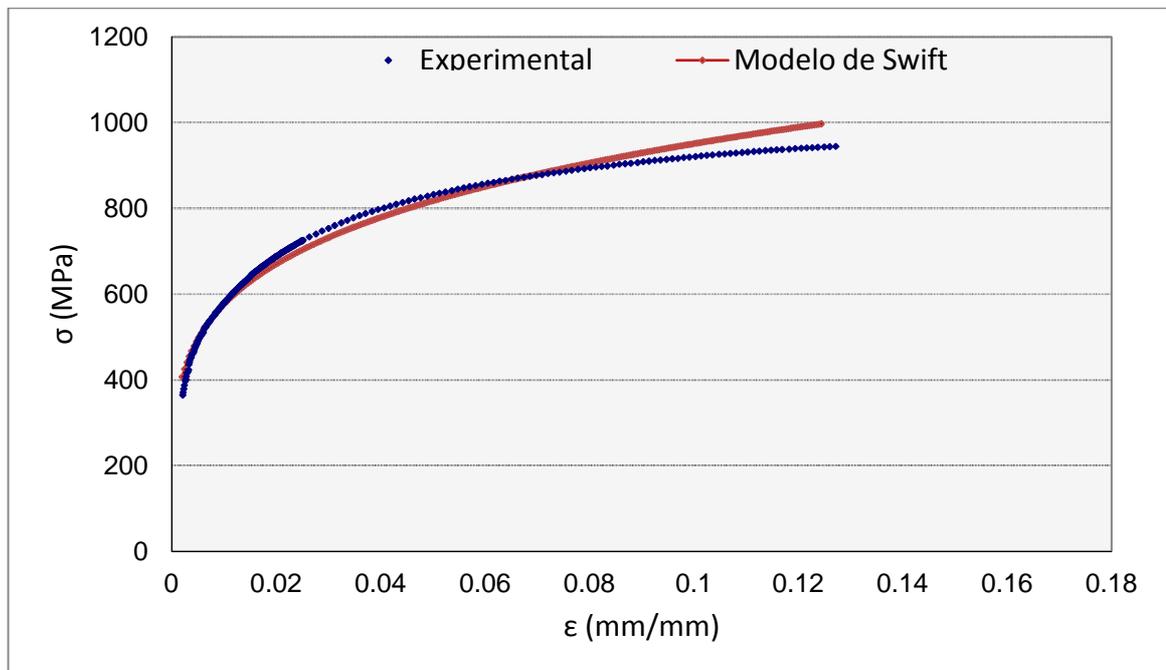


Figura I.4. Ajuste del modelo de Swift comparado con los datos experimentales para acero DP800.

cuya expresión es:

$$\bar{\sigma} = 1570,5(0,000033 + \bar{\epsilon})^{0,2178} \quad (I.4)$$

Por último, el ajuste para el acero TRIP780 se muestra en la Figura I.5.

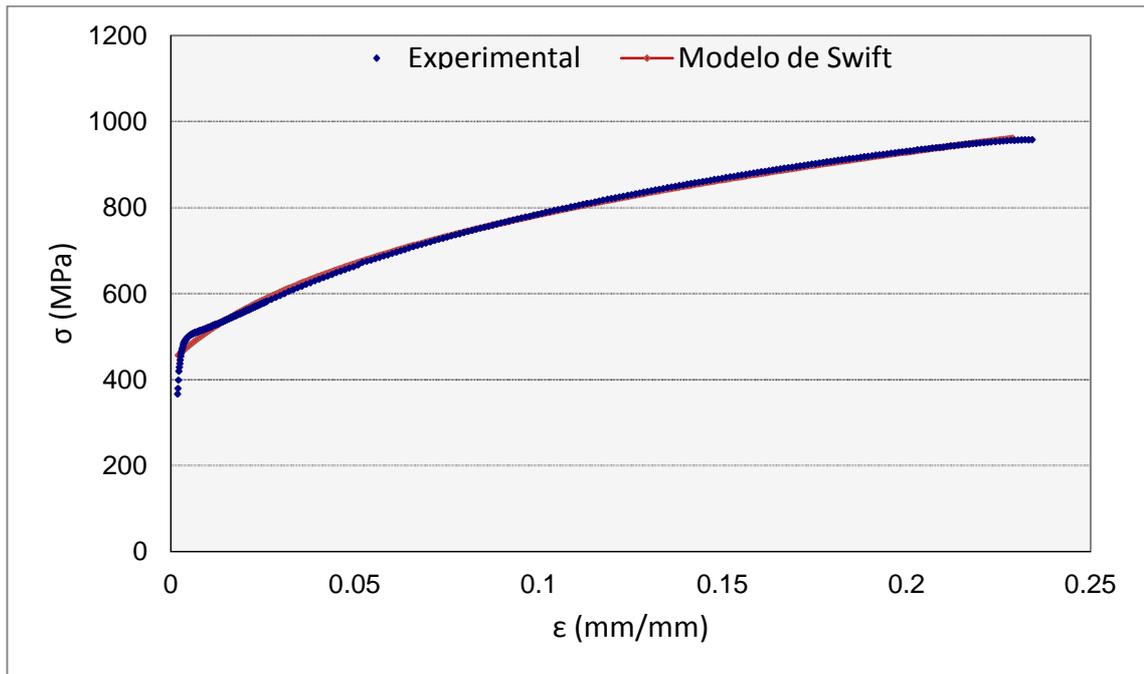


Figura I.5. Ajuste del modelo de Swift comparado con los datos experimentales para acero TRIP780.

cuya expresión es:

$$\bar{\sigma} = 1407,6(0,01317 + \bar{\epsilon})^{0,26876} \quad (I.5)$$

## **APÉNDICE II. RESULTADOS ACERO AISI-1010**

Se muestran, en forma tabulada, los valores numéricos obtenidos en las simulaciones para acero AISI-1010 en las distintas variantes de estirado. Con el objetivo de facilitar su consulta, se genera un código de colores, como el de la Tabla II.1.

Tabla II.1. Código de colores asignado a cada valor numérico en las simulaciones.

$F_{est}$ en SM (N)	$F_{est}$ en UBM (N)	$F_{est}$ en MEF-DEFORM (N)	$F_{est}$ en MEF-ABAQUS (N)	$\bar{\epsilon}$	$\bar{\sigma}_{zmax}$	$\bar{\sigma}_{zmin}$
---------------------	----------------------	-----------------------------	-----------------------------	------------------	-----------------------	-----------------------

Las dimensiones iniciales y finales del tubo para los distintos casos de estirado y las diferentes reducciones de sección consideradas se muestran en la Tabla II.2.

Tabla II.2. Dimensiones iniciales y finales de tubo en las distintas simulaciones.

Tipo de estirado	Reducción de área (%)	$D_{e0}$ (mm)	$D_{i0}$ (mm)	$h_0$ (mm)	$D_{ef}$ (mm)	$D_{if}$ (mm)	$h_f$ (mm)
Con mandril	10	22.00	17.32	2.34	20.76	16.55	2.11
	20				20.09	16.35	1.87
	30				19.58	16.30	1.64
	40				19.00	16.20	1.40
	50				18.49	16.15	1.17
Sin mandril	10				19.80	14.94	2.43
	15				18.70	14.02	2.34
	20				17.60	12.64	2.48
	25				16.50	11.80	2.35

Tabla II.3. Resultados estirado con mandril fijo y flotante; AISI-1010.

	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 10^\circ; \beta = 0^\circ$						
		0.5	7446	20369	13110	13065	0.2879	247
r = 10%	1	7447	20372	-	13125	0.2883	241	-65
	3	7440	20355	-	13128	0.2853	195	-88
	5	7425	20313	-	13075	0.2780	134	-89
	7	7427	20318	-	13202	0.2788	274	-144
	10	7421	20303	-	13278	0.2762	338	-161
	arco	7477	20455	-	13011	0.3033	190	-11
		$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 15^\circ; \beta = 1^\circ$					
0.5			9398	30501	17463	19234	0.3628	546
r = 10%	1	9400	30508	-	19125	0.3637	554	-424
	3	9340	30311	-	18679	0.3377	550	-440
	5	9325	30265	-	18563	0.3317	525	-332
	7	9309	30212	-	18820	0.3250	484	-192
	10	9278	30110	-	19139	0.3121	383	-165
	arco	9238	29980	-	18803	0.2960	315	-79

r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10; \alpha = 20^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	10949	39540	21644	26353	0.4719	609	-115
	1	10917	39425	-	26021	0.4582	609	-113
	3	10755	38838	-	24607	0.3913	560	-39
	5	10710	38674	-	24022	0.3735	524	-44
	7	10661	38497	-	24426	0.3547	509	-56
	10	10637	38411	-	24758	0.3457	467	-102
	arco	10573	38182	-	24286	0.3223	484	-82
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.15; \alpha = 20^\circ; \beta = 4^\circ$						
	0.5	13464	42858	25650	31126	0.4716	616	-65
	1	13430	42749	-	30832	0.4597	604	-73
	3	13283	42281	-	29381	0.4099	561	-30
	5	13221	42081	-	28935	0.3895	528	-10
	7	13162	41893	-	29421	0.3707	506	2
	10	13141	41827	-	29838	0.3642	481	-45
	arco	13007	41402	-	29751	0.3236	480	-44
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.20; \alpha = 20^\circ; \beta = 0^\circ$						
	0.5	13936	44479	28985	34966	0.4729	596	-47
	1	13903	44373	-	34575	0.4616	595	-49
	3	13802	44051	-	33472	0.4283	549	-20
	5	13734	43835	-	32957	0.4065	526	23
	7	13683	43672	-	33882	0.3905	502	14
	10	13584	43356	-	35144	0.3602	489	12
	arco	13516	43139	-	34662	0.3401	478	-1
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 15^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	13856	30140	21901	20598	0.4800	543	-364
	1	13851	30130	-	20542	0.4784	539	-368
	3	13833	30090	-	20703	0.4720	414	-205
	5	13827	30078	-	20872	0.4702	299	-31
	7	13856	30140	-	20719	0.4799	285	86
	10	13901	30238	-	20618	0.4956	272	91
	arco	13995	30442	-	20725	0.5290	274	-32
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 20^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	16547	38632	27316	26940	0.5489	376	-34
	1	16541	38618	-	26634	0.5471	522	-160
	3	16513	38554	-	27024	0.5385	534	-21
	5	16467	38446	-	27044	0.5243	437	-43
	7	16513	38554	-	27563	0.5385	433	1
	10	16504	38532	-	27593	0.5357	405	48
	arco	16609	38778	-	27181	0.5685	377	-30
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10; \alpha = 20^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	19457	41512	33389	31579	0.5586	566	30
	1	19433	41460	-	31315	0.5521	541	53
	3	19422	41438	-	32314	0.5493	542	76
	5	19450	41497	-	33066	0.5567	516	22

	7	19480	41561	-	33881	0.5647	490	68
	10	19531	41670	-	34629	0.5785	443	129
	arco	19546	41702	-	34540	0.5826	444	32
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.15; \alpha = 20^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	22909	44227	39368	36410	0.5980	578	-59
	1	22872	44155	-	36078	0.5892	568	-21
	3	22841	44096	-	36823	0.5820	572	54
	5	22859	44130	-	37929	0.5861	552	60
	7	22924	44257	-	39560	0.6016	521	134
	10	22943	44293	-	40936	0.6060	516	143
	arco	22962	44329	-	40681	0.6105	500	102
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.20; \alpha = 20^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	25783	46095	45752	40733	0.6164	588	36
	1	25749	46033	-	40293	0.6091	590	56
	3	25698	45942	-	41005	0.5983	569	82
	5	25736	46011	-	42477	0.6064	578	127
	7	25781	46091	-	44399	0.6160	549	186
	10	25806	46136	-	46060	0.6214	525	217
	arco	25833	46185	-	46055	0.6272	530	159
r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 15^\circ; \beta = 0^\circ$						
	0.5	19683	33587	28993	26702	0.7295	470	-121
	1	19679	33581	-	26789	0.7284	446	-129
	3	19664	33555	-	26794	0.7237	444	-55
	5	19655	33541	-	26838	0.7211	458	193
	7	19649	33530	-	26868	0.7192	375	201
	10	19615	33472	-	26913	0.7087	375	197
	arco	19676	33576	-	27326	0.7274	533	145
r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 15^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	24760	37673	34823	32476	0.7694	615	-149
	1	24748	37655	-	32575	0.7664	607	-137
	3	24656	37515	-	32797	0.7434	532	116
	5	24658	37518	-	33705	0.7439	503	131
	7	24672	37538	-	33988	0.7472	441	225
	10	24685	37559	-	34523	0.7506	486	264
	arco	24771	37689	-	35622	0.7721	552	190
r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10; \alpha = 20^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	26815	42880	44275	37221	0.8119	647	-657
	1	26802	42860	-	37546	0.8088	641	-598
	3	26817	42884	-	38496	0.8124	635	-527
	5	26869	42968	-	39824	0.8251	616	-198
	7	26883	42989	-	41242	0.8284	612	245
	10	26839	42919	-	42394	0.8178	601	342
	arco	26821	42891	-	42645	0.8135	573	353
r = 40%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 15^\circ; \beta = 0^\circ$						
0.5	24652	36006	34529	33105	0.9975	596	263	

	1	24646	35999	-	33130	0.9960	592	258
	3	24640	35990	-	32995	0.9941	571	173
	5	24646	35998	-	32941	0.9958	562	245
	7	24659	36017	-	32902	0.9996	560	280
	10	24677	36043	-	32848	1.0050	514	261
	arco	24909	36382	-	34319	1.0750	628	116
r = 40%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 20^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	28295	41269	40704	38410	1.0750	658	24
	1	28284	41253	-	38366	1.0720	672	114
	3	28243	41193	-	38512	1.0610	628	263
	5	28220	41161	-	38909	1.0550	668	363
	7	28183	41106	-	39319	1.0450	593	420
	10	28138	41040	-	39628	1.0330	630	325
	arco	28198	41128	-	40269	1.0490	622	145

Tabla II.4. Resultados estirado con mandril móvil ( $\alpha = 5^\circ; \beta = 0^\circ$ ); AISI-1010.

r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01$						
	0.5	17255	21259	20260	18156	0.4571	288	78
	1	17255	21259	-	18155	0.4571	283	88
	3	17247	21249	-	18089	0.4549	279	56
	5	17245	21247	-	18030	0.4545	302	38
	7	17249	21251	-	18015	0.4555	323	42
	arco	17312	21329	-	18283	0.4727	288	70
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05$						
	0.5	17359	25802	20260	20383	0.4855	310	83
	1	17419	25892	-	20374	0.5024	303	102
	3	17418	25889	-	20295	0.5020	304	110
	5	17421	25894	-	20191	0.5028	324	91
	7	17427	25903	-	20176	0.5046	347	95
	arco	17488	25994	-	20137	0.5220	293	108
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10$						
	0.5	17612	30455	20260	22627	0.5588	341	100
	1	17615	30456	-	22629	0.5589	323	146
	3	17619	30463	-	22742	0.5601	336	156
	5	17628	30477	-	22875	0.5626	345	146
	7	17639	30497	-	22764	0.5659	350	144
	arco	17645	30508	-	22263	0.5679	325	151
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.15$						
	0.5	17798	34083	20260	25299	0.6138	319	179
	1	17796	34082	-	25358	0.6137	334	132

	3	17799	34087	-	25253	0.6145	360	190
	5	17807	34103	-	24840	0.6171	357	185
	7	17820	34128	-	24776	0.6211	378	182
	10	17838	34161	-	24370	0.6265	320	183
	arco	17834	34153	-	24353	0.6252	314	164
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.20$						
	0.5	17957	37037	20260	26668	0.6643	347	112
	1	17958	37037	-	27337	0.6644	336	140
	3	17962	37046	-	27633	0.6658	351	206
	5	17969	37061	-	27769	0.6680	370	196
	7	17983	37089	-	27428	0.6725	375	205
	10	18001	37126	-	27173	0.6783	337	210
	arco	18042	37212	-	26647	0.6917	317	191
r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01$						
	0.5	22942	25481	27404	24178	0.6293	422	127
	1	22942	25481	-	24159	0.6293	404	186
	3	22941	25480	-	24132	0.6291	419	146
	5	22946	25486	-	24120	0.6304	411	124
	7	22948	25488	-	24119	0.6308	406	112
	10	22965	25507	-	24082	0.6351	359	114
	arco	23062	25615	-	24309	0.6589	327	186
r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05$						
	0.5	23186	29498	27404	26187	0.6899	454	161
	1	23185	29497	-	26059	0.6897	450	183
	3	23182	29493	-	25998	0.6889	415	188
	5	23186	29499	-	26076	0.6901	420	161
	7	23198	29514	-	26034	0.6930	409	156
	10	23218	29540	-	26085	0.6982	362	163
	arco	23311	29658	-	25915	0.7221	357	238
r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10$						
	0.5	23476	33310	27404	28140	0.7653	422	225
	1	23476	33311	-	28054	0.7654	435	243
	3	23477	33312	-	28360	0.7655	431	214
	5	23483	33321	-	28340	0.7672	434	204
	7	23495	33337	-	28233	0.7703	404	214
	10	23512	33362	-	28134	0.7750	370	219
	arco	23611	33502	-	27831	0.8016	401	236
r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.15$						
	0.5	23763	36283	27404	30230	0.8434	488	252
	1	23763	36283	-	30211	0.8435	435	270
	3	23765	36286	-	30567	0.8439	459	258
	5	23770	36294	-	30371	0.8454	430	233
	7	23780	36309	-	30213	0.8482	420	230
	10	23799	36338	-	29893	0.8534	381	227
	arco	23830	36384	-	29328	0.8620	400	237

r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.20$						
	0.5	23991	38616	27404	31584	0.9078	510	266
	1	23991	38616	-	31341	0.9078	465	277
	3	23992	38618	-	31933	0.9082	449	275
	5	23996	38625	-	32281	0.9094	458	261
	7	24006	38640	-	31991	0.9121	425	256
	10	24024	38669	-	31577	0.9174	389	267
	arco	24131	38842	-	30474	0.9487	384	224
r = 40%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01$						
	0.5	27874	28913	33428	29744	0.8617	489	266
	1	27873	28912	-	29731	0.8615	490	265
	3	27871	28911	-	29763	0.8611	463	280
	5	27870	28909	-	29775	0.8608	500	246
	7	27880	28919	-	29731	0.8631	487	256
	10	27889	28929	-	29681	0.8653	506	282
	arco	27969	29011	-	30028	0.8846	416	350
r = 40%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05$						
	0.5	28187	32006	33428	31029	0.9383	525	312
	1	28186	32006	-	31082	0.9381	533	306
	3	28188	32008	-	31182	0.9386	497	275
	5	28189	32010	-	31233	0.9390	518	275
	7	28196	32017	-	31093	0.9406	511	298
	10	28205	32027	-	31186	0.9428	507	320
	arco	28267	32098	-	30984	0.9586	443	346
r = 40%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10$						
	0.5	28515	34754	33428	32104	1.0220	557	311
	1	28515	34754	-	32157	1.0220	555	300
	3	28515	34754	-	32312	1.0220	521	303
	5	28519	34759	-	32614	1.0230	558	313
	7	28530	34773	-	32258	1.0260	519	325
	10	28538	34782	-	32021	1.0280	513	336
	arco	28607	34866	-	31708	1.0460	486	318
r = 40%	$r_{ent}$	$\mu = 0.15$						
	0.5	28792	36761	33428	32745	1.0950	562	312
	1	28792	36761	-	32739	1.0950	563	333
	3	28792	36761	-	32718	1.0950	561	349
	5	28795	36766	-	32955	1.0960	566	349
	7	28799	36771	-	32785	1.0970	520	370
	10	28814	36790	-	32598	1.1010	532	312
	arco	28855	36842	-	33040	1.1120	517	320
r = 40%	$r_{ent}$	$\mu = 0.20$						
	0.5	29056	38341	33428	33926	1.1670	594	323
	1	29056	38341	-	34087	1.1670	588	341
	3	29060	38345	-	34367	1.1680	581	364
	5	29060	38345	-	34164	1.1680	564	366

	7	29063	38350	-	33432	1.1690	520	373
	10	29074	38364	-	33614	1.1720	529	315
	arco	29110	38412	-	33267	1.1820	542	315
r = 50%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01$						
	0.5	31153	30795	37000	33697	1.1100	597	332
	1	31153	30795	-	33674	1.1100	596	309
	3	31153	30795	-	33678	1.1100	606	342
	5	31153	30795	-	33640	1.1100	587	374
	7	31153	30795	-	33536	1.1100	601	366
	10	31153	30798	-	33557	1.1110	597	398
	arco	31237	30877	-	33735	1.1310	627	486
r = 50%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05$						
	0.5	31433	32565	37000	34598	1.1810	639	285
	1	31433	32565	-	34511	1.1810	645	268
	3	31433	32565	-	34787	1.1810	641	287
	5	31437	32569	-	34626	1.1820	615	369
	7	31441	32573	-	34740	1.1830	641	354
	10	31453	32585	-	34246	1.1860	646	394
	arco	31507	32641	-	33741	1.2000	573	476
r = 50%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10$						
	0.5	31747	34082	37000	36067	1.2630	690	242
	1	31747	34082	-	36143	1.2630	673	250
	3	31747	34082	-	36023	1.2630	671	289
	5	31751	34086	-	35799	1.2640	665	333
	7	31755	34090	-	35388	1.2650	670	374
	10	31762	34098	-	34913	1.2670	633	388
	arco	31852	34194	-	33937	1.2910	600	470
r = 50%	$r_{ent}$	$\mu = 0.15$						
	0.5	32015	35163	37000	37281	1.3350	729	222
	1	32015	35163	-	37452	1.3350	722	250
	3	32015	35163	-	37362	1.3350	712	263
	5	32015	35163	-	36444	1.3350	699	255
	7	32015	35163	-	36088	1.3350	668	350
	10	32023	35171	-	35702	1.3370	647	372
	arco	32118	35275	-	33957	1.3630	600	455
r = 50%	$r_{ent}$	$\mu = 0.20$						
	0.5	32259	35997	37000	38176	1.4020	734	248
	1	32259	35997	-	38217	1.4020	727	255
	3	32259	35997	-	38134	1.4020	734	260
	5	32259	35997	-	37690	1.4020	700	288
	7	32259	35997	-	37598	1.4020	680	359
	10	32259	35997	-	35480	1.4020	651	380
	arco	32334	36081	-	34627	1.4230	625	402

Tabla II.5. Resultados estirado sin mandril; AISI-1010.

r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 5^\circ$						
	0.5	10851	-	11141	10863	0.1963	492	-495
	1	10852	-	-	10832	0.1964	494	-495
	3	10855	-	-	10730	0.1972	470	-507
	5	10862	-	-	10610	0.1991	458	-486
	7	10866	-	-	10471	0.2004	430	-466
	10	10878	-	-	10316	0.2035	431	-456
	arco	11044	-	-	9553	0.2518	387	-395
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 10^\circ$						
	0.5	12652	-	14315	16659	0.2757	445	-363
	1	12653	-	-	16535	0.2758	460	-412
	3	12629	-	-	15963	0.2693	446	-442
	5	12584	-	-	15760	0.2570	424	-398
	7	12603	-	-	15473	0.2622	408	-398
	10	12608	-	-	15122	0.2634	389	-343
	arco	12973	-	-	14918	0.3717	270	-27
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10; \alpha = 10^\circ$						
	0.5	15130	-	16323	20162	0.2755	445	-375
	1	15129	-	-	20012	0.2753	494	-420
	3	15104	-	-	19397	0.2695	430	-412
	5	15057	-	-	19343	0.2588	432	-373
	7	15082	-	-	18821	0.2645	424	-385
	10	15063	-	-	18490	0.2603	393	-304
	arco	15534	-	-	17933	0.3771	353	-22
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.15; \alpha = 10^\circ$						
	0.5	17503	-	18108	23461	0.2755	438	-376
	1	17500	-	-	23293	0.2750	498	-431
	3	17480	-	-	22655	0.2708	439	-410
	5	17433	-	-	22811	0.2616	439	-356
	7	17461	-	-	22068	0.2671	423	-366
	10	17447	-	-	21718	0.2643	380	-246
	arco	18009	-	-	21506	0.3860	334	-48
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.20; \alpha = 10^\circ$						
	0.5	19778	-	20653	26634	0.2758	449	-384
	1	19773	-	-	26454	0.2750	466	-430
	3	19762	-	-	25769	0.2730	494	-397
	5	19714	-	-	26075	0.2645	443	-353
	7	19744	-	-	25178	0.2698	435	-338
	10	19767	-	-	24792	0.2738	379	-213
	arco	20420	-	-	23990	0.4011	316	-34
r = 15%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 5^\circ$						
	0.5	14360	-	16181	14784	0.2729	495	-501
	1	14361	-	-	14776	0.2731	512	-500

	3	14366	-	-	14657	0.2743	511	-477
	5	14373	-	-	14562	0.2760	488	-475
	7	14378	-	-	14458	0.2772	441	-476
	10	14386	-	-	14329	0.2793	435	-448
	arco	14547	-	-	13425	0.3201	448	-495
r = 15%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 15^\circ$						
	0.5	15735	-	21601	22891	0.4158	461	-289
	1	15724	-	-	22541	0.4126	465	-392
	3	15672	-	-	21667	0.3983	473	-389
	5	15668	-	-	21245	0.3973	474	-376
	7	15621	-	-	20804	0.3844	398	-249
	10	15702	-	-	20066	0.4065	372	-147
	arco	16190	-	-	20013	0.5524	344	-55
r = 15%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10; \alpha = 20^\circ$						
	0.5	17051	-	25368	28873	0.4989	536	-207
	1	17043	-	-	28023	0.4967	549	-363
	3	17003	-	-	26900	0.4855	496	-361
	5	16971	-	-	26210	0.4763	413	-194
	7	17051	-	-	25406	0.4991	370	-48
	10	17077	-	-	24499	0.5065	392	-76
	arco	17169	-	-	23305	0.5335	485	-454
r = 15%	$r_{ent}$	$\mu = 0.15; \alpha = 20^\circ$						
	0.5	18654	-	29470	32137	0.5082	598	-203
	1	18647	-	-	30879	0.5062	590	-355
	3	18609	-	-	29650	0.4962	486	-326
	5	18601	-	-	28948	0.4943	409	-150
	7	18702	-	-	28160	0.5210	364	-35
	10	18699	-	-	27177	0.5201	395	-82
	arco	18856	-	-	26164	0.5628	505	-461
r = 15%	$r_{ent}$	$\mu = 0.20; \alpha = 20^\circ$						
	0.5	20218	-	33448	34823	0.5177	600	-205
	1	20196	-	-	33666	0.5123	591	-335
	3	20159	-	-	32207	0.5034	575	-296
	5	20216	-	-	31559	0.5174	509	-132
	7	20296	-	-	30767	0.5373	459	0
	10	20296	-	-	29793	0.5373	438	-141
	arco	20437	-	-	28983	0.5732	526	-458
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 5^\circ$						
	0.5	21312	-	21156	18814	0.3580	550	-549
	1	21313	-	-	18808	0.3581	541	-548
	3	21316	-	-	18686	0.3587	532	-543
	5	21322	-	-	18617	0.3598	519	-542
	7	21329	-	-	18493	0.3612	518	-538
	10	21340	-	-	18364	0.3634	518	-534
	arco	21511	-	-	17714	0.3967	548	-599

r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 15^\circ$						
	0.5	23123	-	27096	26552	0.4913	501	-308
	1	23124	-	-	26249	0.4916	523	-433
	3	22997	-	-	25349	0.4653	489	-428
	5	22987	-	-	24981	0.4632	479	-366
	7	22995	-	-	24555	0.4648	452	-250
	10	23085	-	-	23855	0.4834	409	-122
	arco	23661	-	-	23016	0.6100	399	-26
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10; \alpha = 20^\circ$						
	0.5	24933	-	31913	32366	0.5799	615	-190
	1	24913	-	-	31306	0.5757	606	-368
	3	24847	-	-	30167	0.5616	509	-338
	5	24862	-	-	29283	0.5649	458	-193
	7	24958	-	-	28543	0.5851	401	-63
	10	24923	-	-	27508	0.5778	436	-148
	arco	25783	-	-	26834	0.7742	402	71
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.15; \alpha = 20^\circ$						
	0.5	27155	-	36753	35350	0.6028	614	-187
	1	27067	-	-	34132	0.5854	618	-357
	3	27041	-	-	32971	0.5801	568	-276
	5	27087	-	-	32198	0.5893	549	-180
	7	27185	-	-	31450	0.6088	475	-12
	10	27147	-	-	30575	0.6013	475	-182
	arco	28067	-	-	29761	0.7982	430	27
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.20; \alpha = 20^\circ$						
	0.5	29301	-	41883	38046	0.6265	609	-190
	1	29222	-	-	36914	0.6117	608	-339
	3	29203	-	-	35718	0.6081	557	-191
	5	29209	-	-	34885	0.6092	517	-116
	7	29290	-	-	34183	0.6245	451	-27
	10	29233	-	-	33234	0.6138	506	-183
	arco	30439	-	-	32779	0.8595	585	-4
r = 25%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 10^\circ$						
	0.5	22706	-	25984	24605	0.5012	506	-483
	1	22699	-	-	24521	0.4998	565	-526
	3	22668	-	-	24132	0.4931	553	-535
	5	22667	-	-	23776	0.4929	567	-507
	7	22684	-	-	23777	0.4966	554	-495
	10	22722	-	-	23462	0.5048	516	-406
	arco	23042	-	-	22612	0.5762	499	-350
r = 25%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 20^\circ$						
	0.5	24817	-	32317	32146	0.6646	631	-195
	1	24808	-	-	31444	0.6625	592	-379
	3	24732	-	-	30444	0.6452	568	-394
	5	24705	-	-	29653	0.6390	523	-242

	7	24755	-	-	28921	0.6503	486	-126
	10	24690	-	-	27944	0.6356	507	-259
	arco	25509	-	-	26734	0.8340	460	-92
r = 25%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10; \alpha = 20^\circ$						
	0.5	27199	-	38178	35660	0.6859	637	-202
	1	27145	-	-	34745	0.6742	631	-374
	3	27070	-	-	33641	0.6583	598	-270
	5	27146	-	-	32802	0.6745	552	-204
	7	27183	-	-	32172	0.6823	495	-99
	10	27149	-	-	31399	0.6750	532	-244
	arco	28039	-	-	30435	0.8777	599	-125
r = 25%	$r_{ent}$	$\mu = 0.15; \alpha = 20^\circ$						
	0.5	29556	-	43647	38512	0.7248	649	-191
	1	29483	-	-	37795	0.7098	637	-351
	3	29418	-	-	36653	0.6967	603	-248
	5	29466	-	-	35809	0.7064	568	-48
	7	29489	-	-	35193	0.7111	523	-61
	10	29450	-	-	34435	0.7032	561	-137
	arco	30485	-	-	33976	0.9264	610	-92
r = 25%	$r_{ent}$	$\mu = 0.20; \alpha = 20^\circ$						
	0.5	31770	-	49469	41266	0.7551	648	-172
	1	31691	-	-	40514	0.7398	626	-373
	3	31631	-	-	39467	0.7282	621	-243
	5	31642	-	-	38618	0.7303	583	8
	7	31682	-	-	38007	0.7379	517	122
	10	31624	-	-	37373	0.7269	564	-91
	arco	32782	-	-	36675	0.9641	538	-22

## **APÉNDICE III. RESULTADOS ACERO DP600**

Tabla III.1. Resultados estirado con mandril fijo y flotante; DP600.

r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 10^\circ; \beta = 0^\circ$						
	0.5	12504	34208	-	20708	0.2853	646	-76
	1	12503	34204	-	20773	0.2851	648	-71
	3	12473	34122	-	20903	0.2813	572	-181
	5	12469	34112	-	20762	0.2808	514	-194
	7	12427	33996	-	20842	0.2755	514	-228
	10	12493	34178	-	20836	0.2839	571	-263
	arco	12547	34325	-	20621	0.2908	332	-82
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 15^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	16351	53065	-	29629	0.3874	716	-518
	1	16352	53068	-	29538	0.3875	723	-541
	3	16075	52171	-	29215	0.3524	726	-507
	5	15923	51677	-	28739	0.3342	724	-396
	7	15901	51605	-	29477	0.3316	706	-152
	10	15819	51340	-	29907	0.3222	664	-229
	arco	15562	50506	-	29786	0.2940	497	-126
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10; \alpha = 20^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	19313	69745	-	38935	0.4797	692	52
	1	19258	69544	-	38273	0.4721	693	43
	3	18852	68079	-	37607	0.4195	692	23
	5	18397	66436	-	36659	0.3662	709	70
	7	18275	65996	-	37503	0.3529	710	-35
	10	18067	65243	-	38341	0.3310	728	-89
	arco	17930	64747	-	38161	0.3172	739	-77
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.15; \alpha = 20^\circ; \beta = 4^\circ$						
	0.5	23612	75157	-	46798	0.4643	710	103
	1	23523	74874	-	45897	0.4547	715	152
	3	23108	73552	-	45356	0.4119	694	138
	5	22761	72449	-	44340	0.3787	725	40
	7	22585	71890	-	45162	0.3627	715	85
	10	22339	71106	-	46717	0.3412	720	51
	arco	22141	70474	-	46536	0.3246	718	15
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.20; \alpha = 20^\circ; \beta = 0^\circ$						
	0.5	24525	78277	-	52190	0.4742	712	202
	1	24471	78103	-	51215	0.4684	703	144
	3	24201	77243	-	50753	0.4405	707	107
	5	23784	75910	-	50015	0.3999	718	106
	7	23566	75217	-	51705	0.3800	724	104
	10	23282	74311	-	54169	0.3552	734	41
	arco	23057	73590	-	54159	0.3364	706	48
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 15^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	24486	53264	-	31036	0.4893	663	-469
	1	24467	53222	-	30870	0.4872	667	-468

	3	24433	53149	-	31095	0.4835	657	-340
	5	24378	53029	-	31257	0.4775	474	-168
	7	24328	52919	-	31156	0.4720	445	38
	10	24299	52856	-	31026	0.4689	446	140
	arco	25055	54501	-	31101	0.5556	416	49
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 20^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	29824	69630	-	39237	0.5892	650	39
	1	29743	69440	-	39065	0.5804	673	38
	3	29646	69214	-	39394	0.5700	691	29
	5	29396	68631	-	39775	0.5440	676	-13
	7	29480	68826	-	39536	0.5526	599	-26
	10	29181	68128	-	40112	0.5223	620	35
	arco	29145	68045	-	39970	0.5188	572	32
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10; \alpha = 20^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	34901	74462	-	45980	0.5797	713	86
	1	34870	74397	-	45834	0.5769	719	80
	3	34695	74024	-	46384	0.5611	721	134
	5	34607	73834	-	47050	0.5532	702	70
	7	34648	73923	-	48241	0.5569	675	82
	10	34317	73217	-	48922	0.5281	662	144
	arco	34534	73679	-	49851	0.5468	631	118
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.15; \alpha = 20^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	41273	79680	-	52935	0.6187	729	213
	1	41225	79586	-	52615	0.6147	720	151
	3	41017	79186	-	52707	0.5978	725	188
	5	40839	78842	-	54169	0.5836	712	133
	7	40827	78820	-	55319	0.5827	705	159
	10	40466	78123	-	57566	0.5548	777	200
	arco	40924	79007	-	58143	0.5904	711	215
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.20; \alpha = 20^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	46531	83187	-	59017	0.6363	720	276
	1	46445	83034	-	58619	0.6299	727	288
	3	46290	82758	-	58282	0.6184	711	280
	5	46036	82303	-	60149	0.5999	723	268
	7	45968	82181	-	61454	0.5950	717	288
	10	45722	81741	-	64291	0.5776	700	255
	arco	46289	82755	-	65267	0.6183	709	224
r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 15^\circ; \beta = 0^\circ$						
	0.5	35746	60998	-	37788	0.7337	628	-84
	1	35762	61027	-	37923	0.7356	616	-80
	3	35895	61252	-	38013	0.7507	621	-75
	5	35912	61282	-	38104	0.7527	589	268
	7	35978	61394	-	38139	0.7603	599	280
	10	35965	61373	-	38243	0.7589	592	277
	arco	35902	61264	-	38595	0.7515	628	251

r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 15^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	45082	68593	-	45093	0.7711	714	410
	1	45113	68641	-	45170	0.7741	707	417
	3	45133	68670	-	45500	0.7759	698	355
	5	45166	68721	-	46277	0.7791	695	215
	7	45270	68879	-	47009	0.7890	666	200
	10	45386	69056	-	47649	0.8002	688	197
	arco	45124	68657	-	48735	0.7751	715	409
r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10; \alpha = 20^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	48450	77478	-	51134	0.7669	740	-389
	1	48453	77483	-	51202	0.7672	747	-398
	3	48507	77569	-	51990	0.7719	752	-404
	5	48757	77970	-	52928	0.7941	732	255
	7	48897	78193	-	54611	0.8067	743	222
	10	49112	78537	-	55880	0.8264	745	266
	arco	49258	78771	-	56864	0.8400	677	268
r = 40%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 15^\circ; \beta = 0^\circ$						
	0.5	45746	66817	-	43746	1.0300	670	336
	1	45746	66817	-	43664	1.0300	682	341
	3	45673	66710	-	43180	1.0210	718	305
	5	45656	66686	-	43234	1.0190	698	351
	7	45665	66698	-	43323	1.0200	644	402
	10	45705	66758	-	43428	1.0250	673	279
	arco	45914	67063	-	44334	1.0510	706	385
r = 40%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 20^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	52246	76203	-	48710	1.0610	715	313
	1	52237	76190	-	48551	1.0600	717	286
	3	52300	76281	-	49048	1.0670	721	370
	5	52371	76385	-	49698	1.0750	721	412
	7	52318	76307	-	50030	1.0690	728	533
	10	52219	76163	-	50474	1.0580	717	546
	arco	52111	76005	-	50909	1.0460	721	154

## **APÉNDICE IV. RESULTADOS ACERO DP800**

Tabla IV.1. Resultados estirado con mandril fijo y flotante; DP800.

r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 10^\circ; \beta = 0^\circ$						
	0.5	16415	44908	-	25121	0.2880	688	-57
	1	16396	44854	-	25242	0.2864	656	-67
	3	16358	44751	-	25445	0.2834	517	-182
	5	16307	44613	-	25288	0.2794	614	-269
	7	16265	44498	-	25364	0.2761	568	-270
	10	16216	44364	-	25264	0.2723	610	-325
	arco	16451	45006	-	24664	0.2909	409	-166
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 15^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	21656	70282	-	35927	0.3858	873	-629
	1	21708	70452	-	35843	0.3901	880	-635
	3	21134	68589	-	35072	0.3449	885	-551
	5	20973	68066	-	34749	0.3330	893	-452
	7	20852	67675	-	35513	0.3243	852	-194
	10	20822	67575	-	36108	0.3221	775	-239
	arco	20404	66221	-	35589	0.2935	739	-149
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10; \alpha = 20^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	25768	93053	-	47025	0.4762	849	56
	1	25660	92663	-	46328	0.4671	853	38
	3	25094	90618	-	45510	0.4216	845	41
	5	24562	88698	-	44158	0.3821	847	97
	7	24267	87635	-	45634	0.3615	894	-57
	10	23728	85685	-	46596	0.3260	813	-68
	arco	23588	85182	-	45541	0.3173	840	-111
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.15; \alpha = 20^\circ; \beta = 4^\circ$						
	0.5	31977	101782	-	56643	0.4964	871	12
	1	31803	101228	-	55427	0.4841	872	50
	3	31094	98972	-	54899	0.4365	855	146
	5	30627	97487	-	53667	0.4072	878	41
	7	30474	96997	-	54568	0.3979	873	45
	10	29414	93625	-	56655	0.3382	883	28
	arco	29240	93071	-	55709	0.3291	860	-9
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.20; \alpha = 20^\circ; \beta = 0^\circ$						
	0.5	33379	106535	-	62302	0.5168	833	188
	1	33233	106069	-	62102	0.5065	861	181
	3	32416	103463	-	60652	0.4518	860	183
	5	31601	100860	-	60406	0.4019	841	196
	7	31243	99717	-	62313	0.3814	890	162
	10	30822	98376	-	65628	0.3584	887	73
	arco	30543	97483	-	64715	0.3437	870	115
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 15^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	32841	71438	-	37814	0.4959	773	-462
	1	32804	71356	-	37680	0.4933	790	-433

	3	32756	71252	-	37533	0.4900	804	-295
	5	32655	71033	-	37774	0.4831	699	-155
	7	32551	70807	-	37667	0.4761	580	-21
	10	32293	70246	-	37541	0.4590	573	58
	arco	33365	72578	-	37307	0.5333	453	105
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 20^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	40078	93569	-	47831	0.5838	802	79
	1	39982	93345	-	47606	0.5774	800	66
	3	39759	92826	-	47670	0.5628	850	42
	5	39580	92406	-	47938	0.5512	801	-4
	7	39715	92722	-	47881	0.5599	734	-5
	10	39188	91492	-	48373	0.5266	714	111
	arco	38834	90666	-	48415	0.5051	669	66
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10; \alpha = 20^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	47345	101013	-	55899	0.6015	864	303
	1	47242	100792	-	55646	0.5955	863	280
	3	47066	100418	-	56261	0.5854	855	280
	5	46837	99928	-	56839	0.5724	803	266
	7	46819	99890	-	58330	0.5714	751	280
	10	46258	98692	-	59224	0.5406	766	200
	arco	46190	98549	-	60159	0.5370	750	144
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.15; \alpha = 20^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	55903	107925	-	64093	0.6305	879	321
	1	55927	107969	-	63859	0.6317	866	300
	3	55711	107553	-	64065	0.6206	888	306
	5	55397	106947	-	65537	0.6047	885	384
	7	55309	106778	-	66812	0.6003	899	400
	10	54536	105284	-	69335	0.5627	844	383
	arco	54440	105100	-	70342	0.5582	853	322
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.20; \alpha = 20^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	63230	113041	-	71421	0.6551	883	331
	1	63213	113011	-	71164	0.6543	891	352
	3	62867	112392	-	70923	0.6380	870	344
	5	62542	111811	-	72629	0.6230	866	322
	7	62246	111283	-	74237	0.6096	877	366
	10	61679	110269	-	77549	0.5845	903	321
	arco	61853	110580	-	78875	0.5921	886	408
r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 15^\circ; \beta = 0^\circ$						
	0.5	48351	82508	-	45857	0.7222	688	222
	1	48357	82518	-	45979	0.7226	617	174
	3	48641	83003	-	46047	0.7423	712	155
	5	48754	83197	-	46107	0.7503	714	330
	7	48863	83382	-	46162	0.7580	617	379
	10	48915	83470	-	46248	0.7617	629	335
	arco	48764	83214	-	46707	0.7510	783	298

r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 15^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	61090	92950	-	54658	0.7591	891	-317
	1	61116	92990	-	54749	0.7606	889	-270
	3	61315	93292	-	55167	0.7720	903	20
	5	61413	93441	-	56333	0.7777	846	248
	7	61526	93613	-	57034	0.7843	700	385
	10	61718	93905	-	57693	0.7956	712	484
	arco	61287	93249	-	59067	0.7704	870	508
r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10; \alpha = 20^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	65901	105385	-	61980	0.7688	911	-454
	1	65830	105272	-	62016	0.7650	905	-334
	3	65888	105364	-	63078	0.7681	900	-267
	5	66389	106166	-	64314	0.7953	877	233
	7	66662	106602	-	66215	0.8104	899	545
	10	67073	107259	-	67775	0.8336	865	432
	arco	67238	107524	-	68794	0.8431	847	346
r = 40%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 15^\circ; \beta = 0^\circ$						
	0.5	62916	91897	-	52836	1.0350	806	461
	1	62863	91819	-	52721	1.0310	851	445
	3	62744	91644	-	52422	1.0220	855	362
	5	62784	91703	-	52466	1.0250	824	436
	7	62810	91742	-	52540	1.0270	762	499
	10	62850	91800	-	52692	1.0300	782	435
	arco	63192	92300	-	53686	1.0560	861	507
r = 40%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 20^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	71872	104827	-	59713	1.0620	866	367
	1	71827	104763	-	58786	1.0590	883	327
	3	71989	104999	-	59542	1.0700	863	493
	5	72121	105190	-	60197	1.0790	875	523
	7	72033	105063	-	60728	1.0730	852	680
	10	71724	104611	-	61251	1.0520	880	692
	arco	71827	104763	-	61680	1.0590	826	387

## **APÉNDICE V. RESULTADOS ACERO TRIP780**

Tabla V.1. Resultados estirado con mandril fijo y flotante; TRIP780.

r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 10^\circ; \beta = 0^\circ$						
	0.5	13925	38094	-	23606	0.2784	591	-175
	1	13917	38074	-	23653	0.2777	575	-207
	3	13882	37978	-	23455	0.2744	613	-264
	5	13809	37779	-	23408	0.2676	599	-279
	7	13828	37829	-	23383	0.2693	648	-331
	10	13786	37713	-	23281	0.2654	597	-346
	arco	13590	37179	-	22694	0.2477	320	-21
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 15^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	18285	59342	-	33958	0.3648	1027	-954
	1	18269	59291	-	33815	0.3634	1018	-953
	3	17859	57960	-	33661	0.3281	1019	-790
	5	17806	57789	-	33776	0.3237	982	-627
	7	17627	57206	-	34638	0.3090	846	-353
	10	17473	56707	-	34991	0.2967	792	-322
	arco	16927	54934	-	34040	0.2552	634	-165
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10; \alpha = 20^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	21856	78927	-	45635	0.4546	899	46
	1	21757	78569	-	44568	0.4458	911	-14
	3	21182	76491	-	43460	0.3968	891	-40
	5	20344	73468	-	44266	0.3315	852	-10
	7	20290	73272	-	44789	0.3275	835	-96
	10	20022	72302	-	45885	0.3081	854	-163
	arco	19670	71033	-	44422	0.2837	851	-101
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.15; \alpha = 20^\circ; \beta = 4^\circ$						
	0.5	26786	85259	-	54975	0.4479	905	95
	1	26664	84871	-	54061	0.4392	902	33
	3	25942	82573	-	53272	0.3897	906	62
	5	25539	81290	-	53035	0.3636	912	68
	7	25168	80109	-	54183	0.3405	917	10
	10	24951	79419	-	56416	0.3274	943	1
	arco	24396	77653	-	55392	0.2952	892	5
r = 10%	$r_{ent}$	$\mu = 0.20; \alpha = 20^\circ; \beta = 0^\circ$						
	0.5	28222	90075	-	61429	0.4839	890	164
	1	27805	88745	-	60503	0.4541	898	114
	3	27116	86547	-	59460	0.4074	885	203
	5	26943	85993	-	61198	0.3961	899	82
	7	26271	83850	-	62630	0.3542	930	48
	10	25812	82385	-	66319	0.3271	944	-2
	arco	25353	80919	-	64834	0.3012	912	83
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 15^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	27982	60869	-	36683	0.4813	811	-537
	1	27980	60863	-	36666	0.4811	739	-537

	3	27872	60630	-	36774	0.4733	767	-342
	5	27803	60479	-	36893	0.4683	555	-213
	7	27691	60236	-	36733	0.4603	537	11
	10	28060	61037	-	36658	0.4870	535	115
	arco	29329	63798	-	36527	0.5864	478	148
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 20^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	34267	80003	-	46630	0.5672	888	-156
	1	34261	79990	-	46369	0.5668	868	-176
	3	34096	79605	-	47176	0.5555	834	40
	5	33669	78607	-	47828	0.5269	778	30
	7	33439	78070	-	47526	0.5119	758	82
	10	33470	78142	-	48201	0.5139	723	109
	arco	33914	79180	-	47870	0.5432	680	83
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10; \alpha = 20^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	40173	85709	-	54964	0.5645	854	153
	1	40130	85618	-	54847	0.5620	865	142
	3	39913	85155	-	56502	0.5494	861	161
	5	39413	84089	-	57342	0.5211	826	144
	7	39493	84260	-	58593	0.5256	830	196
	10	39834	84988	-	59711	0.5449	771	248
	arco	40386	86165	-	60272	0.5771	723	203
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.15; \alpha = 20^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	47278	91274	-	63466	0.5811	924	152
	1	47168	91061	-	63112	0.5755	912	118
	3	46898	90540	-	64120	0.5619	921	191
	5	46742	90237	-	66196	0.5541	929	215
	7	46940	90621	-	67442	0.5640	924	280
	10	47068	90867	-	70333	0.5704	901	326
	arco	47710	92103	-	70957	0.6034	888	287
r = 20%	$r_{ent}$	$\mu = 0.20; \alpha = 20^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	53474	95599	-	70982	0.6015	910	318
	1	53234	95171	-	70670	0.5904	913	318
	3	52892	94559	-	71002	0.5748	911	272
	5	53088	94909	-	73512	0.5837	926	320
	7	53242	95186	-	75422	0.5908	910	384
	10	53433	95526	-	79109	0.5996	896	436
	arco	53922	96400	-	79887	0.6226	921	380
r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 15^\circ; \beta = 0^\circ$						
	0.5	42373	72308	-	45560	0.7590	670	108
	1	42355	72277	-	45705	0.7577	675	101
	3	42609	72710	-	45743	0.7762	693	233
	5	42653	72786	-	45817	0.7795	694	331
	7	42741	72936	-	45818	0.7860	602	373
	10	42784	73009	-	45929	0.7892	596	350
	arco	42450	72439	-	46487	0.7646	836	314

r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 15^\circ; \beta = 2^\circ$						
	0.5	53664	81652	-	54446	0.8006	893	-353
	1	53669	81659	-	54541	0.8009	907	-319
	3	53781	81828	-	55388	0.8076	928	-7
	5	53814	81879	-	56512	0.8096	807	250
	7	53940	82071	-	57209	0.8173	750	411
	10	54104	82320	-	57981	0.8273	724	523
	arco	53694	81697	-	59823	0.8024	904	505
r = 30%	$r_{ent}$	$\mu = 0.10; \alpha = 20^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	57672	92225	-	61910	0.7973	936	-631
	1	57704	92277	-	62114	0.7991	944	-588
	3	57849	92508	-	68687	0.8072	952	-565
	5	58315	93254	-	65005	0.8337	950	188
	7	58645	93782	-	67148	0.8528	927	326
	10	58828	94075	-	69047	0.8635	887	523
	arco	58787	94009	-	70357	0.8611	852	323
r = 40%	$r_{ent}$	$\mu = 0.01; \alpha = 15^\circ; \beta = 0^\circ$						
	0.5	55269	80727	-	53057	1.0480	845	452
	1	55256	80707	-	53034	1.0470	866	432
	3	55229	80668	-	52768	1.0450	879	459
	5	55229	80668	-	52839	1.0450	810	443
	7	55202	80629	-	52783	1.0430	827	472
	10	55176	80590	-	52844	1.0410	804	480
	arco	55561	81153	-	53829	1.0700	905	432
r = 40%	$r_{ent}$	$\mu = 0.05; \alpha = 20^\circ; \beta = 1^\circ$						
	0.5	63307	92336	-	60049	1.0830	886	316
	1	63352	92401	-	59920	1.0860	908	349
	3	63455	92551	-	60717	1.0930	910	546
	5	63455	92551	-	61152	1.0930	919	581
	7	63484	92594	-	61826	1.0950	872	689
	10	63188	92162	-	62200	1.0750	899	620
	arco	63129	92075	-	62964	1.0710	906	519