

UNIVERSIDAD NACIONAL DE EDUCACIÓN A DISTANCIA

ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE INGENIEROS INDUSTRIALES
Departamento de Ingeniería de Construcción y Fabricación

ESTUDIO DE FACTORES TECNOLÓGICOS EN PROCESOS
DE COMPRESIÓN POR DEFORMACIÓN PLÁSTICA DE
MATERIALES METÁLICOS DÚCTILES POR EL MÉTODO
DE LOS ELEMENTOS FINITOS

TESIS DOCTORAL

MARTA M^a MARÍN MARTÍN

Ingeniero Industrial

Madrid, 2011

DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA DE CONSTRUCCIÓN Y
FABRICACIÓN
ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE INGENIEROS
INDUSTRIALES

ESTUDIO DE FACTORES TECNOLÓGICOS EN PROCESOS
DE COMPRESIÓN POR DEFORMACIÓN PLÁSTICA DE
MATERIALES METÁLICOS DÚCTILES POR EL MÉTODO
DE LOS ELEMENTOS FINITOS

Dña. MARTA M^a MARÍN MARTÍN

Ingeniero Industrial

Director

Dr. D. MIGUEL ÁNGEL SEBASTIÁN PÉREZ

Codirectora

Dra. Dña. ANA M^a CAMACHO LÓPEZ

DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA DE CONSTRUCCIÓN Y
FABRICACIÓN

ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE INGENIEROS
INDUSTRIALES

ESTUDIO DE FACTORES TECNOLÓGICOS EN PROCESOS
DE COMPRESIÓN POR DEFORMACIÓN PLÁSTICA DE
MATERIALES METÁLICOS DÚCTILES POR EL MÉTODO
DE LOS ELEMENTOS FINITOS

Dña. MARTA M^a MARÍN MARTÍN

Ingeniero Industrial

Director

Dr. D. MIGUEL ÁNGEL SEBASTIÁN PÉREZ

Codirectora

Dra. Dña. ANA M^a CAMACHO LÓPEZ

Composición del tribunal:

Presidente: Dr. D. F. JAVIER LOMAS JUNG

Secretaria: Dra. Dña. EVA M^a RUBIO ALVIR

Vocal Primero: Dr. D. PEDRO J. NÚÑEZ LÓPEZ

Vocal Segundo: Dra. Dña. ROSARIO DOMINGO NAVAS

Vocal Tercero: Dr. D. CARPÓFORO VALLELLANO MARTÍN

Agradecimientos

Quisiera dar la gracias a mi Director de Tesis, D. Miguel Ángel Sebastián Pérez por sus sabios consejos y su apoyo incondicional.

A mi Codirectora Dña. Ana M^a Camacho López por el tiempo y el esfuerzo que me ha dedicado a lo largo de este arduo camino, por su paciencia y comprensión en determinados momentos.

A mis compañeras del Departamento de Ingeniería de Construcción y Fabricación por el ánimo que me han dado en todo momento.

De manera especial me gustaría dar las gracias a mi marido, Carlos, y a mis hijos por su paciencia y comprensión en mis ausencias durante el desarrollo de mi Tesis Doctoral; y sobre todo por su cariño y amor incondicional.

A toda mi familia por el apoyo que me han dado y a todas aquellas personas que de alguna manera han hecho posible poder culminar esta andadura.

El trabajo de investigación desarrollado a lo largo de la presente Tesis Doctoral ha sido subvencionado por el Proyecto de Investigación del Plan Nacional del Ministerio de Ciencia e Innovación de referencia DPI2009-07300 ‘Estudio de la aplicabilidad tecnológica, eficiente y sostenible de procesos de Forja Localizada-Incremental’

Índice

<i>Planteamiento y resumen de la presente Tesis</i>	1
<i>Capítulo 1. Identificación y clasificación de procesos de compresión</i>	
1.1. Introducción	5
1.2. Análisis del estado tensional tridimensional de piezas sometidas a compresión mediante PCDP	8
1.3. Análisis del estado de deformación tridimensional de piezas sometidas a compresión mediante PCDP	11
1.4. Tipos de procesos de conformado por deformación plástica por compresión	17
1.4.1. Forja	17
1.4.2. Indentación	20
1.4.3. Laminación	21
1.4.4. Extrusión	23
1.4.5. Ensayos de compresión para obtención de curvas de fluencia	24
1.4.6. Ensayos de compresión para obtención de propiedades tribológicas	24
1.5. Justificación de los procesos de compresión estudiados	26
<i>Capítulo 2. Estudio de particularidades en la obtención de curvas de fluencia de materiales metálicos dúctiles mediante procesos de compresión</i>	
2.1. Materiales metálicos dúctiles: el aluminio y sus aleaciones	27
2.2. Generalidades de los ensayos de compresión para la obtención de curvas de fluencia	29
2.3. El método del factor de corrección del abarrilamiento (BCFM)	31
2.4. Ensayos de compresión experimentales para la determinación de curvas de fluencia	34
2.4.1. Metodología experimental	34
2.4.2. Comparación de curvas bajo condiciones de aplicación de carga continua e incremental	37
2.4.3. Comparación de curvas para distintos materiales	40
2.4.4. Comparación de curvas en tracción y compresión	41
2.4.5. Influencia del rozamiento en la determinación de curvas de fluencia	42
<i>Capítulo 3. Estado del arte en procesos de compresión de interés</i>	
3.1. Introducción	47
3.2. Evolución del estudio de los PCDP a través de sus investigadores ...	48
3.3. Evolución de los métodos de cálculo de los PCDP	54
3.3.1. Método de análisis local de tensiones	55
3.3.2. Método de campo de líneas de deslizamiento	57
3.3.3. Método del límite superior	58
3.3.4. Método de los elementos finitos	59
3.4. Ensayos de compresión para obtención de propiedades tribológicas	61
3.5. Ensayos de indentación en el campo plástico	67

Capítulo 4. Simulación de procesos de indentación mediante el método de los elementos finitos usando metodología de resolución numérica implícita

4.1. Introducción	71
4.2. Metodología de análisis implícita	73
4.3. Desarrollo de modelo implícito en deformación plana con ABAQUS/Standard	76
4.3.1. Modelización y relación geométrica	76
4.3.2. Estudio del tamaño de malla para diferentes relaciones geométricas de pieza	79
4.3.3. Contraste y validación del modelo mediante técnicas analíticas	86
4.3.3.1. Revisión y análisis del estudio de Green	87
4.3.3.2. Validación del modelo de elementos finitos mediante el estudio de Green	98
4.4. Desarrollo de modelo implícito axisimétrico con ABAQUS/Standard	105
4.4.1. Estudio del tamaño de malla para diferentes relaciones geométricas	106
4.5. Limitaciones de la metodología implícita	110

Capítulo 5. Simulación de procesos de compresión mediante el método de los elementos finitos usando metodología de resolución numérica explícita

5.1. Metodología de análisis explícita	111
5.2. Desarrollo de modelos con Abaqus/Explicit	112
5.3. Limitaciones de la metodología explícita	122
5.4. Comparación de los resultados entre modelos de metodología implícita y explícita	122

Capítulo 6. Contraste de modelos numéricos con métodos analíticos y técnicas experimentales

6.1. Introducción	131
6.2. Contraste de modelos numéricos con métodos analíticos	132
6.2.1. Método de Deformación Homogénea sin endurecimiento por deformación	132
6.2.2. Método de Deformación Homogénea con endurecimiento por deformación	135
6.2.3. Contraste de modelos numéricos con el Método de Deformación Homogénea	136
6.3. Contraste de métodos de resolución con técnicas experimentales	143

Capítulo 7. Análisis de factores tecnológicos en procesos de compresión

7.1. Factores tecnológicos de interés en procesos de compresión	147
7.2. Resultados en modelos de deformación plana	148
7.2.1. Estudio de la influencia del rozamiento	148
7.2.2. Estudio de la influencia de la relación geométrica.....	155
7.3. Resultados en modelos axisimétricos	163
7.3.1. Estudio de la influencia del rozamiento	163
7.3.2. Estudio de la influencia de la relación geométrica	171
7.3.3. Estudio de la influencia de metodología de aplicación de la	

carga	175
7.4. Comparación de resultados en deformación plana y condiciones axisimétricas	179
<i>Capítulo 8. Conclusiones</i>	
8.1. Conclusiones de carácter general	183
8.2. Conclusiones de carácter particular	185
8.3. Desarrollo de trabajos futuros	190
<i>Referencias bibliográficas</i>	191
<i>Anexos</i>	213

Lista de símbolos

\ddot{u}	Aceleración
h_0	Altura inicial de la pieza o probeta
h	Altura inicial de la pieza o probeta
w	Anchura de la pieza
B	Anchura del punzón
A	Área
\mathbf{U}	Campo vectorial de desplazamiento
i_0	Carga inicial
i_f	Carga final
ε	Deformación
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	Deformaciones en las direcciones principales
$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$	Deformaciones en las direcciones x, y, z
d	Diámetro de la pieza
d_0	Diámetro inicial de la probeta
d_1	Diámetro final de la superficie en contacto de la probeta
d_2	Diámetro final del área del plano medio de la probeta
E_{KE}	Energía cinética
E_I	Energía interna
E_{VD}	Energía producida por la disipación viscosa
E_{FD}	Energía debida al rozamiento
E_W	Energía debida al trabajo producido
n	Exponente de endurecimiento del material
C	Factor de Corrección de Abarrilamiento
c_a	Factor de corrección para llegar a una solución no lineal
F	Fuerza
\mathbf{F}_i	Sumatorio de fuerzas externas aplicadas a un cuerpo
\mathbf{I}_i	Sumatorio de fuerzas internas originadas por las tensiones creadas en cada

	elemento
r_a	Fuerza residual
Δh	Incremento de altura
Δf	Incremento de carga
ALE	Mallado adaptativo
[K]	Matriz de rigidez
M	Masa
MDH	Método de Deformación Homogénea
MEF	Método de los Elementos Finitos
BCFM	Método del Factor de Corrección de Abarrilamiento
p	Presión hidrostática
PCPD	Procesos de Conformado por Deformado por Deformación Plástica
PCDPC	Procesos de Conformado por Deformado por Deformación Plástica a compresión
R	Radio de curvatura del abarrilamiento
a	Radio del área del plano medio de la probeta deformada
μ	Rozamiento de Coulomb
σ_m	Tensión media axial alcanza en el plano medio de la probeta
σ	Tensión
σ_c	Tensión a compresión
σ_t	Tensión a tracción
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Tensiones en las direcciones principales
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	Tensiones en las direcciones x, y, z
σ_{ij}	Tensor de tensiones
τ_{max}	Tensión cortante máxima
ϵ_{ij}	Tensor de deformaciones
Y	Tensión de fluencia
k	tensión de fluencia a cortadura
S	Tensión de fluencia de deformación plana
τ	Tensión tangencial o cortante
W	Trabajo realizado
n	Vector normal de un plano
V	Volumen

Lista de figuras y tablas

	Pag.
Figura 1.1. Elemento diferencial sometido a carga de compresión	8
Figura 1.2. Fuerzas de compresión aplicadas sobre el plano xy del elemento diferencial	9
Figura 1.3. Estado tensional a compresión de un elemento diferencial	10
Figura 1.4. Representación de un elemento diferencial en dos dimensiones antes y después del PCDPC	12
Figura 1.5. Variación del elemento diferencial en el plano xy teniendo en cuenta sólo lo que ocurre en la dirección x	13
Figura 1.6. Forja con matriz abierta: recalcado (upsetting)	18
Figura 1.7. Forja con matriz abierta: forja incremental (cogging)	18
Figura 1.8. Forja con matriz cerrada	19
Figura 1.9. Proceso de laminación	22
Figura 1.10. Proceso de laminación de forma	23
Figura 1.11. Proceso de extrusión	23
Figura 2.1. Geometría de la probeta antes y después de someterse al ensayo de compresión uniaxial	31
Figura 2.2. Foto de las probetas antes de ser ensayadas a compresión	34
Figura 2.3. Curvas tensión - deformación obtenidas en los ensayos de compresión uniaxial para las diferentes probetas de AA 6082-T6	38
Figura 2.4. Flexión de la probeta de altura 20mm	39
Figura 2.5. Fotografía de las probetas de altura 10 mm de AA 6082-T6 ensayadas incrementalmente y de manera continua	39
Figura 2.6. Comparación de las curvas obtenidas en un ensayo de compresión continuo para diferentes aleaciones de aluminio	40
Figura 2.7. Obtención de la curva en el ensayo de compresión incremental para	

diferentes aleaciones de aluminio	41
Figura 2.8. Comparativa de la curvas del material obtenidas a compresión continua e incremental y a tracción de una probeta de AA 6082-T6	42
Figura 2.9. Influencia del rozamiento en la obtención de las curvas fuerza – desplazamiento para el material AA 6082-T6	43
Figura 2.10. Influencia del rozamiento en la obtención de las curvas tensión – deformación para el material AA 6082-T6	44
Figura 3.1. C.A. Coulomb	48
Figura 3.2. H.Tresca	49
Figura 3.3. J.C. Saint-Venant	50
Figura 3.4. O. Mohr	51
Figura 3.5. Criterio de rotura de Mohr	51
Figura 3.6. R. von Mises	52
Figura 3.7. E. Siebel	55
Figura 3.8. Modelo de Análisis Local de Tensiones en el proceso de forja con matriz abierta	55
Figura 3.9. Th. von Kármán	56
Figura 3.10. Modelo de Análisis Local de Tensión para laminación plana	56
Figura 3.11. R. Hill	58
Figura 3.12. Esquema del ensayo de doble copa	64
Figura 3.13. Esquema del ensayo Tib Test	65
Figura 3.14. Esquema del ensayo <i>Boss & Rib Test</i>	66
Figura 4.1. Iteración en un incremento de tiempo para llegar a una solución no lineal	75
Figura 4.2. Croquis de la geometría del modelo para el estudio de Procesos de Indentación bajo condiciones de deformación plana	77
Figura 4.3. Tipo de elemento utilizado en la modelización	78
Figura 4.4. Tipo de integración empleado en el elemento	79
Figura 4.5. Malla empleado en los modelos del grupo “piezas pequeñas”	80
Figura 4.6. Fuerzas obtenidas en modelos pertenecientes al grupo de “piezas pequeñas” en la verificación de malla bajo condiciones de deformación plana de aleación AA 7075-O	81
Figura 4.7. Presiones de contacto obtenidas en modelos pertenecientes al grupo	

de “piezas pequeñas” en la verificación de malla bajo condiciones de deformación plana de aleación AA 7075-O	82
Figura 4.8. Malla empleada en los modelos del grupo “piezas grandes”	83
Figura 4.9. Fuerzas obtenidas en los modelos perteneciente al grupo de “piezas grandes” en la verificación de malla bajo condiciones de deformación plana de aleación AA 7075-O	84
Figura 4.10. Presiones de contacto alcanzadas en los modelos pertenecientes al grupo de “piezas grandes” en la verificación de malla bajo condiciones de deformación plana de aleación AA 7075-O	86
Figura 4.11. Geometría del modelo del estudio de Hencky	87
Figura 4.12. Representación de las tensiones principales sobre un plano de coordenadas en un proceso de compresión	89
Figura 4.13. Campo de líneas de deslizamiento para el modelo $h=b$	92
Figura 4.14. Presión de indentación frente a la relación altura pieza- ancho punzón (h/b) según Rowe	93
Figura 4.15. Representación de las diferentes zonas en la curva de presión	94
Figura 4.16. Campo de líneas de deslizamiento en la zona I para un factor de forma $h/b= 1/2$ ($b=2h$)	95
Figura 4.17. Campo de líneas de deslizamiento en la zona I para un factor de forma $h/b= 0,8$ ($b=1,25h$)	95
Figura 4.18. Ampliación de la zona I en la curva de presión	96
Figura 4.19. Campo de líneas de deslizamiento en la zona III para un factor de forma $h/b=2$	97
Figura 4.20. Campo de líneas de deslizamiento para la zona IV dado por Hill	98
Figura 4.21. Modelo analizado por el método de elementos finitos	98
Figura 4.22. Comparativa de las curvas de presión para el modelo de elementos finitos ($w=7B$) y la representada por Rowe	100
Figura 4.23. Ampliación de la zona I en el modelo de elementos finitos para $w=7B$	101
Figura 4.24. Mapa de deformaciones equivalentes de dos modelos correspondientes a la zona I	102
Figura 4.25. Mapa de deformaciones equivalentes de la zona II y III	103
Figura 4.26. Mapa de deformaciones equivalentes de la zona IV	104

Figura 4.27. Mapa de deformaciones para una indentación simple con $h=5B$ y pieza apoyada sobre plataforma inferior	105
Figura 4.28. Geometría del modelo axisimétrico	106
Figura 4.29. Fuerzas alcanzadas en los modelos estudiados para la verificación de malla en el modelo axisimétrico de aleación AA 7075-O	108
Figura 4.30. Presiones de contacto en los modelos estudiados con $\mu=0,5$ para la verificación de malla en el modelo axisimétrico de aleación AA 7075-O	109
Figura 4.31. Malla empleada en los modelos axisimétricos	110
Figura 5.1. Definición de la curva de amplitud en los modelos de ABAQUS/Explicit	117
Figura 5.2. Comprobación de las energías durante el proceso en un modelo estudiado	117
Figura 5.3. Modelo geométrico del Proceso de Forja con matriz abierta	119
Figura 5.4. Fuerzas obtenidas en el Proceso de Indentación en el modelo axisimétrico para la aleación AA 7075-O con diferentes relaciones geométricas	120
Figura 5.5. Presiones de contacto alcanzadas en el Proceso de Indentación en el modelo axisimétrico para la aleación AA 7075-O	120
Figura 5.6. Obtención de las curvas $F - \Delta h$ para diferentes coeficientes de rozamiento en el Proceso de Forja con matriz abierta considerando ambas aleaciones de aluminio	121
Figura 5.7. Comparativa de fuerzas obtenidas bajo condiciones de deformación plana en el Proceso de Indentación para la aleación AA 7075-O mediante ambas metodologías	123
Figura 5.8. Comparativa de presiones de contacto obtenidas bajo condiciones de deformación plana en el Proceso de Indentación para la aleación AA 7075-O mediante ambas metodologías	124
Figura 5.9. Estado tensional alcanzado en el modelo $h=3B$, $w=2B$ para un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O mediante ambas metodologías	125
Figura 5.10. Estado de deformaciones alcanzado en el modelo $h=3B$, $w=2B$ para un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O mediante ambas metodologías	125
Figura 5.11. Comparativa de fuerzas obtenidas en el modelo axisimétrico del	

Proceso de Indentación para una aleación de aluminio AA 7075-O para diferentes relaciones geométricas y rozamientos	126
Figura 5.12. Comparativa de presiones de contacto alcanzadas en el modelo axisimétrico en el Proceso de Indentación para la aleación AA 7075-O mediante ambas metodologías	128
Figura 5.13. Estado tensional alcanzado en el modelo $h=3B$, $w=2B$ para un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación axisimétrico para la aleación AA 7075-O mediante ambas metodologías	129
Figura 5.14. Estado de deformaciones alcanzado en el modelo $h=3B$, $w=2B$ para un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación axisimétrico para la aleación AA 7075-O mediante ambas metodologías	129
Figura 6.1. Comparación de las curvas fuerza – desplazamiento matriz obtenidas a través de diferentes métodos en el Proceso de Forja con una geometría de pieza $d=10$ mm; $h=5$ mm para la aleación AA 6082-T6	137
Figura 6.2. Comparativa de las curvas del trabajo realizado obtenido por el MDH y el MEF aplicado en el Proceso de Forja con matriz abierta para una geometría de pieza $d=10$ mm, $h=5$ mm de la aleación AA 6082-T6	139
Figura 6.3. Comparación de las curvas fuerza – desplazamiento matriz obtenidas a través de diferentes métodos en el Proceso de Forja con una geometría de pieza $d=10$ mm; $h=10$ mm de la aleación AA 6082-T6	141
Figura 6.4. Comparativa de las curvas del trabajo realizado obtenido por el MDH y el MEF aplicado en el Proceso de Forja con matriz abierta para una geometría de pieza $d=10$ mm, $h=10$ mm de la aleación AA 6082-T6	143
Figura 6.5. Comparativa de modelos numéricos con técnicas experimentales del modelo de geometría $d=10$ mm y $h= 10$ mm de la aleación AA 6082-T6 en un Proceso de Forja con matriz abierta	145
Figura 7.1. Fuerzas obtenidas en función del rozamiento para diferentes relaciones geométricas en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O	150
Figura 7.2. Presiones de contacto obtenidas en algunos modelos con diferente relación geométrica y condiciones de rozamiento en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O	151
Figura 7.3. Ampliación de las gráficas de presiones de contacto obtenidas en	

algunos modelos con diferente relación geométrica y condiciones de rozamiento en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O	153
Figura 7.4. Estado tensional alcanzado en el modelo $h=B$, $w=2B$ con rozamientos diferentes en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O	154
Figura 7.5. Estado de deformaciones alcanzado en el modelo $h=B$, $w=2B$ con rozamientos diferentes en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O	154
Figura 7.6. Fuerzas obtenidas en modelos con diferente relación geométrica en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O	156
Figura 7.7. Fuerzas obtenidas en modelos con una relación geométrica donde la altura de la pieza es igual al ancho del punzón considerando un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O	157
Figura 7.8. Estados tensionales alcanzados en los modelos con una altura $h=3B$ y anchos $w=2B$ y $w=9B$ considerando un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O	159
Figura 7.9. Estados de deformación alcanzados en los modelos con una altura $h=9B$ y anchos $w=2B$ y $w=3B$ considerando un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O	160
Figura 7.10. Estados de tensiones alcanzados en los modelos $h=B$ con diferentes relaciones geométricas para un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O	161
Figura 7.11. Estados de deformaciones alcanzados en los modelos $h=B$ con diferentes relaciones geométricas para un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O	162
Figura 7.12. Fuerzas obtenidas en función del rozamiento en modelos con	

diferente relación geométrica en el modelo axisimétrico del Proceso de Indentación para la aleación AA 7075-O	163
Figura 7.13. Presiones de contacto obtenidas en algunos modelos con diferente relación geométrica y diferentes valores de rozamiento en el modelo axisimétrico del Proceso de Indentación para la aleación AA 7075-O	165
Figura 7.14. Ampliación de las gráficas de presiones de contacto obtenidas en algunos modelos con diferente relación geométrica en el modelo axisimétrico del Proceso de Indentación para la aleación AA 7075-O	166
Figura 7.15. Estado tensional alcanzado en el modelo $h=3B$, $w=2B$ con rozamientos diferentes en el Proceso de Indentación bajo condiciones de simetría axial para la aleación AA 7075-O	167
Figura 7.16. Estado de deformaciones alcanzado en el modelo $h=3B$, $w=2B$ con rozamientos diferentes en el Proceso de Indentación bajo condiciones de simetría axial para la aleación AA 7075-O	167
Figura 7.17. Fuerzas obtenidas en el Proceso de Forja con matriz abierta para distintos coeficientes de rozamiento de Coulomb y relaciones geométricas de la aleación AA 6082-T6	168
Figura 7.18. Estado tensional alcanzado en diferentes modelos geométricos, $d=10\text{ mm}$; $h=5\text{ mm}$ y $d=10\text{ mm}$; $h=10\text{ mm}$, considerando distintos rozamientos en el Proceso de Forja con matriz abierta para la aleación AA 6082-T6	170
Figura 7.19. Estado de deformaciones equivalentes alcanzado en diferentes modelos geométricos, $d=10\text{ mm}$; $h=5\text{ mm}$ y $d=10\text{ mm}$; $h=10\text{ mm}$, considerando distintos rozamientos en el Proceso de Forja con matriz abierta para la aleación AA 6082-T6	170
Figura 7.20 Fuerzas obtenidas en función de la relación geométrica para distintos rozamientos en algunos modelos axisimétricos del Proceso de Indentación para la aleación AA 7075-O	172
Figura 7.21. Estados tensionales alcanzados en los modelos con una altura $h=3B$ y anchos $w=2B$ y $w=3B$ considerando un rozamiento $\mu=0,3$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de simetría axial para la aleación AA 7075-O	173
Figura 7.22. Estados de deformación alcanzados en los modelos con una altura $h=3B$ y anchos $w=2B$ y $w=3B$ considerando un rozamiento $\mu=0,3$ en el	

Proceso de Indentación bajo condiciones de simetría axial para la aleación AA 7075-O	173
Figura 7.23. Estados tensionales alcanzados en los modelos con un ancho $w=2B$ y alturas $h=B$ y $h=3B$ considerando un rozamiento $\mu=0,3$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de simetría axial para la aleación AA 7075-O	174
Figura 7.24. Estados deformacionales alcanzados en los modelos con un ancho $w=2B$ y alturas $h=B$ y $h=3B$ considerando un rozamiento $\mu=0,3$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de simetría axial para la aleación AA 7075-O	174
Figura 7.25. Geometría de las piezas antes de realizar los ensayos de la aleación de aluminio AA 6082-T6	176
Figura 7.26. Geometría de las piezas de aluminio AA 6082-T6 después de los ensayos	177
Figura 7.27. Comparativa del estado tensional alcanzado en los ensayos realizados en el Proceso de Forja con matriz abierta en una pieza de aluminio AA 7075-T6 de geometría $d=10\text{ mm}$ y $h=10\text{ mm}$, con distintas metodologías de aplicación de la carga	177
Figura 7.28. Comparativa de las deformaciones equivalentes producidas en los ensayos realizados en el Proceso de Forja con matriz abierta en una pieza de aluminio AA 7075-T6 de geometría $d=10\text{ mm}$ y $h=10\text{ mm}$, con distintas metodologías de aplicación de la carga	178

Tabla 2.1. Medidas finales de las probetas de AA 6082-T6 ensayadas a compresión continua	35
Tabla 2.2. Medidas finales de las probetas de AA 6082-T6 ensayadas a compresión incremental	36
Tabla 2.3. Relaciones h/d de las probetas de AA 6082-T6 simuladas con su correspondiente incremento en altura, y determinación del punto de cambio de comportamiento	45
Tabla 4.1. Geometría de los modelos estudiados	77
Tabla 4.2. Modelos geométricos estudiados	99
Tabla 6.1. Relaciones h/d del Proceso de Forja con matriz abierta estudiado por el MEF para una geometría de pieza $d=10$ mm, $h=5$ mm de aluminio AA 6082-T6	139
Tabla 6.2. Relaciones h/d del Proceso de Forja con matriz abierta estudiado por el MEF para una geometría de pieza $d=10$ mm, $h=10$ mm de aluminio AA 6082-T6	142
Tabla 7.1. Alturas finales de las probetas ensayadas con ambas metodologías	176

Planteamiento y resumen de la presente Tesis

El principal objetivo de la presente Tesis es el estudio de los Procesos de Conformado por Deformación Plástica a Compresión en materiales dúctiles. Durante el desarrollo de la Tesis al grupo de investigación al que pertenece la autora de la misma, le fue concedido el Proyecto de Investigación del Plan Nacional de título “*Estudio de la aplicabilidad tecnológica, eficiente y sostenible de procesos de Forja Localizada-Incremental*” subvencionado por el Ministerio de Ciencia e Innovación. Debido a ello, los desarrollos y aplicaciones de la presente Tesis se focalizan hacia esta línea de investigación tratando de buscar sinergias que permitan conjugar el trabajo de investigación cumpliendo con los hitos y compromisos del proyecto.

El tema principal de la Tesis Doctoral es el estudio de los Procesos de Conformado por Deformación Plástica a Compresión, centrándose en el Proceso de Indentación junto con el Proceso de Forja con matriz abierta por las similitudes que presentan ambos procesos. En concordancia con el Proyecto de Investigación citado, se centra en el estudio de procesos de compresión discretos unitarios analizando la influencia de factores intrínsecos como el material y la geometría de la pieza, y factores extrínsecos como el rozamiento existente en la intercara pieza – punzón. Para ello se elaboran modelos de simulación numérica que representen de la mejor manera posible

las condiciones dadas en los procesos reales, seleccionando algoritmos numéricos adecuados para lograr la convergencia en los modelos desarrollados.

Inicialmente, se realiza una breve introducción de los Procesos de Conformado por Deformación Plástica a Compresión con la intención de contextualizar el trabajo de investigación; para más tarde revisar la evolución histórica de su estudio a través de los investigadores más relevantes.

Se observa que uno de los principales parámetros de los Procesos de Conformado por Deformación Plástica es el rozamiento. Debido a las propias características de dichos procesos, entre las que destacan el contacto entre superficies de la pieza y de las herramientas, así como las grandes presiones alcanzadas en ellas, el rozamiento es un factor interesante a analizar en el proceso. Para evaluar y cuantificar el rozamiento existe un amplio abanico de ensayos de compresión para obtención de las propiedades tribológicas siendo el más extendido en el ensayo de compresión de anillo, debido a su sencillez de ejecución obteniéndose un mapa de curvas de calibración en función del rozamiento. Aparecen nuevos ensayos para la obtención de propiedades tribológicas basados en el proceso de extrusión. La realización de este tipo de ensayos normalmente va acompañada de un ensayo de compresión uniaxial para determinar la curva de fluencia del material.

En el ensayo de compresión uniaxial para la obtención de la curva de fluencia que se emplea para caracterizar el comportamiento de los materiales, al igual que en el ensayo de tracción uniaxial, durante su realización llega un determinado momento en el que la pieza no se deforma de manera uniforme y la relación entre las tensiones alcanzadas y las deformaciones producidas no son tan fáciles de obtener.

Por este motivo, en la primera parte de la presente Tesis se estudia el ensayo de compresión uniaxial para obtener las curvas de fluencia de los materiales a estudio y a la vez, describir un procedimiento en el cálculo de la obtención de la relación entre las tensiones y deformaciones alcanzadas.

El estudio se realiza en materiales dúctiles, escogiendo como material dúctil dos aleaciones de aluminio, presentando ambas endurecimiento a la deformación pero con

diferente resistencia mecánica. La elección de dichas aleaciones se debe a su gran aplicación en el sector industrial suscitado por sus buenas propiedades mecánicas, ligereza y facilidad de reciclaje.

La aleación de aluminio AA 7075 [UNS A97075], donde el aleante principal es el Zinc, se elige por ser una de las aleaciones con características mecánicas más elevadas dentro de los aluminios, mientras que la aleación de aluminio AA 6082 [UNS A96082], donde sus principales aleantes son el Magnesio y el Silicio, tiene unas características de resistencia mecánica media con un excelente comportamiento frente a la corrosión. Ambas aleaciones son ampliamente utilizadas en el sector del transporte como en el campo automovilístico y aeronáutico, sustituyendo en gran medida a muchos materiales.

En la presente Tesis Doctoral el ensayo de compresión uniaxial se aborda en su totalidad; en el momento de la aparición de la deformación no uniforme se aplica un factor de corrección en el cálculo de tensión. Se analiza la influencia de algunos parámetros en dicho ensayo como el rozamiento de Coulomb y la geometría de la probeta. El ensayo se analiza a través del Método de los Elementos Finitos y métodos analíticos convencionales como el Método de Deformación Homogénea; y se comparan los resultados obtenidos con los adquiridos mediante ensayos experimentales.

Debido a la semejanza del ensayo de compresión uniaxial con el Proceso de Forja con matriz abierta, el estudio realizado en el ensayo de compresión uniaxial se extienden al Proceso de forja de matriz abierta. Además de estudiar la influencia de los parámetros analizados en el ensayo de compresión uniaxial, en el Proceso de Forja también se estudia la influencia de la metodología de aplicación de la carga, analizando como resultados el estado tensional y de deformación alcanzados.

El Proceso de Indentación se estudia como proceso de fabricación para conformar piezas, no como ensayo convencional para la obtención de propiedades mecánicas de un material como la dureza. En el Proceso de Indentación se analiza la influencia del rozamiento y de la geometría de la pieza. Como variables de salida fundamentales a analizar se obtienen las fuerzas necesarias para llevar a cabo el proceso

y los perfiles de presiones producidos en la superficie de contacto punzón – pieza, así como los valores máximos alcanzados de tensión y deformación.

La geometría de la pieza se cambia a lo largo del estudio del Proceso de Indentación. En la pieza se modifican las dimensiones de altura y de ancho en función del ancho del punzón, el cual permanece constante a lo largo de todo el estudio. Estos cambios de dimensión de la pieza dan lugar a una relación geométrica de la pieza en función de la dimensión del ancho del punzón. La influencia de la relación geométrica de la pieza se analiza en los resultados obtenidos.

Todos los casos planteados se analizan mediante el Método de los Elementos Finitos utilizando como herramienta de análisis el programa de simulación de propósito general Abaqus. En el estudio, se tiene en cuenta dos metodologías de resolución numérica, la metodología implícita y la explícita. Ambas metodologías son descritas y los resultados obtenidos mediante ellas se comparan, lo que permite comprobar las ventajas e inconvenientes en su aplicación al análisis de Procesos de Conformado por Deformación Plástica a Compresión. Finalmente, algunos modelos se comparan con ensayos experimentales.

En el análisis del Proceso de Indentación se emplean dos tipos de modelos, bajo condiciones de deformación plana y con simetría axial, con la finalidad de comprobar si se puede realizar una extrapolación de los resultados obtenidos en cada modelo. A través del Método de los Elementos Finitos se analizan estados tensionales y de deformaciones equivalentes alcanzados en el proceso.

Finalmente se llega a una serie de conclusiones nacidas del análisis de los resultados obtenidos de este trabajo de investigación y se plantean nuevas líneas de investigación a desarrollar en trabajos futuros.

Capítulo 1

Identificación y clasificación de procesos de compresión

1.1. Introducción

Existe una gran variedad de procesos de fabricación. A grandes rasgos se puede decir que todos ellos tienen como objetivo común fabricar piezas útiles con tiempos y costes de fabricación lo más reducidos posibles. Pero hoy en día además de tener en cuenta estas características, el concepto de fabricar va más allá de la obtención de piezas; también se tiene que contemplar el desarrollo de procesos de fabricación respetuosos con el medio ambiente.

Los procesos de fabricación, según la norma alemana DIN 8580, se pueden clasificar en seis grupos principales atendiendo a las siguientes acciones:

1. *Dar forma primaria:* consiste en fabricar un cuerpo rígido a partir de un material carente de forma.
2. *Transformar o conformar:* consiste en fabricar un cuerpo rígido por modificación plástica de su forma.
3. *Cortar:* consiste en la fabricación de un cuerpo sólido, en el curso de la cual se interrumpe localmente su continuidad.

4. *Unir*: es la unión de dos o más piezas entre sí de un mismo material o de distinto.
5. *Recubrir*: consiste en la aplicación de una capa adherente de material.
6. *Modificar las propiedades de la materia*: consiste en fabricar un cuerpo rígido por alteración, separación o incorporación de partículas de material, sin que sea esencial la modificación de su forma.

La presente Tesis se centra en el grupo de procesos de fabricación clasificados como “Transformar o Conformar”. Los procesos de fabricación denominados “Procesos de Conformado” son de especial interés en el sector industrial debido a que son procesos en los que se obtienen piezas finales con propiedades mecánicas superiores a las de partida y con una pérdida mínima de material lo cual hace que este tipo de proceso sea económicamente viable.

Tal como se define este grupo de procesos de fabricación, creación de una pieza por modificación plástica de su forma quiere decir que la forma final de la pieza se obtiene por la aplicación de cargas las cuales alcanzan la zona plástica del material, por tanto el material fluye plásticamente. Debido a esta característica fundamental para este tipo de procesos, se les denomina Procesos de Conformado por Deformación Plástica (PCDP).

Los PCPD son aquellos procesos de fabricación que aprovechan el comportamiento plástico de los materiales para modificar las características geométricas y mecánicas de los mismos dando lugar a deformaciones permanentes en las piezas. Por tanto los materiales que se utilicen requieren ser dúctiles, es decir, que sean capaces de admitir grandes deformaciones mecánicas sin llegar a la rotura. Estos procesos se ven favorecidos por aquellos materiales que tienen una baja tensión de fluencia y una alta ductilidad, viéndose estas propiedades afectadas por la temperatura y el estado tensional inicial de la pieza.

Los PCDP se pueden clasificar en función del estado tensional experimentado por las piezas hasta alcanzar la deformación deseada, tal como se recoge en la norma alemana DIN 8582. De esta clasificación, se destacan por su interés en la presente Tesis

Doctoral, aquellos procesos en los que el estado tensional preferente es de compresión. Dentro de este grupo [DIN 8583 - 1] se distinguen los siguientes procesos:

- Laminación
- Forja
- Indentación
- Extrusión

Este grupo de procesos, caracterizado por su estado tensional a compresión, recibe el nombre de Procesos de Conformado por Deformación Plástica a Compresión (PCDPC).

En este tipo de procesos han de considerarse la carga de trabajo, fluencia del material y parámetros tecnológicos para obtener el resultado deseado. La carga de trabajo va a determinar la potencia que se requiere y el tamaño del equipo necesario para realizar el proceso. A su vez, esta misma está relacionada con la fluencia del material ya que si se trabaja a temperatura ambiente, es decir, conformado en frío, como es el caso, la carga máxima va a depender del endurecimiento por deformación que sufre el material. Por lo tanto, el proceso está limitado por las carga máximas que es capaz de soportar el material dentro de unos límites en cada una de las operaciones que se vayan a realizar. Por otro lado, es muy importante conocer cómo se deforma plásticamente el material, el cual fluye por la combinación de tensiones producidas debidas a la aplicación de la carga. Todo esto se estudia a través de la Teoría de la Plasticidad, donde han de tenerse en cuenta criterios de fluencia tales como el criterio de fluencia de von Mises [von Mises, 1913]. Por último, la obtención de la pieza final está condicionada por parámetros tecnológicos como lubricación, temperatura, geometría inicial de la pieza o geometría de la herramienta, entre otros.

Conocer previamente todo ello, va a permitir seleccionar adecuadamente los parámetros del proceso alcanzando una optimización del mismo.

1.2. Análisis del estado tensional tridimensional de piezas sometidas a compresión mediante PCDP

En todo PCDPC la deformación de la pieza es producida por la acción de unas fuerzas externas que genera un estado tensional. Teniendo en cuenta un elemento diferencial de la pieza en dichas condiciones, este estará sometido a una serie de fuerzas que pueden representarse en un sistema de coordenadas cartesianas tal como se indica en la figura 1.1.

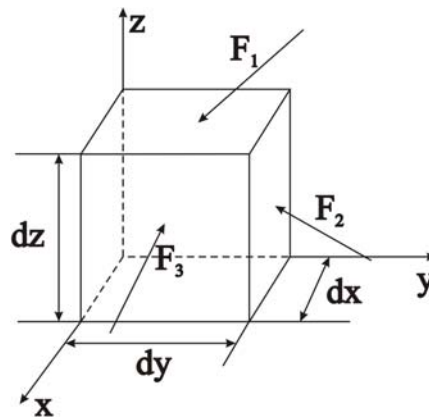


Figura 1.1. Elemento diferencial sometido a cargas de compresión

Las tres fuerzas aplicadas en el elemento diferencial que se observa en la figura 1.1 son magnitudes vectoriales las cuales se pueden descomponer en sus componentes cartesianas pasando así, de tres componentes de fuerza a nueve componentes:

$$\begin{aligned}\vec{F}_1 &= F_{1x}\vec{i} + F_{1y}\vec{j} + F_{1z}\vec{k} \\ \vec{F}_2 &= F_{2x}\vec{i} + F_{2y}\vec{j} + F_{2z}\vec{k} \\ \vec{F}_3 &= F_{3x}\vec{i} + F_{3y}\vec{j} + F_{3z}\vec{k}\end{aligned}$$

La tensión producida por las cargas aplicadas se define como la fuerza aplicada ΔF_j dividida entre el área ΔA_i donde se aplica dicha fuerza; el área también es una magnitud vectorial definida por la dirección normal al plano del área en cuestión. La tensión se obtiene como el resultado del límite del incremento de la fuerza dividido entre el incremento del área cuando esta última tiende a cero:

$$\sigma_{ij} = \lim_{\Delta A_i \rightarrow 0} \frac{\Delta F_j}{\Delta A_i} \quad (1.1)$$

donde el subíndice i indica la dirección de la normal del plano donde la fuerza es aplicada y el subíndice j muestra la dirección de la fuerza. Si los subíndices coinciden, es decir, la dirección de la componente de la fuerza y el vector normal del plano es el mismo, se conoce como tensión normal. Mientras en caso de no coincidir la tensión se denomina tensión tangencial o cortante y se representa con el símbolo τ .

Por ejemplo, si se considera el plano xy y las fuerzas aplicadas tal como muestra la figura 1.2, el plano viene definido por su normal \mathbf{n}_z , y la fuerza aplicada tendrá componentes x, y, z :

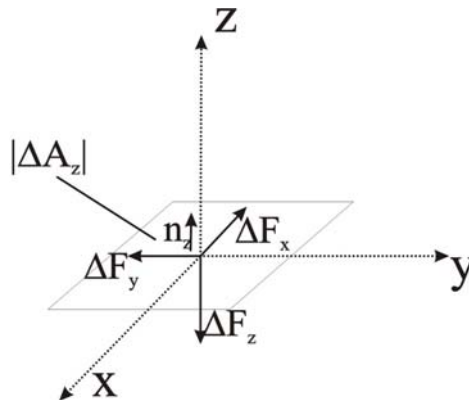


Figura 1.2. Fuerzas de compresión aplicadas sobre el plano xy del elemento diferencial

La tensión de producida por la componente de la fuerza en la dirección z será:

$$\sigma_{zz} = \lim_{\Delta A_z \rightarrow 0} \frac{\Delta F_z}{\Delta A_z} = \sigma_z$$

siendo esta la tensión normal ya que los subíndices i y j son iguales. Para hallar las tensiones en las otras componentes de fuerza, x e y , se tendrá:

$$\sigma_{zx} = \lim_{\Delta A_z \rightarrow 0} \frac{\Delta F_x}{\Delta A_z} = \tau_{zx}$$

$$\sigma_{zy} = \lim_{\Delta A_z \rightarrow 0} \frac{\Delta F_y}{\Delta A_z} = \tau_{zy}$$

dando lugar a las tensiones tangenciales τ .

Haciendo lo anterior en todos los planos del elemento diferencial se obtienen las tensiones producidas. Estas vienen representadas en la siguiente figura donde se puede observar que hay nueve componentes de tensión, teniendo en cuenta todos los planos del elemento diferencial y sus direcciones.

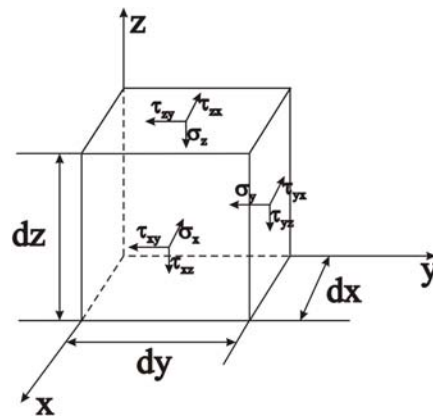


Figura 1.3. Estado tensional a compresión de un elemento diferencial

El conjunto de todas las tensiones representa el estado tensional del elemento diferencial sometido a compresión. Estas componentes se pueden definir a través del tensor de tensiones:

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix} \quad (1.2)$$

Tal como se han representado las tensiones en la figura se considera que son negativas y por tanto a compresión. Lógicamente existe un convenio sobre signos para ser coherentes, donde el significado físico de los subíndices es el siguiente [Oxford & Caddell, 1983]:

- Una componente se define como positiva cuando los subíndices i y j son los dos positivos o los dos negativos
- Una componente negativa se define cuando los subíndices son de distinto signo es decir, i es positivo y j es negativo o viceversa

En este caso las componentes del tensor son positivas y por tanto coincide con el tensor de un proceso a tracción.

Para un estado general, el tensor viene expresado por tensiones normales y tensiones cortantes, de las cuales se deben conocer seis para determinar completamente el tensor. Cuando el sistema se encuentra en equilibrio siempre existen tres planos perpendiculares entre sí sobre los cuales las tensiones cortantes son nulas y las tensiones normales actúan en las direcciones normales a estos planos. Dichas tensiones y planos se conocen como tensiones principales y planos principales respectivamente, simplificándose el tensor.

1.3. Análisis del estado de deformación tridimensional de piezas sometidas a compresión mediante PCDP

Las tensiones generadas por la aplicación de las cargas externas provocan en el interior de la pieza una serie de deformaciones. Si dichas tensiones alcanza la tensión de fluencia del material, este empieza a fluir y las deformaciones provocadas son permanentes. Este tipo de deformaciones se conocen por deformaciones plásticas por encontrarse el comportamiento del material dentro la zona plástica.

El estudio de este comportamiento permite conocer el estado de deformaciones alcanzado en la pieza. Al ser la variable de deformación plástica una variable local se define en relación a un elemento de volumen infinitesimal y por tanto se va a detallar de manera incremental.

Al igual que en el estado tensional, el estado de deformaciones se puede describir a través de un tensor de deformaciones (ϵ_{ij}). Cuando el subíndice $i=j$ se conoce como deformación normal ya que está se produce perpendicular al plano considerado del elemento infinitesimal. En el caso de que $i \neq j$ las deformaciones son tangenciales y se denominan como deformaciones cortantes.

La geometría de la pieza al deformarse plásticamente cambia de manera permanente. Considerando un elemento diferencial de volumen cualquiera en este proceso de conformado, no sólo cambia su geometría sino también su posición debido a

la fluencia del material. A la hora de estudiar este fenómeno, se va a considerar un elemento diferencial en dos dimensiones dando lugar a un elemento infinitesimal rectangular cuya posición inicial de sus extremos es a , b , c y d , siendo esta después de sufrir un proceso de conformado por compresión a' , b' , c' y d' , como se puede observar en la siguiente figura.

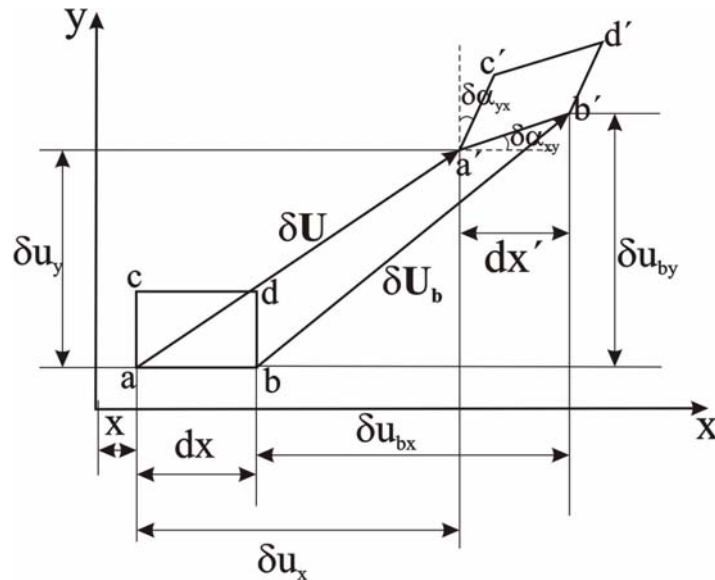


Figura 1.4. Representación de un elemento diferencial en dos dimensiones antes y después del PCDPC [Altan et al., 1983]

Todo lo que se va a explicar a continuación está considerado en dos dimensiones para una mayor simplicidad, siendo extensible a tres dimensiones. En la figura 1.4 se ha representado la variación de la recta dx formada por los puntos a y b a la recta dx' con extremos a' y b' . La variación de posición que sufren los puntos a y b pertenecientes a la recta dx , se ha representado a través de los campos vectoriales de desplazamiento U y U_b respectivamente. Los campos vectoriales de desplazamiento son funciones continuas, por tanto derivables. Debido a estas características se puede encontrar una solución aproximada a través de la serie de Taylor que permita aproximar un valor de una función en un punto en términos del valor de la función y sus derivadas en otro punto. En este caso, se determinará el desplazamiento del punto b en función del desplazamiento del punto a . Si se descomponen los vectores desplazamientos en sus componentes cartesianas se tiene:

$$\delta U = \delta u_x \mathbf{i} + \delta u_y \mathbf{j}$$

$$\delta U_b = \delta u_{bx} \mathbf{i} + \delta u_{by} \mathbf{j}$$

Considerando que la deformación que se produce es pequeña, en el desarrollo de Taylor se pueden despreciar los términos a partir del segundo orden, obteniendo que el desplazamiento del punto b es función del desplazamiento del punto a más la variación de este mismo respecto de la longitud.

$$\delta u_{bx} = \delta u_x + \frac{\partial(\delta u_x)}{\partial x} \cdot dx \quad (1.3)$$

La deformación (ε) que se produce se define como la variación de la dimensión en la dirección donde se aplica la carga respecto de la inicial. En este caso, para el incremento diferencial en el que sólo se tiene en cuenta la dirección x , la variación de la longitud de la recta ab en el eje x respecto de su longitud inicial será:

$$\partial \varepsilon_x = \frac{\delta l}{l} \quad (1.4)$$

donde l es la longitud inicial y δl su variación.

Si en la figura 1.4 sólo se tiene en cuenta lo que ocurre en el eje x , se obtiene la siguiente figura:

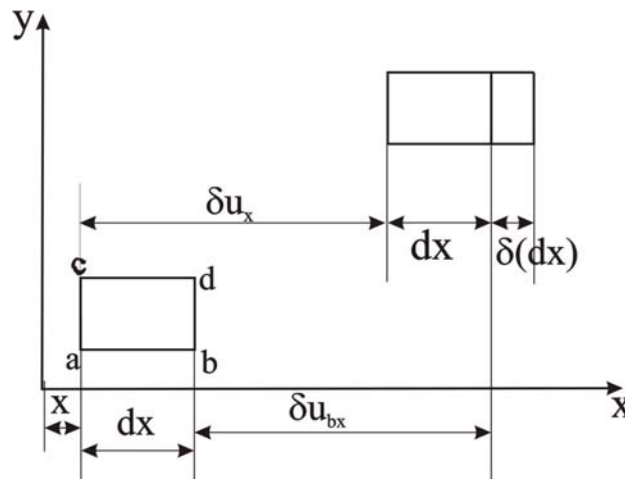


Figura 1.5. Variación del elemento diferencial en el plano xy teniendo en cuenta sólo lo que ocurre en la dirección x [Kopp et al., 1999]

Atendiendo a la definición de deformación y observando la figura 1.5 se obtiene:

$$\delta l = \delta(dx) = x + dx + \delta u_{bx} - x - \delta u_x - dx = \delta u_{bx} - \delta u_x$$

$$l = dx$$

$$\delta \varepsilon_x = \frac{\delta(dx)}{dx} = \frac{\delta u_{bx} - \delta u_x}{dx} \quad (1.5)$$

Sustituyendo la ecuación (1.5) en la ecuación de la deformación (1.4) se obtiene:

$$\delta \varepsilon_x = \frac{\delta(dx)}{dx} = \frac{\delta u_{bx} - \delta u_x}{dx} = \frac{\delta u_x + \frac{\partial(\delta u_x)}{\partial x} \cdot dx - \delta u_x}{dx} = \frac{\partial(\delta u_x)}{\partial x}$$

$$\delta \varepsilon_x = \frac{\partial(\delta u_x)}{\partial x} \quad (1.6)$$

Lo mismo ocurre en las direcciones y y z obteniéndose las siguientes deformaciones:

$$\delta \varepsilon_y = \frac{\partial(\delta u_y)}{\partial y}$$

$$\delta \varepsilon_z = \frac{\partial(\delta u_z)}{\partial z} \quad (1.7)$$

Las deformaciones obtenidas en las ecuaciones (1.6) y (1.7), son las deformaciones normales denominadas elongaciones.

Además de las elongaciones, el elemento diferencial al deformarse también lo hace en la dirección tangencial dando lugar a las deformaciones tangenciales. Al igual que en las elongaciones para una mayor sencillez en la demostración sólo se demostrará lo que ocurre en el plano xy siendo extensible a los otros planos.

Si se compara el estado inicial con el final del rectángulo infinitesimal, se observa que en el estado inicial los lados del rectángulo \overline{ab} y \overline{ac} forman un ángulo recto mientras que después del proceso de compresión por deformación plástica, este ángulo ha cambiado, ya no es recto. Se considera que la deformación tangencial que produce este cambio es la mitad del cambio de ángulo producido [Kopp et al., 1999].

Observando la figura 1.4, los ángulos que forma la recta $\overline{a'b'}$ en el estado final con el eje x y con el eje y , son α_{xy} y α_{yx} respectivamente. Tal como se ha mencionado anteriormente, la deformación tangencial es la mitad del cambio del ángulo, por lo tanto:

$$\delta \varepsilon_{xy} = \frac{1}{2} \cdot (\delta \alpha_{xy} + \delta \alpha_{yx}) \quad (1.8)$$

A través de relaciones trigonométricas y considerando que la deformación es pequeña se puede considerar que:

$$\delta \alpha_{xy} = \arctg \delta \alpha_{xy} \approx \text{tg } \delta \alpha_{xy} = \frac{\delta u_{by} - \delta u_y}{dx + \delta u_{bx} - \delta u_x} \quad (1.9)$$

Al igual que en el caso de la variación del punto b en función del punto a respecto del eje x (δu_{bx}), se puede resolver la variación de b en función de la posición del punto a respecto del eje y , δu_{by} , a través del desarrollo de Taylor, obteniéndose:

$$du_{by} = \delta u_y + \frac{\partial(\delta u_y)}{\partial x} \cdot dx \quad (1.10)$$

Aplicando la ecuación (1.3) y la ecuación (1.10) en la ecuación (1.9), se obtiene:

$$\delta \alpha_{xy} \approx \frac{\delta u_{by} - \delta u_y}{dx + \delta u_{bx} - \delta u_x} = \frac{\delta u_y + \frac{\partial(\delta u_y)}{\partial x} \cdot dx - \delta u_y}{dx + \delta u_x + \frac{\partial(\delta u_x)}{\partial x} \cdot dx - \delta u_x} = \frac{\frac{\partial(\delta u_y)}{\partial x} \cdot dx}{\left(1 + \frac{\partial(\delta u_x)}{\partial x}\right) \cdot dx} = \frac{\frac{\partial(\delta u_y)}{\partial x}}{\left(1 + \frac{\partial(\delta u_x)}{\partial x}\right)}$$

Como la deformación considerada es pequeña su derivada será más pequeña todavía frente a 1, por lo que se puede despreciar este término quedando la ecuación anterior de la siguiente manera:

$$\delta \alpha_{xy} \approx \frac{\partial(\delta u_y)}{\partial x} \quad (1.11)$$

De la misma manera ocurre en el otro ángulo, siendo:

$$\delta\alpha_{yx} \approx \frac{\partial(\delta u_x)}{\partial y} \quad (1.12)$$

Por tanto, la variación del ángulo ($\delta\gamma_{xy}$) producida en el plano xy será:

$$\delta\gamma_{xy} = \delta\alpha_{xy} + \delta\alpha_{yx} = \frac{\partial(\delta u_y)}{\partial x} + \frac{\partial(\delta u_x)}{\partial y} \quad (1.13)$$

Considerando la ecuación de la deformación tangencial (1.8) junto con esta última ecuación, se obtiene la deformación tangencial en el plano xy :

$$\delta\varepsilon_{xy} = \frac{1}{2} \cdot \delta\gamma_{xy} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\partial(\delta u_y)}{\partial x} + \frac{\partial(\delta u_x)}{\partial y} \right) \quad (1.14)$$

Análogamente ocurre en los planos yz y xz , obteniéndose las siguientes variaciones de los ángulos con sus respectivos ejes:

$$\begin{aligned} \delta\gamma_{yz} &= \delta\alpha_{yz} + \delta\alpha_{zy} = \frac{\partial(\delta u_z)}{\partial y} + \frac{\partial(\delta u_y)}{\partial z} \\ \delta\gamma_{xz} &= \delta\alpha_{xz} + \delta\alpha_{zx} = \frac{\partial(\delta u_z)}{\partial x} + \frac{\partial(\delta u_x)}{\partial z} \end{aligned} \quad (1.15)$$

y sus deformaciones tangenciales:

$$\begin{aligned} \delta\varepsilon_{yz} &= \frac{1}{2} \cdot \delta\gamma_{yz} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\partial(\delta u_y)}{\partial z} + \frac{\partial(\delta u_z)}{\partial y} \right) \\ \delta\varepsilon_{xz} &= \frac{1}{2} \cdot \delta\gamma_{xz} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\partial(\delta u_z)}{\partial x} + \frac{\partial(\delta u_x)}{\partial z} \right) \end{aligned} \quad (1.16)$$

Una vez conocidas las elongaciones y deformaciones tangenciales a las que está sometido el elemento diferencial, el estado de deformaciones del elemento se puede definir a través del tensor de deformaciones ($\delta\varepsilon_{ij}$), siendo este:

$$\delta \boldsymbol{\varepsilon}_{ij} = \begin{pmatrix} \delta \varepsilon_x & \frac{1}{2} \cdot \delta \gamma_{xy} & \frac{1}{2} \cdot \delta \gamma_{xz} \\ \frac{1}{2} \cdot \delta \gamma_{yx} & \delta \varepsilon_y & \frac{1}{2} \cdot \delta \gamma_{yz} \\ \frac{1}{2} \cdot \delta \gamma_{zx} & \frac{1}{2} \cdot \delta \gamma_{zy} & \delta \varepsilon_z \end{pmatrix} \quad (1.17)$$

Con este tensor de deformaciones queda definido el estado de deformaciones alcanzado por la pieza sometida a un esfuerzo de compresión. Dicho tensor es simétrico y está relacionado con el tensor de tensiones a través de las ecuaciones de Hencky [Hill, 1983].

1.4. Tipos de procesos de conformado por deformación plástica por compresión

Tal como se viene mencionando a lo largo de todo el capítulo, los PCDPC son procesos en los que la fluencia del material en la zona deformada se produce principalmente por sollicitaciones de compresión provocadas por la aplicación de fuerzas externas. A continuación se expone una recopilación de los procesos de compresión que presentan un mayor interés desde un punto de vista teórico y aplicativo.

1.4.1. Forja

El proceso de forja se puede decir que es el PCDPC por excelencia, en el cual se conforman piezas por la aplicación de cargas de compresión a través de unas matrices. En dicho proceso, las matrices transmiten la carga a la pieza provocando un estado tensional de compresión debido a la deformación de la misma. El accionamiento de las matrices se realiza a través de una máquina – herramienta tipo. Los procesos de forja se pueden clasificar en [Hirt, 2010]:

- *Forja con matriz abierta o sin estampa:* se caracteriza por ser las matrices planas y permitir libre deformaciones de las piezas en ciertas direcciones. Dichas matrices provocan esfuerzos de compresión en la dirección de su movimiento produciendo un acortamiento de la pieza en esa dirección y debido al principio de conservación de volumen que se asume en los PCDP, se produce un ensanchamiento de la pieza en las otras dos direcciones.

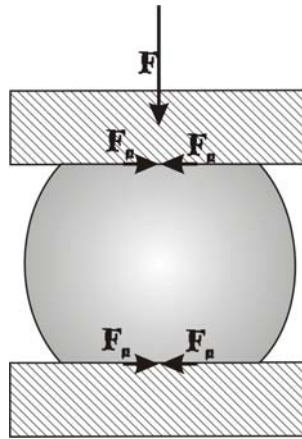


Figura 1.6. Forja con matriz abierta: recalcado (upsetting) [Kalpakjian et al., 2002]

El abarrilamiento de la pieza que se observa en la figura 1.6 para un proceso de recalcado, se debe al rozamiento que existe entre la pieza y las matrices. Este rozamiento produce fuerzas de fricción en la intercara de la pieza – matriz, oponiéndose al movimiento libre de material en esa zona [Nye, 1947].

Otra operación de forja con matriz abierta es la denominada *forja incremental*, en la cual se reduce el espesor de una pieza de forma incremental mediante un contacto intermitente de la herramienta [Groche et. al, 2007]. En este proceso, los esfuerzos de compresión no afectan a todo el área transversal de la pieza, como ocurre en el recalcado, sino únicamente al volumen afectado por el contacto con la matriz. Este tipo de operaciones se realiza en piezas de grandes dimensiones, como se observa en la siguiente figura:

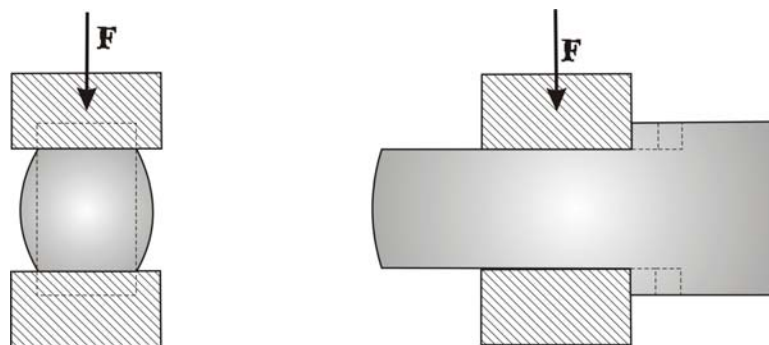


Figura 1.7. Forja con matriz abierta: forja incremental (cogging) [Kalpakjian et al., 2002]

En el proceso de forja con matriz abierta se obtienen piezas discretas y este tipo de proceso es apto para conformar piezas con tamaños diferentes y de gran tonelaje.

- *Forja con matriz cerrada o con estampa*: se caracteriza porque las matrices (estampas) presentan la forma en negativo de la pieza a obtener y prácticamente todo el volumen a conformar queda contenido en el interior de dichas matrices. En este proceso, el material tiene que fluir de tal manera que sea capaz de rellenar todas las cavidades de la matriz. Se pueden distinguir dos tipos de forja con matriz cerrada, con rebaba o sin rebaba. Se llama rebaba al material que queda atrapado entre las dos matrices y no pertenece a la pieza.

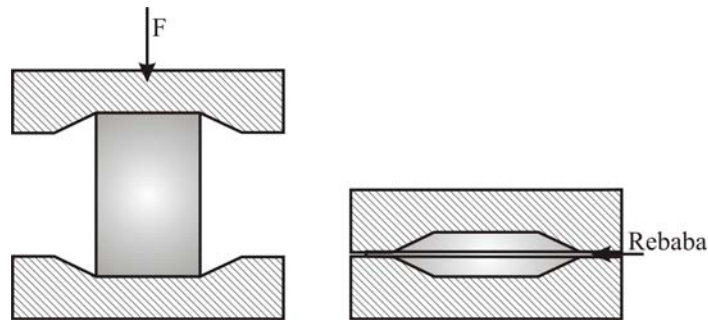


Figura 1.8. Forja con matriz cerrada [Kalpakjian et al., 2002]

Esta rebaba tiene un papel muy importante en el proceso ya que, como se observa en la figura 1.8, es delgada y por tanto se enfriará rápidamente con respecto al resto del material, ejerciendo una mayor resistencia a la fricción y provocando grandes presiones dentro de la cavidad de la matriz, ayudando al correcto llenado de la cavidad de las matrices.

El proceso de forja con matriz cerrada en el que no se forma rebaba se denomina forja de precisión, donde todo el material de la pieza inicial llena por completo la cavidad de la matriz. En este tipo de proceso es fundamental el control del volumen exacto de material y el diseño de la matriz para obtener la pieza con las dimensiones y forma deseada. Debido a que en este proceso tiene un gran valor económico la obtención de las matrices, se emplea para la fabricación de piezas en serie.

1.4.2. Indentación

El proceso de indentación ha sido durante muchos años un método para determinar ciertas propiedades mecánicas de los materiales como la dureza [Tabor, 1951; Mott, 1956]. El proceso de indentación consiste en ejercer una presión sobre un material por medio de un punzón denominado indentador, de tal manera que dicha presión provoque en la superficie aplicada una huella. En función de la presión aplicada y la geometría de la huella realizada es posible obtener la dureza del material.

Este tipo de proceso se utiliza para ensayar materiales y así determinar su resistencia mecánica al deformarlos plásticamente. En función de la geometría del punzón existen diferentes ensayos siendo algunos de los más extendidos el ensayo de Vickers, Knoop y Berckovich [UNE-EN ISO 4545-1: 2006; UNE-EN ISO 6507-1: 2006].

Como se ha mencionado anteriormente, en este proceso el punzón ejerce una presión sobre el material deformándolo plásticamente, provocando una huella permanente en el mismo. Debido a ello, en la pieza se alcanza un estado tensional y de deformación [Hencky, 1923; Watts et al., 1952; Murthy et al., 2008]. No obstante, el análisis de operaciones de indentación ha sido objeto de estudio durante muchos años, especialmente mediante métodos analíticos como el Método de Análisis Local de Tensiones o el Campo de Líneas de Deslizamiento [Rowe, 1972] por su sencillez a la hora de aplicar las hipótesis simplificadoras de dichos métodos y por su especial interés como operación tecnológica unitaria con estrecha relación con los procesos de conformado incremental [Groche et al., 2007].

Groche et al. [2007] definieron recientemente el concepto “incremental” de la siguiente manera: *“En un proceso de conformado incremental volumétrico, regiones de una misma pieza experimentan más de un ciclo de carga y descarga debido a la acción de un conjunto de herramientas en una única estación de trabajo”*. En base a esta definición, algunos ejemplos de procesos de conformado incremental volumétrico de más reciente desarrollo (frente a la forja manual, proceso de conformado incremental convencional) son la forja orbital, la laminación de anillo incremental o la forja localizada incremental (LIF) [Camacho et al., 2010].

El conformado incremental permite obtener piezas con un mejor control de parámetros del proceso de conformado durante su desarrollo como rozamientos y fuerzas; y permite corregir errores que se producen durante el transcurso del mismo. Todo esto le hace ser un proceso de gran flexibilidad.

Al estar conformado una pequeña zona y alcanzar la geometría deseada en varias etapas, las fuerzas requeridas para llevar a cabo el proceso son menores que si se realizase en un única etapa, requiriéndose una menor energía del proceso. Además los equipos no requieren de sistemas tecnológicos complejos y emplean herramientas sencillas, lo que conlleva a inversiones no muy elevadas.

Por otro lado, se observa una cierta similitud del proceso de indentación con el proceso de forja con matriz abierta de forma incremental (cogging) [Recker et al., 2011]. En la presente Tesis se estudia el Proceso de Indentación por su relación con una gran variedad de procesos y operaciones que hoy en día están en pleno desarrollo y a la vez demandan un mayor conocimiento del comportamiento del material bajo complejos estados tensionales dependientes de la historia de la deformación. Actualmente, gracias al empleo de herramientas con el Método de los Elementos Finitos, este tipo de estudios pueden llevarse a cabo.

1.4.3. Laminación

El proceso de laminación consiste en reducir el espesor de la pieza o modificar la forma de su sección transversal mediante fuerzas de compresión a través de la aplicación de unos rodillos. El material es arrastrado y comprimido por los rodillos que giran en sentido opuesto. Debido a la conservación de volumen durante el proceso, el material al ser comprimido en una determinada dirección y reducirse su espesor, experimenta un aumento de dimensión en las otras dos direcciones, es decir, sufre un alargamiento en sentido longitudinal y un ensanchamiento lateral. En función de la geometría de los rodillos, el proceso de laminación se puede clasificar en [Hirt, 2010]:

- *Laminación plana*: la pieza se hace pasar a través de unos rodillos planos, provocando una compresión justo debajo de los mismos. Esta compresión

produce una reducción del espesor de la pieza, como se puede observar en la figura 1.9.

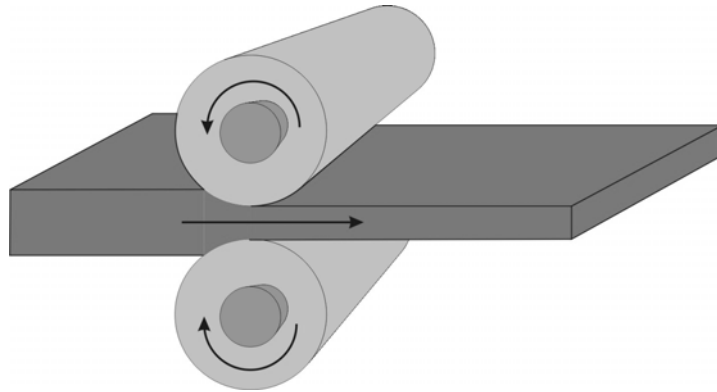


Figura 1.9. Proceso de laminación plana

En función de la fuerza aplicada la deformación producida en el espacio de laminación puede alcanzar sólo la superficie de la pieza o todo el volumen de la misma. Si sólo se alcanza la superficie, se producen esfuerzos residuales a compresión sobre ellas y esfuerzos residuales a tracción en el centro de la pieza. Si por el contrario se alcanza todo el volumen, los esfuerzos residuales a tracción aparecen en las superficies, mientras que en el centro son a compresión, lo contrario que el otro caso.

- *Laminación de forma:* en este caso los rodillos no son lisos, tienen un diseño específico de tal manera que al pasar la pieza entre ellos, la sección transversal cambia de forma. Los rodillos están especialmente diseñados para producir formas no planas, siendo capaces de fabricar canales, raíles de ferrocarril y vigas, entre otros.

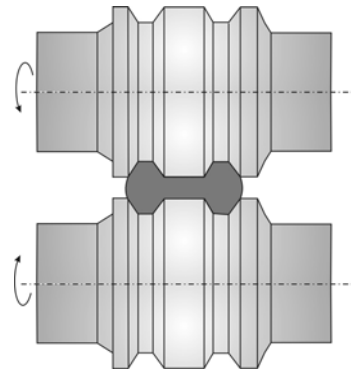


Figura 1.10. Proceso de laminación de forma [Kalpakjian et al., 2002]

1.4.4. Extrusión

El proceso de extrusión consiste en cambiar la sección transversal de una pieza haciéndola pasar a través de una matriz mediante una fuerza de compresión en uno de sus extremos. La matriz está constituida por una entrada y una salida, ubicándose en la abertura de la salida la forma final deseada de la pieza. La pieza es forzada a entrar en la matriz a través de un émbolo que empuja el material hacia la abertura final con la forma deseada.

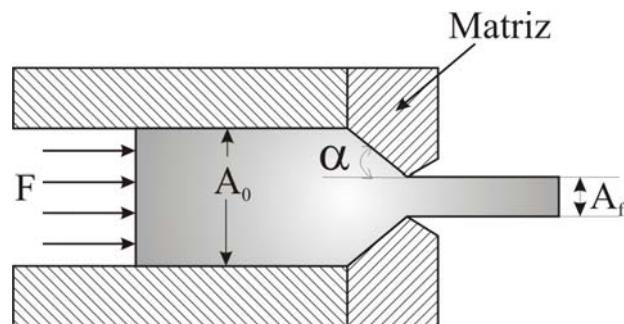


Figura 1.11. Proceso de extrusión

En función del sentido en el que el material fluye, el proceso de extrusión se puede clasificar en [Hirt, 2010]:

- *Extrusión directa*: el material fluye en el mismo sentido que el desplazamiento del émbolo.
- *Extrusión indirecta*: el material fluye en sentido contrario al desplazamiento del émbolo.

1.4.5. Ensayos de compresión para la obtención de curvas de fluencia

El ensayo de compresión para la obtención de la curva de fluencia de un material consiste en someter una probeta cilíndrica a una fuerza de compresión mediante la acción de dos plataformas planas paralelas que comprimen la pieza en la dirección del eje de revolución. Debido al rozamiento existente entre las plataformas planas y la pieza, se produce un abombamiento en la superficie cilíndrica de la pieza que se denomina abarilamiento.

Al someter a la pieza a una fuerza de compresión se produce una reducción de la misma en altura y por el principio de conservación del volumen, se produce un aumento de la sección transversal de manera no uniforme a lo largo de toda su altura, alcanzándose su máximo en el plano medio. Este aumento de sección no es uniforme debido al rozamiento entre la pieza y las plataformas que impide el movimiento libre de las superficies en contacto, provocando el abarilamiento.

En este ensayo se recogen las fuerzas aplicadas para llevar a cabo una determinada variación de altura de la probeta, que este caso al ser un ensayo de compresión será una reducción de altura de la misma. Con estos valores se obtiene la curva tensión – deformación ingenieril del material ensayado, tratándolos posteriormente se logrará representar la curva tensión – deformación verdadera, abordándose más explícitamente en un capítulo posterior.

1.4.6. Ensayos de compresión para obtención de propiedades tribológicas

En ese tipo de ensayos se provoca un estado tensional de compresión de la pieza con la finalidad de obtener alguna propiedad tribológica. La propiedad tribológica por excelencia es el rozamiento que se produce en las superficies en contacto durante el proceso [Sofuoglu et al., 2002]. Realmente la tribología estudia tres fenómenos: rozamiento, desgaste y lubricación; la fricción o rozamiento es uno de los factores que más influyen en los procesos de conformado; este fenómeno afecta a la carga para llevar a cabo el proceso, a la calidad de la superficie que está en contacto, a la estructura interna de la pieza y al desgaste de la herramienta. Mientras los otros dos fenómenos son consecuencia del primero, es decir, al producirse el rozamiento se produce un

desgaste de las superficies en contacto. Este desgaste junto con el rozamiento produce un aumento de la fuerza y por tanto de la energía. Para reducir este fenómeno se deben lubricar las superficies en contacto conservando así las fuerzas y la energía, y por tanto reduciendo el desgaste prematuro de la herramienta.

Los procesos de conformado implican un cambio de geometría de la pieza, debido a la acción de una carga externa a través de una herramienta. Para llevar a cabo el proceso se requiere un contacto directo entre las superficies de la pieza y de la herramienta. A lo largo del proceso, la herramienta provoca un estado tensional en la pieza, en este caso de compresión, que provoca el cambio de geometría; como resultado de este contacto se produce una fuerza normal a dichas superficies y debido a la existencia del rozamiento entre las misma se genera una fuerza tangencial que impide el movimiento libre de las superficies. Es lo que se conoce como fuerzas de rozamiento.

Existen dos modelos muy extendidos para cuantificar el rozamiento; el modelo de rozamiento de Coulomb y el modelo de Tresca o de rozamiento de semiadherencia. Después de varios estudios [Kobayashi et al., 1989] se comprobó que la cuantificación del rozamiento en la intercara de las superficies dependía del tipo de proceso. De manera general, el modelo de Coulomb representa adecuadamente el rozamiento en aquellos procesos en el que las presiones son bajas mientras que el coeficiente de semiadherencia se utiliza en aquellos procesos en el que las presiones son altas [Im et al., 2006], como es el caso de los procesos de conformado por deformación plástica.

Existen varios ensayos de compresión para la obtención de coeficientes de rozamiento, entre los que cabe destacar los siguientes, (serán explicados con más detalle posteriormente)

- Ensayo de Compresión de Anillo
- Ensayo de Doble Copa
- Ensayo Tib Test
- Ensayo Boss and Rib Test

1.5. Justificación de los procesos de compresión estudiados

La presente Tesis se centra principalmente en el estudio de los Procesos de Conformado por Deformación Plástica a Compresión ya que son procesos muy utilizados en el sector industrial. Estos procesos se engloban dentro de los procesos de conformado sin eliminación del material, ya que las pérdidas del material de la pieza obtenida frente al material de partida son prácticamente despreciables. Esto conlleva, por un lado, un ahorro económico, y por otro, permite el desarrollo de fabricación sostenible, más respetuosa con el medio ambiente en comparación con otros procesos en los que hay pérdida de material. Otra de las bondades de estos procesos es que las piezas obtenidas tienen un buen acabado superficial y buenas tolerancias.

Dentro de este interesante grupo de procesos, el estudio de la Tesis se ha focalizado en el análisis de los Procesos de Indentación fomentado, entre otros aspectos ya comentados, por la concesión y desarrollo del Proyecto de Investigación del Plan Nacional del Ministerio de Ciencia e Innovación, de referencia DPI2009-07300: *“Estudio de la aplicabilidad tecnológica, eficiente y sostenible de procesos de Forja Localizada – Incremental”*. Dicho proyecto se centra en el estudio de los procesos incrementales volumétricos donde la operación elemental es la indentación ya sea de manera localizada o localizada – incremental.

Por otro lado, el Proceso de Indentación posee similitudes con el Proceso de Forja con matriz abierta en función del tamaño del ancho de la herramienta respecto de la pieza, pudiéndose estudiar mediante una metodología análoga. En el caso en el que la herramienta tenga una anchura mayor que la superficie de contacto de la pieza, el proceso de compresión pasa de ser una indentación a un Proceso de Forja con matriz abierta.

La indentación, además de tener las bondades mencionadas anteriormente por pertenecer al grupo de los PCDP, cabe destacar, que es un proceso donde las fuerzas necesarias para llevar a cabo el conformado de la pieza son menores que cualquier proceso similar como la forja. Por tanto, tendrá una repercusión directa en el empleo de equipos de menor potencia y tamaño, con las correspondientes ventajas asociadas.

Capítulo 2

Estudio de particularidades en la obtención de curvas de fluencia de materiales metálicos dúctiles mediante procesos de compresión

2.1. Materiales metálicos dúctiles: el aluminio y sus aleaciones

Hoy en día, existe un amplio abanico de materiales que se emplean en el campo industrial. Tradicionalmente se utilizan los materiales metálicos féreos debido a su gran resistencia pero tienen el gran inconveniente de la corrosión junto con su elevada densidad. Como consecuencia, cada vez más se trabaja con materiales metálicos no féreos, como el aluminio y titanio.

Los materiales metálicos no féreos en comparación con los metálicos féreos tienen una resistencia mecánica algo menor pero sin embargo, tienen una alta resistencia a la corrosión.

La presente Tesis se ha centrado en el estudio de procesos de compresión de materiales metálicos dúctiles, como las aleaciones de aluminio. Esta elección se debe a

las excelentes propiedades mecánicas que reúne dentro de los materiales metálicos no féreos y su gran uso en diferentes sectores, especialmente en el aeronáutico y automoción [William, 1998].

El aluminio es uno de los principales componentes de la corteza terrestre (alrededor del 8% es aluminio). Este no se encuentra en estado puro en la naturaleza sino que se obtiene del mineral conocido como bauxita. De entre sus propiedades mecánicas cabe destacar su moderada resistencia mecánica y su gran ductilidad y maleabilidad, lo que permite conformarlo con gran facilidad. Otra particularidad destacable es su baja densidad, lo que repercute en su bajo peso específico, característica intrínseca de las aleaciones ligeras.

Otra característica del aluminio es su elevada conductividad eléctrica lo que le hace útil para la fabricación de conductores electrónicos compitiendo con el cobre tradicional. También tiene una elevada conductividad calorífica lo que conlleva a la fabricación de utensilios de cocina y en general, de aparatos de intercambio de calor.

Debido a su gran conformabilidad el aluminio es un material muy adecuado para procesos de conformado por deformación plástica, siendo muy utilizado en forja, extrusión, estirado, laminación, etc.

Otras de las razones para su utilización, muy importante hoy en día, es que se trata de un material cien por cien reciclable sin mermar sus cualidades físicas. Además la energía que necesita para su proceso de reciclaje no es muy elevada, siendo este hecho muy importante para reducir el impacto ambiental [Martchek, 2006].

Sin embargo, uno de los principales inconvenientes es su alto coste de obtención; requiere una gran cantidad de energía en comparación con otros materiales metálicos. El aluminio no se encuentra puro en la naturaleza, sino formando parte de minerales siendo el más importante la bauxita. Por tanto, para su obtención hay que realizar un proceso el cual consta de dos etapas; en una primera de transformación en alúmina mediante el proceso Bayer y a continuación en aluminio metálico mediante electrólisis. Todo ello conlleva a un gran consumo de energía y para la obtención de una tonelada de aluminio se necesitan cuatro toneladas de bauxita [William, 1998].

En el desarrollo de la industria, para mejorar las propiedades mecánicas del aluminio, se empezaron a añadir diferentes elementos aleantes y así ampliar la utilización de las aleaciones en distintas aplicaciones industriales [Richards, 1900].

De entre sus aleaciones se han elegido para el estudio de la presente Tesis las aleaciones de aluminio 7075 donde el aleante principal es el Zinc, UNS A97075; y la aleación 6082 donde sus principales aleantes son el Magnesio y el Silicio, UNS A96082. Estas aleaciones son muy utilizadas en los PCDPC como la forja.

2.2. Generalidades de los ensayos de compresión para la obtención de curvas de fluencia

Lo que se pretende en este estudio es determinar el comportamiento del material bajo condiciones de carga similares a las que se tienen durante los procesos de compresión sometidos a análisis en la presente Tesis, y especificar las particularidades más importantes a tener en cuenta de cara a dar validez a los resultados obtenidos mediante estos ensayos [Kopp et al., 2001]. Por otro lado, la obtención de estas curvas de fluencia será de utilidad de cara a la caracterización de estos materiales en los modelos de Elementos Finitos que se desarrollarán durante la presente Tesis.

Para ello se van a obtener las curvas de fluencia mediante ensayos de compresión de dos aleaciones de aluminio: AA 7075-T6 [UNS A97075] y AA 6082-T6 [UNS A96082]. Para obtener la curva tensión – deformación verdaderas de dichos materiales se han ensayado una serie probetas en la máquina de ensayo a compresión HOYTOM de capacidad máxima 100 kN. Una de las razones de utilizar este tipo de ensayo para la determinación de las curvas de fluencia de ambos materiales es su mayor similitud en cuanto a estado tensional con procesos de conformado como la forja con matriz abierta y/o los procesos de indentación, frente a los consabidos y ampliamente utilizados ensayos de tracción uniaxiales.

Se han aplicado dos procedimientos diferentes: en uno de ellos se han realizado ensayos a compresión uniaxial con aplicación de la carga de forma continua, y en un segundo procedimiento, la compresión se realiza de manera incremental hasta alcanzar

la reducción en altura deseada de la probeta. En ambos procedimientos se define como límite del ensayo una fuerza de compresión de 90 kN. Para todos los ensayos realizados se ha utilizado un lubricante a base de grafito para evitar el deterioro de los platos de compresión.

En estudios previos realizados [Altan et al., 2005] se ha demostrado que la curva tensión – deformación de un material depende entre otros, del rozamiento existente entre las superficies en contacto, la velocidad de deformación y de la temperatura del ensayo. Este último parámetro es aplicable cuando el ensayo se realiza a temperaturas elevadas donde el material tiene un comportamiento diferente en los rangos de cambio de fase. En el presente estudio todos los ensayos se han realizado a temperatura ambiente puesto que los procesos de compresión a analizar se han llevado a cabo en frío.

Siguiendo estudios realizados sobre el ensayo de compresión uniaxial [Kopp et al., 1999; Altan, et al., 1983], cuando se comienza el ensayo aparece una primera zona donde toda la componente de deformación es elástica; una vez pasado el límite elástico del material comienza la zona plástica. En la zona plástica se pueden diferenciar dos partes, una primera en la que la deformación de la probeta es uniforme, de tal manera que a medida que se reduce la altura, el área aumenta de manera uniforme a lo largo de toda la muestra, siendo su cálculo sencillo a través del Principio de Conservación del Volumen. Una segunda zona aparece después de la primera; en esta segunda zona la probeta no se deforma uniformemente apareciendo lo que se conoce como abarillamiento. Este fenómeno es producido por el rozamiento existente entre las superficies de contacto; este no deja que las superficies de contacto se deslicen libremente, provocando la curvatura en las superficies libres.

En los PCDP la zona de interés es la zona plástica del comportamiento del material. En esta zona se calculan fácilmente las tensiones y deformaciones cuando la deformación de la probeta es uniforme, no siendo tan fácil su cálculo en el caso de no uniformidad. Algunos autores han investigado este fenómeno, incluso lo clasifican como un error a la hora de calcular la curva de fluencia del material [Dahl et al., 1999]. Para solventar este problema en el presente estudio, se ha utilizado un factor de corrección de la curva [Fereshteh-Saniee et al., 2006] el cual se explicará más adelante.

Como se ha mencionado anteriormente, la curva de fluencia de un material depende de la velocidad de deformación, aunque se ha demostrado que a temperatura ambiente, prácticamente en todos los metales este parámetro casi no influye; por ello en este caso se ha mantenido constante la velocidad de accionamiento del plato de la máquina compresión [Altan et al., 1983]. Para evitar el rozamiento es necesario realizar una buena lubricación, lo cual sólo se consigue con la utilización de probetas Rastegaev [Altan et al., 2005], no siendo este el caso. Para reducir el rozamiento en los ensayos se ha aplicado un lubricante a base de grafito en las superficies en contacto.

2.3. El Método del Factor de Corrección del Abarrilamiento (BCFM)

Al someter una pieza a un ensayo de compresión uniaxial, esta empieza a deformarse alcanzado la zona plástica una vez superado el límite elástico del material. Inicialmente la pieza comienza a deformarse de manera uniforme generando un estado tensional uniaxial. Al continuar con la compresión llega un momento en el que la deformación de la pieza ya no es uniforme provocando un estado de tensión triaxial y por tanto, apareciendo el abarrilamiento, como se puede observar en la figura 2.1.

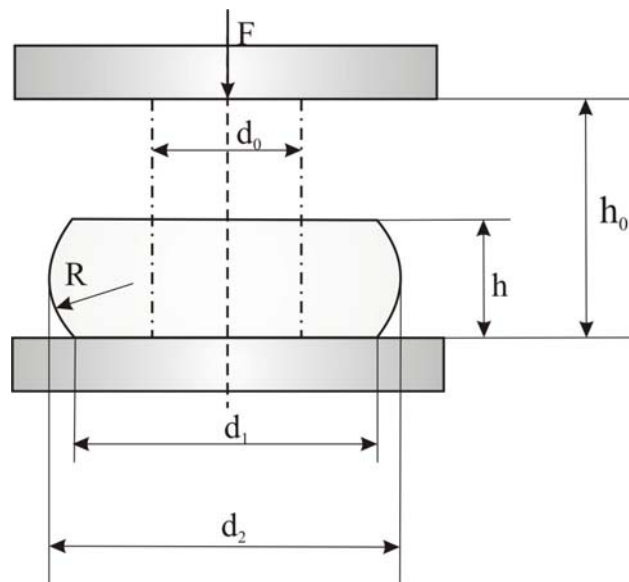


Figura 2.1. Geometría de la probeta antes y después de someterse al ensayo de compresión uniaxial

Para solventar este problema en la obtención de la curva tensión – deformación se aplica el método del factor de corrección del abarrilamiento, Bulge Correction Factor Method (BCFM) [Fereshteh-Saniee et al., 2006]. Este método es análogo al método de Bridgman en el ensayo de tracción al producirse el llamado cuello de botella (necking), momento en el cual se aplica el factor de corrección de Bridgman [Bridgman, 1952].

El BCFM se basa en la geometría del abarrilamiento que se produce en la probeta durante el ensayo. En este método se calcula un factor de conversión para la tensión axial producida en el plano medio de la probeta (curvatura del abarrilamiento). Este factor de corrección sólo depende de la geometría de la probeta.

En la figura 2.1 se muestra el abarrilamiento de la probeta y sus parámetros geométricos tanto del estado inicial como del final. Para determinar la tensión en cada instante se le va aplicar un factor de corrección denominado factor de corrección de abarrilamiento, C , a la tensión media axial alcanzada en el plano medio de la probeta deformada, σ_m . Por definición, la tensión es la carga instantánea aplicada dividida entre el área; por tanto, la tensión media axial en el plano medio de la probeta será:

$$\sigma_m = \frac{F}{\pi \cdot a^2} \quad (2.1)$$

donde F es la carga instantánea y a es el radio del área del plano medio de la probeta deformada, es decir, $a=d_2/2$, siendo d_2 el diámetro del área del plano medio de la probeta, como se puede observar en la figura 2.1.

Realizando un análisis de la distribución de tensiones en el plano medio de la probeta deformada y siguiendo un procedimiento analítico (Ettouney et al., 1983; Mielnik, 1991), finalmente se deriva en el siguiente factor de corrección, C :

$$C = \left[\left(1 - \frac{2 \cdot R}{a} \right) \cdot \ln \left(1 - \frac{a}{2 \cdot R} \right) \right]^{-1} \quad (2.2)$$

donde R es el radio de curvatura del abarrilamiento. El radio R se calcula a través de radios conocidos para medir la curvatura [Horton et al., 1959] llegando finalmente a la siguiente fórmula empírica [Kulkarni et al., 1969], la cual relaciona el diámetro menor y mayor con la altura final:

$$R = \frac{h^2 + (d_2 - d_1)^2}{4 \cdot (d_2 - d_1)} \quad (2.3)$$

donde d_1 es el diámetro de la superficie en contacto con las plataformas de la máquina del ensayo de compresión uniaxial.

Finalmente se obtiene la tensión corregida para la curva tensión – deformación aplicando este factor de corrección de abarrilamiento, C , a la tensión media axial del plano medio de la probeta deformada:

$$\sigma = C \cdot \sigma_m \quad (2.4)$$

La deformación que le corresponde a dicha tensión se determina a través de la ecuación siguiente:

$$\varepsilon = \ln\left(\frac{h_0}{h}\right) \quad (2.5)$$

donde h_0 y h son la altura inicial y final de la probeta respectivamente.

Para poder aplicar este factor de corrección de abarrilamiento, C , en la obtención de la curva tensión – deformación se debe aplicar la carga de compresión de manera incremental.

2.4. Ensayos de compresión experimentales para la determinación de curvas de fluencia

2.4.1. Metodología experimental

Se han realizado ensayos de compresión uniaxial a una serie de probetas de sección circular constante. Inicialmente el estudio se ha llevado a cabo en probetas cuyo material es AA 6082-T6. Las probetas ensayadas tienen diferente geometría, donde el diámetro se ha mantenido constante mientras que su altura se ha ido cambiando. Por tanto, se han obtenido probetas de las siguientes dimensiones, diámetro de 10 mm en todas y alturas de 5 mm, 10 mm y 20 mm.

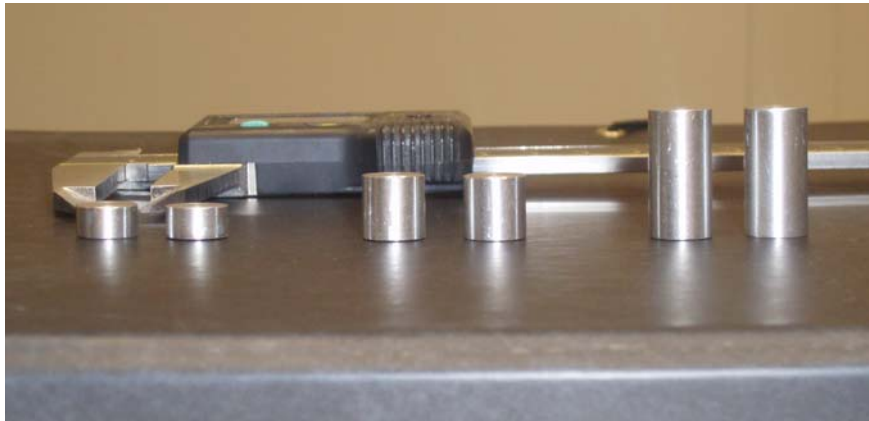


Figura 2.2. Foto de las probetas antes de ser ensayadas a compresión

De cada geometría de probeta se han ensayado dos probetas, una de manera continua y otra incremental.

Para el ensayo de compresión uniaxial continuo, la probeta ha sido colocada en el plato inferior de la máquina de ensayo y las superficies en contacto han sido lubricadas. Inicialmente se ha bajado el plato de compresión superior hasta hacer contacto con la probeta. Una vez realizado dicho contacto, se ha procedido a realizar el ensayo de compresión uniaxial. Para la realización del ensayo se ha definido una velocidad lineal de bajada de plato de 2,5 mm/min señalando como fin del ensayo que la carga de compresión alcance 90 kN. El ensayo se repite en las mismas condiciones de trabajo para las tres probetas de altura diferente. Todos los datos obtenidos en los

ensayos son registrados y tratados para calcular las curvas tensión – deformación del material.

Al acabar el ensayo, se procede a sacar la probeta midiéndose la altura final, el diámetro de la superficie en contacto con las plataformas de la máquina y el diámetro medio, comprobando el abarrilamiento producido. En la tabla 2.1 se presentan los datos de altura final, h , los diámetros de la superficie en contacto con la plataforma de la máquina de ensayo, d_1 , y del área del plano medio de la probeta deformada, d_2 , junto con la diferencia de sus radios; para la tres probetas de AA 6082-T6 en el ensayo de compresión uniaxial continuo.

	Probetas		
	$h_0=5$ mm	$h_0=10$ mm	$h_0=20$ mm
h	2,81 mm	4,54 mm	7,34 mm
d_1	12,93 mm	14,20 mm	15,68 mm
d_2	13,68 mm	15,42 mm	17,28 mm
$\frac{d_2 - d_1}{2}$	0,37 mm	0,61 mm	0,8 mm

Tabla 2.1. Medidas finales de las probetas de AA 6082-T6 ensayadas a compresión continua

Se han calculado las diferencias entre los radios del área de la superficie en contacto de la probeta con el plato de la máquina de ensayo y el área del plano medio, para así cuantificar el grado de abarrilamiento.

El segundo tipo de ensayo consiste en realizar con las mismas geometrías de probetas un ensayo de compresión uniaxial de manera incremental para poder aplicar el factor de corrección de la curva, según el procedimiento explicado en apartado anterior.

Al igual que en el ensayo continuo, una vez colocada la probeta en el plato inferior de la máquina de ensayo y lubricadas las superficies de contacto, se procede a realizar el contacto entre el plato superior y la probeta. Realizado el contacto, se procede a aplicar un incremento de carga sobre la probeta provocando una reducción de altura de la misma. Realizado este incremento de carga, se saca la probeta de la máquina de

ensayo para proceder a medir la altura final, h , el diámetro del área del plano medio, d_2 , y el diámetro del área en contacto con la plataforma, d_1 . Todos estos datos se han registrado para su posterior tratamiento. Una vez realizadas las mediciones, la probeta se vuelve a introducir en la máquina de ensayo de compresión, se lubrican las superficies y se comienza de nuevo con los pasos anteriormente explicados.

Todos estos incrementos se han repetido tantas veces como haya sido necesario hasta alcanzar una fuerza de compresión próxima a 90kN. En cada incremento de carga se ha vuelto a lubricar las piezas y se ha realizado el contacto de las plataformas con la probeta. En todos los desplazamientos del plato la velocidad lineal de bajada del mismo ha sido de 2,5 mm/min.

Al finalizar el ensayo, se procede a sacar la probeta midiéndose la altura final, y el diámetro medio, comprobando el abarrilamiento producido. En la tabla 2.2 se presentan los datos de altura final, h , los diámetros de la superficie en contacto de las plataformas de la máquina de ensayo, d_1 , y del área del plano medio diámetro de la probeta deformada, d_2 , junto con la diferencia de sus radios; para la tres probetas de AA 6082-T6 en el ensayo de compresión uniaxial de manera incremental.

	Probetas		
	$h_0=5$ mm	$h_0=10$ mm	$h_0=20$ mm
h	2,53 mm	4,22 mm	7,21 mm
d₁	14,20 mm	15,28 mm	18,40 mm
d₂	14,38 mm	15,72 mm	20,23 mm
$\frac{d_2-d_1}{2}$	0,09 mm	0,22 mm	0,64 mm

Tabla 2.2. Medidas finales de las probetas de AA 6082-T6 ensayadas a compresión incremental

Como se puede comprobar en las tablas 2.1 y 2.2, la diferencia entre los radios de la superficie en contacto con la plataforma de la máquina de ensayo y del área del plano medio de la probeta es mayor en el caso del ensayo de compresión continuo donde se produce un mayor abarrilamiento de la probeta.

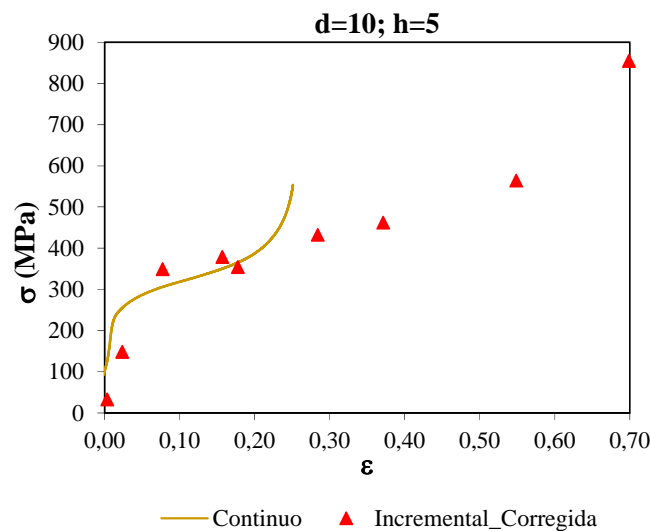
Los datos registrados en el ensayo de compresión incremental son tratados para calcular las curvas tensión – deformación y aplicar el factor de corrección del abarrilamiento, C , en el momento del comienzo del mismo.

2.4.2. Comparación de curvas bajo condiciones de aplicación de carga continua e incremental

Una vez realizados los ensayos experimentales, los resultados obtenidos de fuerzas y desplazamiento del plato superior son tratados para obtener las curvas de fluencias de las tres probetas de AA 6082-T6.

En la figura 2.3 se muestran una comparativa de las curvas tensión – deformación obtenidas de los ensayos de compresión uniaxial continuo e incremental en las diferentes geometrías de probeta.

Como se puede observar la curva tensión – deformación incremental corregida está por debajo de la curva tensión – deformación obtenida en un ensayo de compresión uniaxial continuo, excepto en el ensayo de la probeta de altura 20 mm, en que los datos están bastante ajustados.



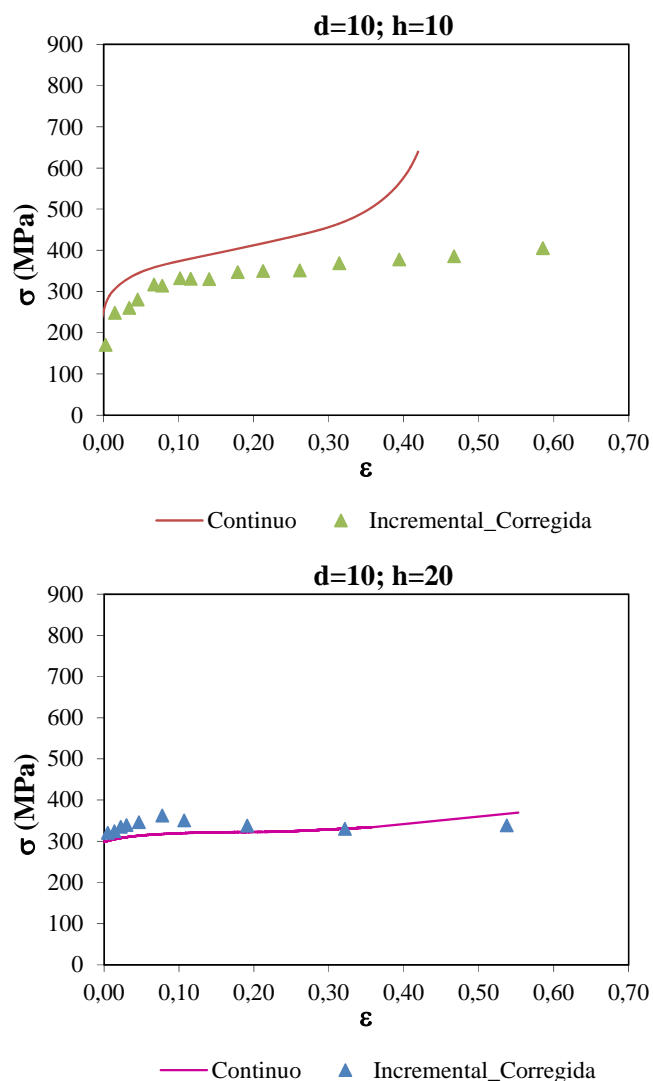


Figura 2.3. Curvas tensión - deformación obtenidas en los ensayos de compresión uniaxial para las diferentes probetas de AA 6082-T6

Normalmente en este tipo de ensayos es conveniente que las probetas tenga una relación de altura/diámetro por debajo de 1,5 ya que si esta relación está por encima de este valor se corre el riesgo de que se produzca flexión de la probeta [Martínez et al., 2007]. Como se puede comprobar en la foto de la figura 2.4 es precisamente lo que ocurrió en el ensayo incremental de la probeta de altura 20mm.



Figura 2.4. Flexión de la probeta de altura 20mm

Vista la influencia de la geometría de la probeta en la curva de fluencia del material obtenida mediante el ensayo de compresión uniaxial debido al rozamiento existente entre las superficies en contacto, se deben considerar una geometría de probeta con una relación altura inicial frente al diámetro inicial lo más elevada posible. De esta manera el efecto del rozamiento se minimiza [Parteder et al., 1998], como se puede observar en la figura 2.3 donde las curvas obtenidas en el ensayo continuo e incremental para la relación altura/diámetro mayor ($h_0/d_0=2$) se igualan. Por otro lado, hay que tener en cuenta el inconveniente de la flexión de la probeta en el ensayo de compresión uniaxial para relaciones $h_0/d_0 > 1,5$. Debido a ello junto con lo recogido en la literatura revisada sobre estos temas, se suele adoptar como criterio de elección de probeta una relación geométrica $h_0/d_0=1$.

Las mayores deformaciones en las probetas ensayadas se consiguen en los ensayos realizados incrementalmente. Este fenómeno se debe a que en cada incremento las superficies de contacto se lubrican, reduciéndose así el rozamiento. Al observar las probetas de manera visual y comparar la diferencia de diámetros del plano medio de la probeta (abarrilamiento) y de la superficie de contacto, se comprueba que el abarrilamiento es más pronunciado en el caso de las probetas ensayadas en continuo, donde las condiciones de lubricación no son tan uniformes al aplicarse el lubricante una única vez al inicio del ensayo.



Figura 2.5. Fotografía de las probetas de altura 10 mm de AA 6082-T6 ensayadas incrementalmente y de manera continua

Tal como se observa en la figura 2.5, la probeta de la derecha ha sido ensayada de manera continua y se ha producido un mayor abarrilamiento en comparación con la incremental.

Durante la realización del ensayo de compresión uniaxial de manera incremental, cuando se procede a medir las probetas en cada incremento, se observa que el abarrilamiento empieza a generarse en la parte más cercana a la superficie superior de la probeta, esto es consecuencia de que el rozamiento no es el mismo en ambas superficies de contacto sino que existe un mayor rozamiento en la superficie superior, como se ha podido comprobar en otros estudios sobre tipos de ensayos de obtención de curvas del material y rozamientos [Im et al., 2006].

2.4.3. Comparación de curvas para distintos materiales

El mismo estudio de obtención de la curva tensión – deformación se ha realizado para una probeta fabricada con aluminio AA 7075- T6. La probeta ensayada tiene una geometría de dimensiones $d = 10 \text{ mm}$ y $h = 10 \text{ mm}$. Los resultados obtenidos se han comparado con otra probeta de igual geometría pero de aluminio AA 6082-T6, tal como se muestran en la figura siguiente.

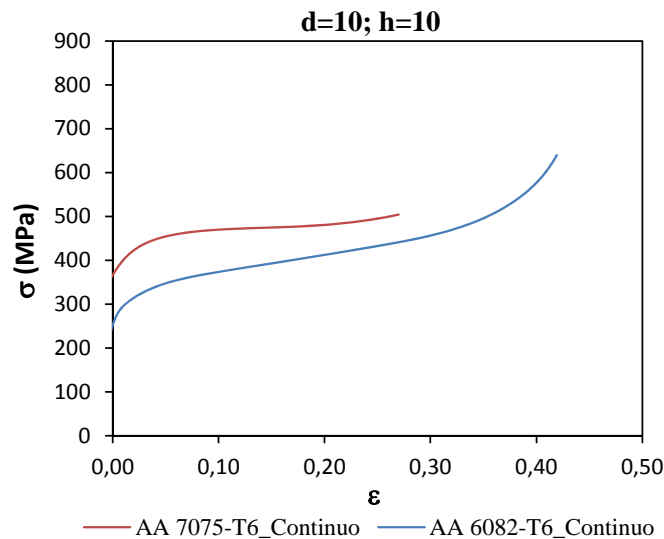


Figura 2.6. Comparación de las curvas obtenidas en un ensayo de compresión continuo para diferentes aleaciones de aluminio

Como se observa en la figura 2.6, la probeta ensayada de aluminio AA 7075-T6 presenta una curva con tensiones más elevadas y deformaciones menores. Por tanto, la aleación AA 7075-T6 es un material más resistente a la deformación al compararlo con la aleación AA 6082-T6, es decir, para una misma deformación la aleación AA 7075-T6 requerirá fuerzas más elevadas. También se observa que la aleación AA 7075-T6 experimenta deformaciones menores que el otro material. Por tanto, la aleación AA 6082-T6 es más dúctil que la aleación AA 7075-T6 siendo capaz de alcanzar mayores deformaciones antes de experimentar fallo.

En la figura 2.7 se han comparado las curvas obtenidas en el ensayo de compresión incremental para las probetas de la misma geometría y diferente material. Estas curvas se han obtenido ajustando sendas líneas de tendencia a los pares de puntos obtenidos mediante los correspondientes ensayos experimentales.

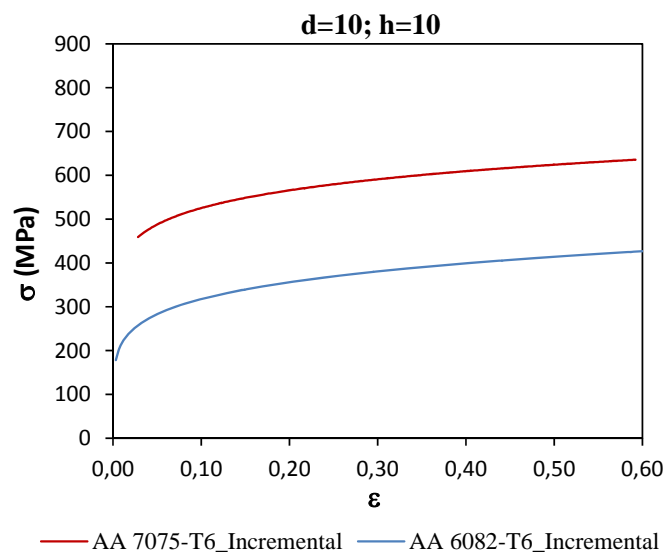


Figura 2.7. Obtención de la curva en el ensayo de compresión incremental para diferentes aleaciones de aluminio

Al igual que ocurre en el ensayo de compresión continuo, se demuestra que la aleación de AA 6082-T6 es más dúctil y menos resistente.

2.4.4. Comparación de curvas en tracción y compresión

Por último, si se comparan las curvas de tensión – deformación obtenidas en un ensayo de compresión uniaxial frente a un ensayo de tracción uniaxial, se comprueba

que la curva obtenida en el ensayo compresión uniaxial alcanza valores de tensiones más elevadas. Esto se debe a que existe una mayor superficie de contacto entre la pieza y la herramienta, existiendo un mayor rozamiento, lo que provoca una mayor resistencia a la deformación de la pieza alcanzándose fuerzas mayores en el ensayo.

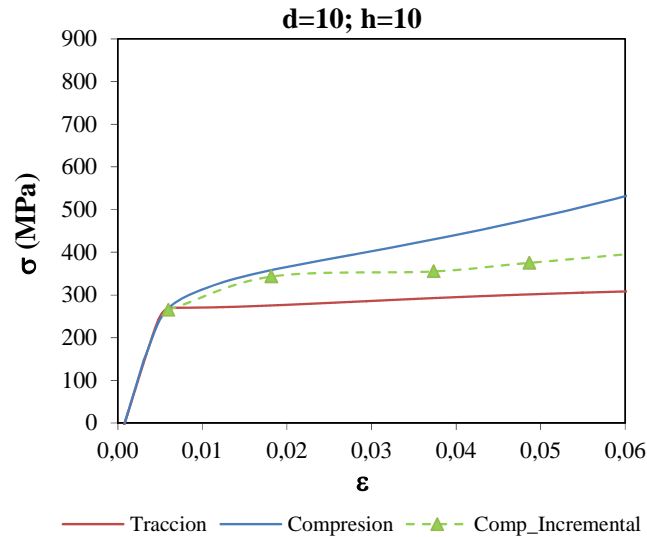


Figura 2.8. Comparativa de las curvas del material obtenidas a compresión continua e incremental y a tracción de una probeta de AA 6082-T6

En la figura 2.8 se muestra el comportamiento del material a compresión y a tracción de la aleación AA 6082-T6. Por tanto, en función del tipo de proceso que se vaya a elegir para fabricar una pieza sería conveniente elegir una u otra curva. En la presente Tesis donde se han estudiado Procesos de Conformado por Deformación Plástica a Compresión, como su nombre indica se deberían utilizar las curvas del material obtenidas en el ensayo de compresión uniaxial, las cuales retratarán de manera más real su comportamiento durante el proceso de conformado.

2.4.5 Influencia del rozamiento en la determinación de curvas de fluencia

Una cuestión importante a tener en cuenta en la determinación de las curvas de fluencia de un material, es aminorar en la medida de lo posible la influencia de fenómenos intrínsecos al proceso, como es el rozamiento. Para determinar cuándo el rozamiento empieza a tener un efecto importante en la obtención de las curvas de

fluencia de un material, se han simulado ensayos de compresión en el programa ABAQUS/Explicit introduciendo las curvas obtenidas en los ensayos de compresión uniaxial incremental. El proceso se ha llevado a cabo en las mismas condiciones que aquellos; para ello se ha impuesto una compresión de las probetas como las que se han alcanzado en cada ensayo en función de la geometría de las mismas. Finalmente, se han impuesto unas condiciones de rozamiento de tipo Coulomb, las cuales se han ido variando en las simulaciones realizadas (desde $\mu=0,1$ hasta 0,5 en intervalos de 0,1). Se ha supuesto que existe el mismo rozamiento en todas las superficies de contacto. Como variables de salida se han registrado la fuerza necesaria para llevar a cabo el proceso y el desplazamiento del plato superior, siendo estas conocidas en los ensayos experimentales realizados.

Los resultados obtenidos para el material AA 6082-T6 en función de los diferentes coeficientes de rozamiento de Coulomb se han representado en la figura 2.9. Las gráficas de la figura representan la fuerza aplicada para llevar a cabo el proceso en función del desplazamiento a compresión, para diferentes alturas de pieza.

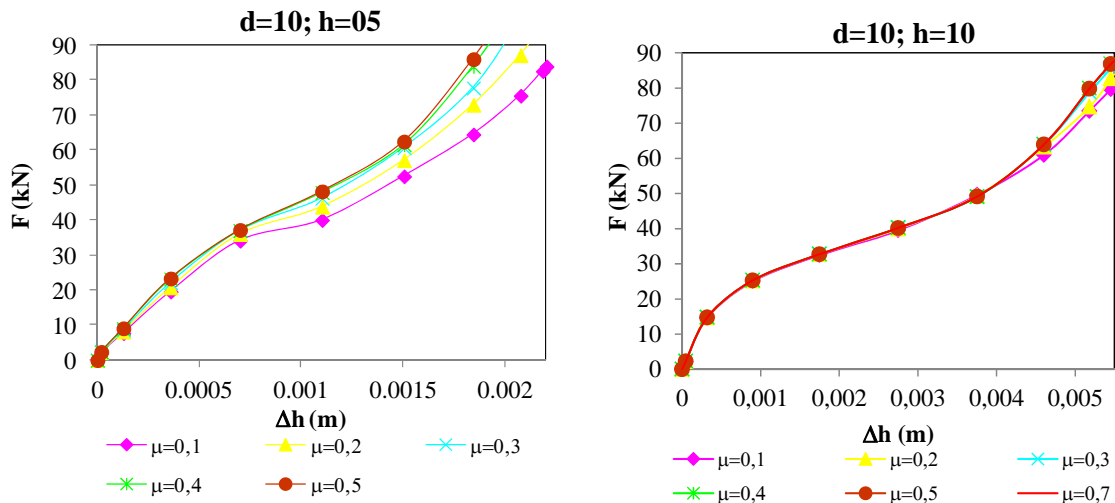


Figura 2.9. Influencia del rozamiento en la obtención de las curvas fuerza – desplazamiento para el material AA 6082-T6

Con estos datos de fuerzas e incrementos de desplazamientos se obtienen las curvas tensión – deformación del material (figura 2.10).

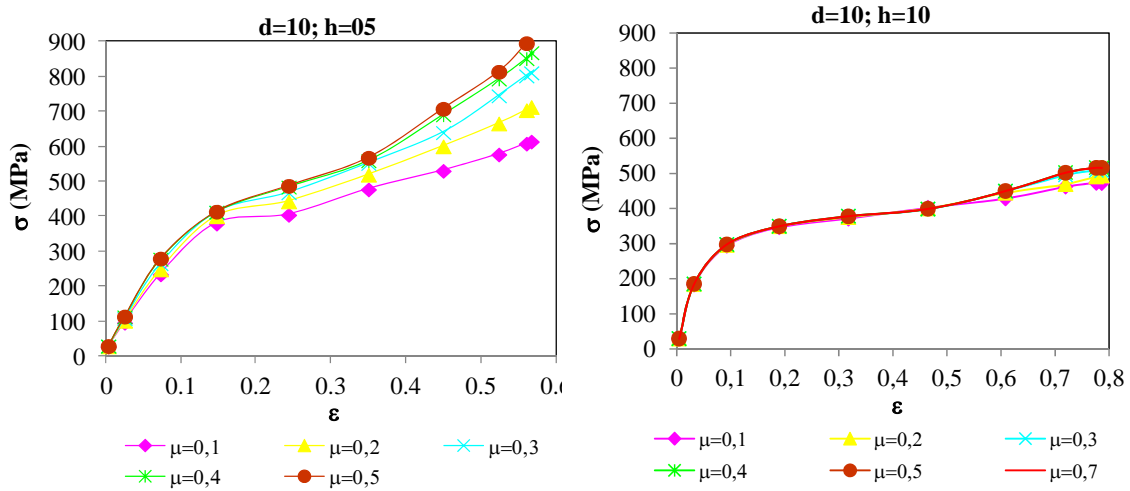


Figura 2.10. Influencia del rozamiento en la obtención de las curvas tensión – deformación para el material AA 6082-T6

Como se puede observar en las gráficas, la influencia del rozamiento es diferente en función de la geometría de la probeta. En la probeta con una geometría inicial de relación $h/d=1/2$, ($h=5\text{ mm}$, $d=10\text{ mm}$), se observa que a medida que aumenta el rozamiento las tensiones son más elevadas. Esta tendencia es mayor cuanto mayor es la deformación, es decir, cuando se producen pequeñas deformaciones las curvas son prácticamente iguales; al aumentar estas deformaciones la diferencia entre las curvas crece. Sin embargo en la probeta con una geometría inicial de $h/d=1$, ($h=10\text{ mm}$, $d=10\text{ mm}$), prácticamente el rozamiento no influye en las curvas, sólo a partir de una deformación superior a $\varepsilon=0,6$ se empiezan a diferenciar.

Esto se debe a la relación geométrica entre la altura y el diámetro de la probeta. Cuando la relación geométrica de la probeta es $h/d < 1/2$, en esta situación se requiere más energía debida al rozamiento, por tanto hay una mayor influencia del rozamiento. En el caso en el que la relación geométrica de la probeta sea $h/d \geq 1/2$, no es tan importante la energía invertida en vencer el rozamiento y por tanto las curvas tensión – deformación no dependen del mismo [Kopp et al., 1999].

A medida que tiene lugar un ensayo de compresión uniaxial, la altura y el diámetro de la probeta van cambiando, por tanto la relación h/d se irá modificando a lo largo del ensayo. Si se obtiene la relación h/d de las simulaciones que se han llevado a cabo, se puede comprobar en qué punto se pasa a tener una relación geométrica $h/d < 1/2$,

es decir, en qué punto comienzan las curvas a diferenciarse. En la tabla siguiente se muestra la relación geométrica h/d de las dos probetas de dimensiones diferentes de aluminio AA 6082-T6 para cada incremento de altura, Δh .

Probetas			
h=5 mm, d=10 mm		h=10 mm, d=10 mm	
h/d	Δh	h/d	Δh
0,51	0	1,02	0
0,51	0,02	1,01	0,05
0,49	0,13	0,97	0,32
0,46	0,36	0,88	0,90
0,41	0,70	0,77	1,75
0,36	1,10	0,63	2,75
0,30	1,50	0,51	3,75
0,26	1,84	0,41	4,00
0,23	2,07	0,35	5,18
0,22	2,18	0,32	5,45
0,22	2,20	0,31	5,50

Tabla 2.3. Relaciones h/d de las probetas de AA 6082-T6 simuladas con su correspondiente incremento en altura, y determinación del punto de cambio de comportamiento

En la tabla 2.3 se ha señalado en rojo los puntos en los que la relación geométrica h/d pasa a ser menor de $\frac{1}{2}$ junto con el incremento de altura producido (decremento de altura en compresión). Se puede observar en las gráficas de la figura 2.9 que las curvas empiezan a diferenciarse en los puntos señalados en la tabla 2.3.

Capítulo 3

Estado el arte en procesos de compresión de interés

3.1. Introducción

En la presente Tesis se ha realizado un estudio de los PCDP debido a su gran interés tecnológico en el sector industrial, sobre todo en las últimas décadas donde dichos procesos han cobrado una mayor relevancia. Estos procesos se basan en el fenómeno denominado *plasticidad*. A lo largo de los años, este fenómeno ha sido estudiado desde diversos puntos de vista, tales como mecánico, físico, metalúrgico y matemático. Cada uno de ellos ha ido contribuyendo a explicar y a mejorar los mecanismos de la plasticidad. Los resultados de todas estas investigaciones han redundado en el análisis y comprensión de los procesos de conformado por deformación plástica.

Este capítulo se ha estructurado en una primera parte donde se realiza una breve descripción de las aportaciones más importantes en el estudio de los PCDP a través de sus principales investigadores. A continuación se ha descrito la evolución de los Métodos de Análisis a lo largo de su historia y detallando posteriormente alguno de los ensayos más relevantes que se utilizan en el cálculo de parámetros que influyen en los Procesos de Conformado por Deformación Plástica, como el rozamiento. Finalmente se

ha llevado a cabo un breve repaso sobre el estudio de Procesos de Indentación debido a que serán objeto concreto de análisis en la presente Tesis.

3.2. Evolución del estudio de los PCDP a través de sus investigadores

Los primeros estudios se remontan a Leonardo da Vinci (1452-1519) del cual no hay libros como tal escritos, sino textos y bocetos científicos - tecnológicos como el estudio de la fuerza de un alambre de hierro. Galileo Galilei (1564-1642) es a quien se le considera como el originario de la mecánica moderna. Más tarde, Robert Hooke (1635-1704) plasmó la idea de la deformación elástica con su demostración de la relación de la elongación de un muelle con la carga aplicada. A partir del preámbulo de la deformación elástica empieza una sucesión de descubrimientos por parte de muchos investigadores hasta llegar a la actualidad lo que se conoce como Teoría de la plasticidad [Osakada, 2010; Timoshenko, 1953]. Muchos de los avances en el estudio de los PCDP se realizan de manera paralela, dando a continuación la evolución de las investigaciones llevadas a cabo a través de sus autores.

- C. A. Coulomb (1736-1806)

En 1784, Coulomb estimó el módulo elástico a través del ensayo de torsión. Mostró los resultados obtenidos en el ensayo de un alambre de hierro. Estimó el módulo elástico del material aplicando un momento torsor sobre el eje longitudinal del alambre a través de la aplicación de una carga y midió el ángulo de torsión resultante en el extremo del alambre. También estudió la relación del número de rotaciones con el ángulo de torsión generado, dando lugar al cálculo del límite elástico y la tensión de fluencia para dichas dimensiones de alambre.



Figura 3.1. C.A.
Coulomb

En 1781, la Academia de las Ciencia Francesa le otorgó un premio por sus investigaciones en relación al rozamiento, cuyos trabajos es lo que hoy en día se conoce como la Ley de rozamiento de Coulomb [Osakada, 2008].

- *H. Tresca (1814-1885)*

A lo largo del siglo XIX, la teoría de la elasticidad empieza a florecer con los grandes avances llevadas a cabo en Francia por sus investigadores como S.D. Poisson (1781-1840), C.L. Navier (1785-1836), A. Cauchy (1789-1857) y G. Láme (1795-1870). De manera simultánea, en Inglaterra, se van realizando avances en este campo con los trabajos realizados por T. Young (1773-1829) y G. Green (1793-1841).



Figura 3.2. H.Tresca

En estos años, se determinan constantes elásticas, se mide el inicio de la relación tensión – deformación en metales para después extenderlo al campo elástico y se dan curvas tensión – deformación en el campo plástico. Todo estos avances se llevan a cabo en el estudio de tensiones y deformaciones producidas en una cuerda de piano realizado por Gerstner [Beell, 1984].

A raíz de todas estas investigaciones, Tresca llevó a cabo ensayos experimentales de conformado de metales mediante procesos de extrusión y ensayos de compresión [Bell, 1984]. En dichos ensayos midió la relación de la carga de conformado con el desplazamiento de la herramienta. En el proceso de laminación experimentado, comprobó que las fuerzas para llevar a cabo el proceso se podían expresar en términos de esfuerzos cortantes k , llegando a estimar su valor a partir de las fuerzas de conformado obtenidas en varios procesos. Este valor del esfuerzo cortante en función de la carga de conformado ocurría en un determinado rango, en el cual Tresca concluyó que el material fluía plásticamente cuando los esfuerzos cortantes máximos alcanzan un valor crítico. Por tanto, estableció las bases del criterio de la tensión cortante máxima.

- *J.C. Saint-Venant (1797-1886)*

Siguiendo los trabajos realizados por Tresca sobre la fluencia plástica, Saint-Venant asumió que el volumen de un material en el campo plástico no cambia, que las direcciones principales de deformación coinciden con las direcciones de las tensiones principales y que el esfuerzo cortante máximo en cada punto es igual a una constante determinada en la región plástica [Timoshenko, 1953].



Figura 3.3. J.C. Saint-Venant

Esta última suposición es lo que se conoce hoy en día como criterio de fluencia de Tresca o criterio de la tensión cortante máxima, el cual se expresa en función de la tensión principal máxima, σ_1 , de la tensión principal mínima, σ_3 y la tensión de fluencia, Y , a través de la ecuación:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 2k = Y \quad (3.1)$$

Aunque el análisis de Saint-Venant no era completo como se lo conoce hoy en día, se puede decir que sus trabajos fueron los inicios del análisis plástico.

- *M. Lévy (1838-1910)*

Más tarde, Lévy estudiante de Saint-Venant, cambió la suposición de Saint-Venant sobre la coincidencia de las direcciones de las deformaciones principales con las direcciones de las tensiones principales. Él propuso que las direcciones de los incrementos de las deformaciones principales coincidían con las direcciones de las tensiones principales [Timoshenko, 1953]. Será el primer intento del uso de la regla de flujo, relacionando las componentes del tensor de tensiones y las componentes del tensor de deformaciones en el campo plástico.

La principal diferencia con la teoría en la actualidad, es que él no diferenció la deformaciones plásticas de la deformación plástica total, donde esta última tiene en cuenta la componente elástica del material.

- *J. Bauschinger (1833-1893)*

A mediados del siglo XIX en Alemania comenzó la aparición de grandes centros de investigación centrándose en el estudio de la plasticidad y el conformado de metales. Con la proliferación de estos centros, Bauschinger instaló una máquina universal del ensayo tracción-compresión para realizar sus propios ensayos y le llevó a inventar el extensómetro [Timoshenko, 1953]. Esto le permitió realizar gran cantidad de mediciones de relaciones tensión – deformación.

- *O. Mohr (1835-1918)*

Mohr representó gráficamente la tensión de un punto. En esta gráfica los ejes de coordenadas vienen representados por la tensión normal en las ordenadas y la tensión tangencial en las abscisas. Describió el estado tensional de un punto en un plano a través de unos círculos denominados círculos de Mohr [Timoshenko, 1953].



Figura 3.4. O. Mohr

Mohr representó el estado tensional presentado en un punto sometido a un ensayo de compresión, de tracción y torsión, y dedujo que la envolvente a esos tres círculos era el límite de fractura del material. Junto con las investigaciones realizadas por Coulomb en el estudio de suelos llevado a cabo en el año 1773, formuló el criterio de rotura de Mohr – Coulomb [Coulomb, 1776].

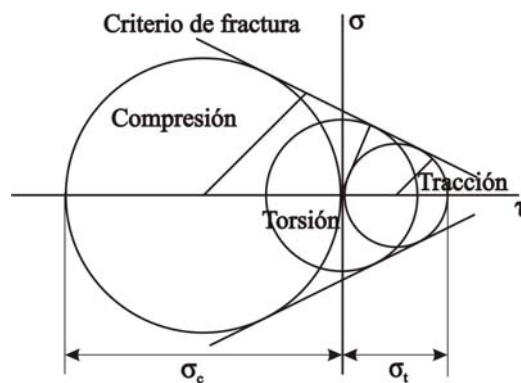


Figura 3.5. Criterio de rotura de Mohr [Osakada, 2010]

- *J. Guest*

En 1900, Guest estudió la resistencia de los materiales dúctiles bajo una combinación de estados tensionales. Analizó la fluencia del material realizando ensayos de torsión y de tensión en tubos a presión [Guest, 1900]. Fue el primer investigador en diferenciar el límite de resistencia máxima de un material dúctil con el límite de rotura frágil. Hasta ese momento, *fallo* había sido usado para expresar el límite de resistencia máxima del material tanto para fluencia como fractura frágil. También llegó a la misma conclusión que Tresca, la fluencia se produce cuando el esfuerzo cortante máximo alcanza un determinado valor crítico.

- *Huber (1872-1950)*

En 1940, Huber propuso el criterio de energía de distorsión limitado a condiciones de tensión provocadas por compresión hidrostática [Engel, 1994]. Estudió la fluencia de un material bajo tensiones hidrostáticas pero diferenció cuando estas tensiones eran a compresión o tracción. Su trabajo no fue conocido hasta 20 años después al estar escrito en polaco.

- *R. von Mises (1883-1953)*

Von Mises llegó a la misma ecuación constitutiva incremental que Lévy, consideró que los incrementos de las componentes de la deformación plástica son proporcionales a las derivadas de las componentes de la tensión.

En 1913, von Mises realiza uno de los avances más importantes en el campo de la plasticidad. Estudió la fluencia del material desde el punto un vista puramente matemático [Mises, 1913], dando lugar al criterio de energía de distorsión tal como se conoce en la actualidad.



Figura 3.6. R. von Mises

Más tarde en 1924, será Hencky [Hencky, 1924] quien introduce el trabajo realizado por Huber derivando en lo que se conoce como criterio de fluencia de energía de distorsión.

- *A.L. Nádai (1883-1963)*

En 1927 fue uno de los primeros investigadores que escribió un libro sobre la plasticidad en alemán y traducido más tarde al inglés [Nádai, 1931]. En 1937, Nádai demostró que el criterio de energía de distorsión se podía interpretar como que la fluencia ocurre cuando el esfuerzo cortante en un plano octaédrico en el espacio de las tensiones principales alcanza un valor crítico [Nádai, 1937]. En la actualidad, esto sirve sólo manejar gráficos simples ya que no tiene significado físico.

La diferencia entre el criterio de Tresca y el criterio de la energía de distorsión o von Mises radica en la tensión principal media, σ_2 , dicha tensión aparece en el criterio de von Mises y no en el de Tresca, por tanto, esta tensión afecta en un criterio mientras que en el otro no. Sugerido por Nádai, Lode examinó experimentalmente la diferencia en ambos criterios [Lode, 1926], llegando a la conclusión que el criterio de von Mises da una mejor aproximación a la condición de fluencia. Más tarde, esto mismo fue estudiado por Taylor [Taylor et al., 1932].

- *P.W. Bridgman (1882-1961)*

Bridgman estudió sobre todo el comportamiento de los metales bajo altas presiones hidrostáticas, donde descubrió que la ductilidad de un material mejora con la presión. Inventó un método para crear un cristal puro a partir de una fundición metálica. También propuso el método de cálculo de las tensiones en lo que se conoce como cuello de botella en el ensayo de tracción uniaxial [Bridgman, 1952].

- *G.I. Taylor (1886-1975)*

A partir del invento de Bridgman para crear un cristal puro junto con el método para determinar la red cristalina a través de la difracción de rayos-x establecido por von Laue [Laue, 1913], el estudio de la deformación plásticas en cristales puros comienza a crecer. Taylor llevó a cabo el ensayo de tracción uniaxial en monocristales de aluminio [Taylor et al., 1923] encontrando que la deformación plástica se produce por deslizamiento de un determinado plano cristalográfico en una dirección claramente definida y determinó la tensión cortante crítica en ese plano.

Más tarde Sachs [Sachs, 1928] calculó la tensión de fluencia en metales policristalinos como un promedio de cristales puros con orientaciones al azar. En 1938, Taylor [Taylor, 1938] propuso un método para relacionar la tensión de fluencia de metales policristalinos con monocristales teniendo en cuenta las restricciones de los granos vecinos cuyos resultados eran muy cercanos de los obtenidos experimentalmente.

3.3. Evolución de los métodos de cálculo de los PCDP

A lo largo del anterior y del presente siglo, en el estudio mecánico de los PCDP se han desarrollado los Métodos Analíticos a través de fundamentos físicos y matemáticos, apoyándose en algunas hipótesis simplificadoras. Debido a la gran complejidad de los fenómenos físicos que se producen en el Proceso de Conformado Plástico de los materiales dúctiles resulta muy difícil su modelización. Por ello, se debe recurrir al empleo de métodos sencillos que precisan de hipótesis simplificadoras y así, permitir el análisis de dichos procesos.

En el presente apartado se va a mostrar una evolución de los siguientes Métodos Analíticos:

- Análisis Local de Tensiones
- Campo de Líneas de Deslizamiento
- Teoría del Límite Superior

Finalmente, se verá la evolución en el Método de los Elementos Finitos.

3.3.1. Método de Análisis Local de Tensiones

- E. Siebel (1891-1961)

Entre los trabajos realizados por Siebel, cabe destacar su trabajo en el análisis del proceso de forja [Siebel, 1923]. Para un momento cualquiera del proceso de forja con matriz abierta, él asumió un elemento diferencial en el cual definió la ecuación de equilibrio. Con ello, Siebel calculó numéricamente el promedio de las presiones que se producen en las superficies en contacto. Extendió este método a casos similares de forja y discutió maneras para aplicarlo a la extrusión.



Figura 3.7. E. Siebel

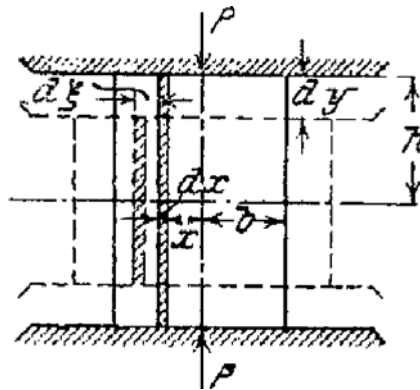


Figura 3.8. Modelo de Análisis Local de Tensiones en el proceso de forja con matriz abierta [Siebel, 1923]

Después de los trabajos de Siebel con este método, muchos investigadores utilizaron métodos similares para analizar el proceso de laminación [Kármán, 1925] y el estirado de alambre [Sachs, 1927]. Dado que con este método los resultados se analizan matemáticamente, ha sido utilizado ampliamente en la industria [Lippmann et al., 1967; Lange, 1985].

- Th. von Kármán (1881-1963)

Von Kármán realizó breves trabajos en el campo de la laminación pero estos dieron grandes resultados como llegar a la ecuación diferencial del proceso, la distribución de presiones y la contribución de energía [Kármán, 1925]. Los resultados de su trabajo tuvieron una gran influencia en posteriores investigaciones en el proceso de laminación.



Figura 3.9. Th. von Kármán

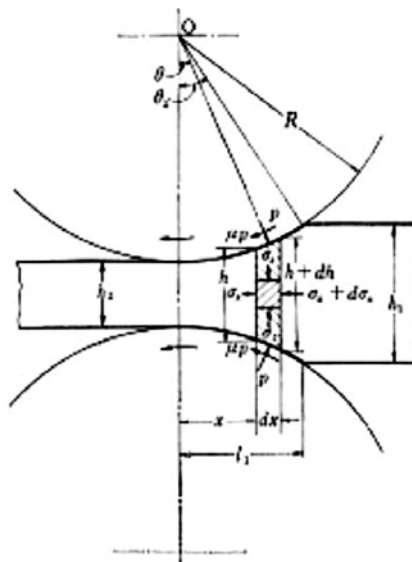


Figura 3.10. Modelo de Análisis Local de Tensiones para laminación plana [Kármán, 1925]

Von Kármán estudió la laminación plana dando una serie de resultados; más tarde, investigadores como Trinks [Trinks, 1937], Nádai [Nádai, 1939] y Hill [Hill, 1983] realizaron una serie de aproximaciones para poder llegar a resultados numéricos, utilizándose estos métodos en la industria.

La laminación en caliente fue estudiada por Orowan [Orowan, 1943], proponiendo una ecuación diferencial más generalizada para el proceso de laminación que la dada por Kármán. Como los resultados de dicha ecuación diferencial no pueden

ser expresados de forma explícita, muchos investigadores trabajaron para establecer expresiones matemáticas aproximadas [Orowan et al., 1946, Bland et al., 1948].

3.3.2. Método de Campo de Líneas de Deslizamiento

- *L. Prandtl (1870-1953)*

Prandtl estudió la plasticidad en campos como el conformado de doblado y en indentación. También realizó investigaciones en el campo aeronáutico y dinámica de fluidos.

Prandtl realizó grandes investigaciones en el Proceso de Indentación [Prandtl, 1920]. Analizó el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana con un punzón plano y asumió un comportamiento rígido plástico perfecto del material pero con una presión sensible a la tensión de fluencia. Para resolver la ecuación de equilibrio, construyó una serie de líneas con direcciones paralelas a la tensión cortante máxima. Con ello obtuvo la presión de indentación necesaria para el material empiece a fluir y reconoció el carácter hiperbólico de la distribución de tensiones derivando en dos campos de líneas deslizamiento necesarias para su solución. El estudio de Prandtl tiene una serie de errores tales como, que la velocidad en su modelo es indeterminada y considera que todo se mueve hacia abajo como un cuerpo rígido incluso la herramienta.

- *H. Hencky (1885-1951)*

En 1923, Hencky da una teoría general para soluciones dadas por Prandtl bajo determinadas condiciones de trabajo. Descubrió las propiedades geométricas de simples campos de líneas de deslizamiento para un estado de deformación plana [Hencky, 1923]. Derivó en una teoría general del estado de las tensiones para un campo de líneas de deslizamiento. Más tarde, Geiringer [Geiringer, 1930], dio las ecuaciones que rigen la variación de la velocidad a través de las líneas de deslizamiento e incluso, hasta mucho más tarde, no se dio el enfoque correcto para la solución de problemas bajo condiciones de deformación plana.

- *R. Hill (1921-2011)*

Hill se empezó a interesar muy pronto por el campo plástico. Él resolvió varios problemas de conformado plástico usando la Teoría de la Plasticidad. Usó el método del Campo de Líneas de Deslizamiento para predecir la deformación plástica en un plato penetrado por un proyectil. Él propuso campos de líneas de deslizamiento en varios problemas como en el Proceso de Indentación con ángulo, compresión de una placa delgada con rozamiento, en el Proceso de Estirado y en el Ensayo de Tracción.



Figura 3.11. R. Hill

Con el libro de Hill [Hill, 1983] y los trabajos de otros investigadores [Prager et al., 1951] se presenta la Teoría de los Campos de Líneas de Deslizamiento adaptado para un enfoque ingenieril

A lo largo de las décadas de los 60 y 70 se propusieron varios campos de líneas de deslizamiento para otros procesos como extrusión, laminación, estirado y mecanizado [Johnson et al., 1970b]. Pero con la aparición de los Métodos de los Elementos Finitos y la evolución de los ordenadores personales, este método se ha ido dejando de lado aunque no desde el punto de vista académico e investigador.

3.3.3. Método del Límite Superior

- *A. P. Green*

Green aplica este Método en Compresión en Deformación Plana entre dos plataformas sin rozamiento y compara los resultados con el Método de Campo de Líneas de Deslizamiento [Green, 1951], dibujando un campo cinemáticamente admisible sólo con líneas discontinuas de velocidad, siendo más sencilla su resolución.

Con el Método de Límite Superior resolvió problemas de conformado de chapa y de doblado. Más tarde, Johnson [Johnson et al., 1962] llevó a cabo investigaciones

sobre la utilización del Método de Límite Superior en otros procesos de conformado por deformación plástica como en procesos de forja bajo condiciones de deformación plana, de extrusión y de laminación.

- *H. Kudo (1924-2001)*

Kudo desarrolló análisis en modelos de simetría axial como un método de energía aproximado sin saber que su método estaba muy relacionado con el Método de Límite Superior. Más tarde, Kudo propuso aplicar el Método de Límite Superior a modelos axisimétricos de forja y de extrusión [Kudo, 1960]. Realizó muchas investigaciones sobre el proceso de forja a temperatura ambiente, estando muy relacionados dichos trabajos con la industria. También llevó a cabo estudios fundamentales de campo de líneas de deslizamiento, de lubricación y de propiedades de los materiales.

En los años 60 y 70, muchos investigadores siguieron por la línea de encontrar nuevos campos de velocidades [Kobayashi, 1964; Avitzur, 1968]. Más tarde, el Método de Límite Superior se extiende a problemas en tres dimensiones [Yang et al., 1978].

3.3.4. Método de los Elementos Finitos

El Método de los Elementos Finitos fue desarrollado en 1943 por Courant [Courant; 1943] para obtener una solución aproximada de un sistema de vibración. Más tarde, el método fue desarrollado para el estudio elástico de la estructura de un avión, allá por los años 50. Otros investigadores como Clough y Turner [Clough et al., 1965; Turner et al., 1956] establecieron una definición más amplia del método de análisis numérico.

Con la ayuda de los ordenadores, este método empieza a desarrollarse apareciendo trabajos donde el método se explica en detalle a través de un software [Zienkeiwicz et al, 1967]. A raíz de estos trabajos se empiezan a crear software para la utilización del Método de los Elementos Finitos.

Inicialmente, la aplicación del Método de los Elementos Finitos comienza en el análisis elástico extendiéndose más tarde al análisis de problemas elasto-plásticos [Marcal et al., 1967; Yamada et al., 1968]. Este método le dio un gran impulso a las investigaciones en el campo plástico debido al gran potencial del propio método.

A pesar del gran potencial y ventajas del método, encontraron un error de cálculo que se iba acumulando a medida que avanzaba la deformación plástica. Para resolverse este problema, se presentó una formulación para grandes deformaciones elasto-plásticas [McMeeking et al., 1975].

De manera paralela, se empezó a aplicar el Método de los Elementos Finitos en problemas con materiales rígido plástico perfectos. Se iniciaron trabajos utilizando el Método de los Elementos Finitos para optimizar el Método de Límite Superior en problemas bajo condiciones de tensión plana [Hayes et al., 1967]. Se realizaron cálculo de tensiones en análisis rígido plástico perfecto con el Método de los Elementos Finitos utilizando el multiplicador de Langrange [Lee et al., 1973; Lung et al., 1973]. Con el multiplicador de Langrange para resolver el problema en cada incremento se necesitaba uno o más multiplicadores para obtener un campo de velocidades en cada elemento que satisficiera la condición de incompresibilidad. Por tanto, se creaban un gran número de variables requiriendo grandes recursos computacionales y tiempos de resolución. Más tarde, K. Mori y K. Osakada [Mori et al., 1982] desarrollaron el Método de los Elementos Finitos permitiendo un cambio de volumen sin aumentar el número de variables.

En la década de los años 80, el Método de los Elementos Finitos se extiende al estudio de los procesos de conformado y así poder para resolver problemas [Osakada, 1980; Kobayashi et al, 1989]. El método se extiende a modelos en tres dimensiones y empiezan a desarrollarse software comerciales que junto con el avance de los ordenadores personales, se amplía a toda clase de niveles hasta llegar a la actualidad donde se siguen desarrollando nuevos avances [Mori, 2002].

3.4. Ensayos de compresión para obtención de propiedades tribológicas

En la revisión bibliográfica realizada en la presente Tesis sobre estudios de los PCDP, se ha comprobado que la mayoría de los trabajos encontrados iban acompañados por algún ensayo experimental para la obtención de propiedades tribológicas, donde el más empleado ha sido el ensayo de compresión.

El ensayo de compresión ya fue empleado por Tresca [Bell, 1984] para medir la relación entre la carga de conformado y el desplazamiento de la herramienta. Al igual que Bauschinger y Mohr [Timoshenko, 1953] lo utilizaron para cuantificar las relaciones de tensión – deformación de una pieza sometida a una carga de compresión. Es decir, el ensayo de compresión se emplea para obtener las curvas de fluencia del material en el conformado de metales [Hill, 1983; Johnson et al., 1962] pero no se cuantifica el rozamiento existente entre la pieza y las herramientas.

El rozamiento es uno de los principales parámetros en cualquier proceso de conformado por deformación plástica siendo necesario cuantificarlo. Uno de los métodos más estandarizados ha sido el ensayo de compresión de anillo pero debido a la necesidad de un mapa de curvas calibradas y a que en muchas ocasiones, la distribución de la deformación no es uniforme y por tanto, no es fácil medir el diámetro, aparecieron otros ensayos más precisos para evaluar el rozamiento en los PCDP como el ensayo de doble copa, en ensayo *Tip Test* y el ensayo *Boss and Rib Test*, entre otros.

Existen dos modelos muy extendidos para cuantificar el rozamiento; el modelo de rozamiento de Coulomb y el modelo de Tresca o de rozamiento de semiadherencia. A continuación se van a detallar algunos de los ensayos mencionados en los cuales se pueden hallar los dos tipos de coeficientes de rozamientos.

- *Ensayo de compresión de anillo*

El ensayo de compresión de anillo fue originario de Kunogi [Kunogi, 1956] y más tarde fue mejorado y presentado por Male y Cockcroft [Male et al., 1964]. Se trata de un método para determinar el rozamiento bajo condiciones de deformación plástica

volumétrica. El ensayo consiste en estudiar una probeta en forma de anillo con sus superficies planas sometiéndola a un estado tensional de compresión por aplicación de una carga en la dirección de su espesor. Se demuestra que el rozamiento está relacionado con los cambios de diámetro de la probeta.

Si se considera el proceso sin rozamiento, el anillo se deforma como un disco sólido; cada elemento fluye radialmente hacia fuera con una velocidad proporcional a la distancia al centro.

Si se aumenta el rozamiento, cuando este es pequeño, el diámetro exterior del anillo obtenido en la deformación es menor que para el caso de sin rozamiento. A partir de un determinado valor crítico de rozamiento, una parte del anillo fluye hacia fuera y otra parte fluye hacia dentro. Se demostró que el diámetro interno es mucho más sensible al rozamiento, de tal manera que al ser este muy pequeño, el diámetro interno aumenta mientras que para valores grandes de rozamiento decrece. Por tanto, lo que relaciona es el cambio del diámetro interno de la probeta en función del rozamiento.

Como resultado del ensayo se obtienen un mapa de curvas de calibración para distintos rozamientos en función de la variación del diámetro interno para una cierta cantidad de deformación. Este mapa de curvas calibradas dependen del tipo material, de la velocidad de deformación y del abarrilamiento que se produce durante el proceso [Sofuoglu et al., 1999; Sofuoglu et al., 2002].

Este ensayo es válido para unas relaciones geométricas de la probeta determinadas y tienen que ir acompañada por la curva tensión – deformación del material, la cual normalmente se obtiene realizando un ensayo de compresión uniaxial con probeta cilíndrica del mismo material.

Este ensayo se ha utilizado en las tres últimas décadas debido a su sencillez pero tiene una serie de inconvenientes. Uno de ellos es que a veces los rozamientos obtenidos por dicho ensayo no son los más adecuados para los procesos de conformado actuales debido a que la superficie expandida en el ensayo es muy pequeña; además de la necesidad de disponer curvas de calibración no lineales para caracterizar la condición de rozamiento. Por otro lado, cuando las deformaciones son muy grandes, cosa que ocurre

en la mayoría de los PCDP, las mediciones de los diámetros se hace muy difícil ya que la distribución de la deformación no es uniforme.

Para solucionar este tipo de problemas, empiezan a surgir una serie de estudios basados en el proceso de extrusión combinado (directa-indirecta) [Nakamura et al., 1997; Shen et al., 1992]; siendo Nakamura uno de los primeros investigadores que estimó el coeficiente de rozamiento para aleaciones de aluminio, basándose en medidas de carga para llevar a cabo el proceso junto con curvas de calibración no lineales. A continuación los ensayos descritos para la obtención de las propiedades tribológicas están basados en procesos de extrusión.

- Ensayo de doble copa

El ensayo de doble copa consiste en una combinación de procesos de extrusión directa e indirecta de copas simples para evaluar el rozamiento. Inicialmente el método fue propuesto por Geiger en 1976 y más tarde, desarrollado por T.Altan [Buschhausen et al., 1992].

El ensayo consiste en colocar una pieza dentro de una matriz entre dos punzones paralelos. Un punzón está en contacto con la superficie inferior de la pieza y permanecerá inmóvil durante el proceso, mientras el otro punzón está en contacto con la superficie superior de la pieza, siendo el impulsor del movimiento. La pieza será sometida a una presión ejercida por el punzón superior, provocando una copa en la parte superior por su acción directa y otra copa en la inferior como consecuencia indirecta de la aplicación del punzón superior junto con el punzón inferior, como se muestra en la figura 3.12.

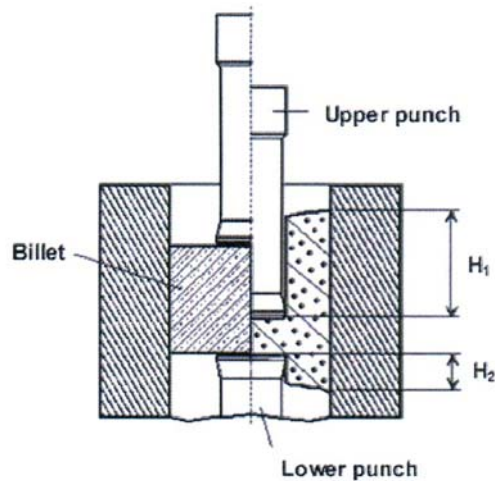


Figura 3.12. Esquema del ensayo de doble copa [Schrader et al., 2007]

Por tanto, en el ensayo se producen dos copas simples debidas a una extrusión directa y otra a una extrusión indirecta demostrando que las alturas de ambas copas extrusionados están relacionadas con el rozamiento producido en las intercaras pieza – punzones – matriz [Forcellese et al. 1994].

La matriz tiene una velocidad respecto al punzón superior pero no respecto al inferior, por lo que el flujo de material hacia el punzón inferior es más restrictivo. Esto explica por qué la altura de la copa superior es mayor que la altura de la copa inferior.

Al igual que ocurre con el ensayo de compresión de anillo, para determinar el valor del rozamiento hace falta un mapa de curvas calibradas.

- Ensayo Tib Test

Más recientemente, Im [Im et al., 2002] propuso lo que se conoce como ensayo *Tib Test*, el cual consiste en someter a la pieza a una extrusión combinada como se observa en la figura 3.13.

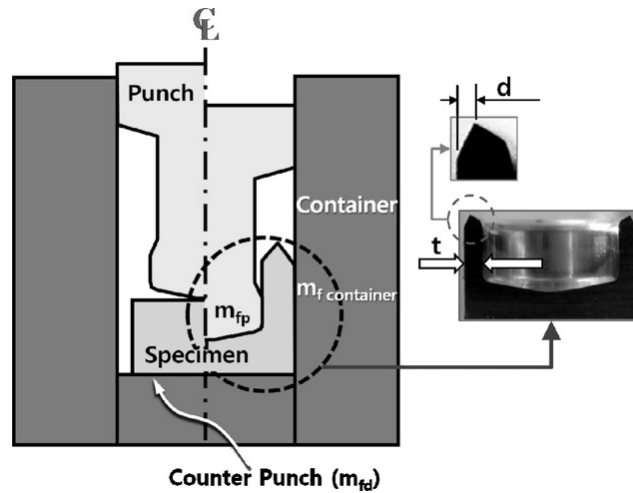


Figura 3.13. Esquema del ensayo *Tib Test* [Im et al., 2002]

En la zona final del material sometido a una extrusión indirecta se forma en la parte de arriba una pequeña protuberancia denominada *radial tip*. Im [Im, et al., 2003] reveló experimentalmente que tanto la distancia del *radial tip* al lado externo de la superficie de la pieza (d), como la carga máxima de conformado en cada golpe del punzón se incrementaban con altos niveles de rozamiento. También demostró que esta distancia del *radial tip*, d , y la carga máxima para llevar a cabo la deformación tienen una relación lineal.

A largo de varios estudios se ha demostrado que las condiciones de rozamiento no son iguales para la intercara punzón – pieza como para la intercara pieza – matriz. La condición de rozamiento entre el punzón y la pieza es mayor que entre la pieza y matriz, del orden del 60% ó 70% [Im et al., 2006].

En este ensayo también se tiene en cuenta la influencia del endurecimiento del material en la condición de rozamiento. Im [Im et al., 2006] halló una relación de tipo logarítmica entre el exponente de endurecimiento del material, n , con un factor de relación entre los rozamientos alcanzados en las interfaces de la matriz y del punzón con la pieza, x . Teniendo en cuenta que los coeficientes de rozamientos obtenidos a través de este ensayo corresponden al de semiadherencia, el cual es más adecuado para las grandes deformaciones que se producen.

A través de estas relaciones, lineal entre *radial tip* y carga máxima de conformado junto con la logarítmica del exponente de endurecimiento, n , y el factor de

relación de las condiciones de rozamiento en ambas interfaces (x), las cuales se mantienen para cualquier tipo de material; se puede sacar la curva tensión – deformación del material sin necesidad de realizar un ensayo de compresión. Esta operación se realiza con la ayuda de simulaciones de elementos finitos [Jung et al., 2011].

- Ensayo Boss and Rib Test

El ensayo anterior, *Tip Test*, tienen la dificultad de centrar el punzón respecto de la pieza, ya que normalmente las dimensiones de ambos diámetros son pequeñas. Para evitar este problema, aparece un nuevo método denominado *Ensayo Boss and Rib Test* [Kang et al., 2011], siendo parecido al anterior ensayo pero con la diferencia de que no se deja holgura entre la pieza y la matriz; y el punzón se sustituye por uno cilíndrico hueco en su interior.

El ensayo consiste en presionar la pieza por medio del punzón provocando la extrusión a lo largo del interior hueco del punzón y por las paredes externas del mismo. El material extrusionado por el interior del punzón recibe el nombre de *Boss*, mientras que el material extrusionado por el exterior del punzón se denomina *Rib*, como se puede observar en la siguiente figura.

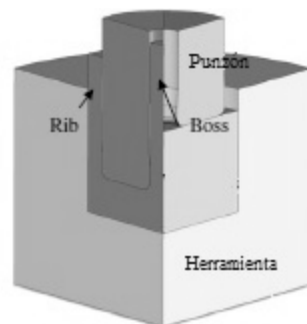


Figura 3.14. Esquema del ensayo *Boss & Rib Test* (Kang et al., 2011)

El ensayo reveló que la altura de *Boss* es mayor que la altura de *Rib* cuando la condición tribológica de contacto entre las superficies es severa. Sin embargo, se observó un fenómeno opuesto para una condición de contacto suave.

La condición de rozamiento se obtiene en función de las alturas de las partes denominadas *Boss* y *Rib*. Como resultado del ensayo se demostró que la deformación depende del exponente de endurecimiento del material, n , de la pieza. Además se comprobó que la velocidad de deformación es mayor en *Boss* para todos los casos de rozamiento y esta se incrementaba con el aumento del rozamiento.

El rozamiento obtenido en este tipo de ensayo es el de semiadherencia, donde se ve que si se aumenta el rozamiento se produce un aumento de la altura de *Boss* mientras que la altura de *Rib* sufre una pequeña disminución. Si se compara este ensayo con el ensayo de compresión de anillo se ve que el centro la pieza es más sensible a la condición de rozamiento.

En este ensayo es necesario obtener la curva tensión –deformación del material a través de otro tipo de ensayo, por ejemplo el ensayo de compresión, para poder calibrar la curva bajo la condición de rozamiento.

También se estudia cómo influye el endurecimiento por deformación del material de la pieza en la curva de calibración para la estimación de condición de rozamiento. Se comprueba que la altura de *Boss* es mayor cuando el exponente n es menor.

Al ser este un ensayo innovador y en desarrollo, en un futuro se intentará obtener las curvas de tensiones en función de la tensión de fluencia y el exponente n utilizando las características de la formación de *Boss* y *Rib*.

3.5. Ensayos de indentación en el campo plástico

A lo largo de este capítulo se ha visto cómo el análisis de los Procesos de Indentación se iniciaron con los trabajos realizados por Prandtl [Prandtl, 1920] para el estudio de los PCDP. Con sus investigaciones se empezaron a asentar las bases del Método de Campo de Líneas de Deslizamiento en el análisis de los PCDP que fue más tarde desarrollado por Hencky [Hencky, 1923].

Hasta inicios del siglo XX no se realizan muchos avances en el estudio del Proceso de Indentación. Se empiezan a realizar una serie de Procesos de Indentación con el fin de conocer la resistencia del material a deformarse. Como los trabajos realizados por Brinell [Brinell, 1900; Wahlberg, 1901] donde el punzón para producir una deformación permanente sobre la superficie de la pieza era esférico. Más tarde se realizaron otros ensayos [Meyer, 1908] e incluso cambiando la forma del punzón, con forma piramidal [Smith et al., 1922] y cónico [Rockwell, 1922]; donde al punzón se le denomina penetrador o indentador.

A lo largo de los primeros años del siglo XX, los ensayos de indentación se utilizaron en gran medida en las industrias metalúrgicas y de ingeniería para realizar medidas de control y especificar propiedades mecánicas de los materiales, ya que este ensayo se caracteriza por su sencillez, rapidez y es no destructivo.

El método se extendió y se realizaron bastantes trabajos en la misma línea pero aunque había una pequeña noción de lo que ocurría al deformar plásticamente una pieza, y se habían establecido condiciones de dislocación del material dadas por Oroway, Polanyi, Taylor [Taylor, 1934], no se tenía muy claro el proceso en sí.

De manera paralela, se estaban realizando avances en la Teoría de la Fluencia de un material [Timoshenko, 1953]. Se empezaron a desarrollar modelos plásticos de indentación en el contexto de penetración de proyectiles [Hill, 1948]. No se empezó a relacionar el ensayo de indentación con la curva de fluencia de un material hasta los años 60. Por esa época, Tabor [Tabor, 1951] realizó estudios de ensayos de indentación bajo condiciones de deformación plana en un material rígido plástico perfecto.

Los trabajos realizados inicialmente por Tabor se centraban en problemas relacionados con superficies sólidas y sus intercaras, discutiendo el área de contacto entre las superficie [Bowden et al., 1939]. Esta línea de investigación le llevó a realizar ensayos de indentación estudiando tanto el campo elástico como el plástico.

Tabor [Tabor, 1951] relacionó la presión de indentación con la tensión uniaxial para un material con endurecimiento por deformación. Demostró que en un material metálico con endurecimiento por deformación, la tensión de fluencia instantánea se

relacionaba con la deformación producida a través de la expresión: $Y=b \cdot \varepsilon^x$. Por tanto, Tabor construyó un modelo teórico para el ensayo de indentación de materiales metálicos validado con sus propios experimentos, el cual justificaba la correlación entre la dureza y la tensión de fluencia, la variación de la dureza de un material al deformarse cuando este presenta un comportamiento de endurecimiento por deformación, expresándolo empíricamente con las leyes de Meyer y teniendo en cuenta las diferencias de los valores de dureza obtenidos con indentadores de diferentes geometrías.

Meyer realizó ensayos en materiales metálicos utilizando como indentador una bola, y dedujo que el diámetro de la huella dejada en el material por el indentador una vez retirado es proporcional a la carga de indentación. Demostró que la dureza de un material debía ser la misma aunque se utilizase diferentes diámetros de bola siempre que tuvieran una geometría similar [Meyer, 1908]. Más tarde, se demostró que el exponente de la ley de Meyer tenía una relación con la curva de fluencia del material [O'Neill, 1944].

Los ensayos de indentación con un penetrador esférico se estudiaban en sus tres etapas, puramente elástico, transición elástico – plástico y totalmente plástico. Johnson [Johnson, 1970a] propuso un único parámetro para el ensayo con indentador esférico relacionado con el módulo de Young, la fluencia del material y una relación geométrica entre los diámetros de la huella marcada en la pieza y el indentador.

Con el desarrollo del MEF, investigadores como Hardy [Hardy et al., 1971] y Lee [Lee et al., 1972] estudiaron el ensayo con un indentador esférico a través de este método, obteniendo la relación entre la fuerza aplicada, el área de contacto y el tamaño de la región de las deformaciones alcanzadas. Con esta técnica se han ido realizando trabajos en modelos elástico-plástico sobre el rozamiento, la deformación alcanzada, los perfiles de presiones alcanzados y el estado tensional producido entre otros [Montmitonnet et al., 1993], siempre desde el punto de vista de la caracterización del material.

Capítulo 4

Simulación de procesos de indentación mediante el Método de los Elementos Finitos usando metodología de resolución numérica implícita

4.1. Introducción

En la presente Tesis, se ha utilizado como método principal de análisis el Método de los Elementos Finitos (MEF) para resolver los diferentes casos a analizar. El MEF es un método numérico de resolución de sistemas de ecuaciones diferenciales parciales muy utilizado en diversos problemas de ingeniería.

Este método fue desarrollado en 1943 por Courant [Courant; 1943] para obtener una solución aproximada de un sistema de vibración. Más tarde, otros investigadores como Clough y Turner [Clough et al., 1965; Turner et al., 1956] establecieron una definición más amplia del método de análisis numérico.

El desarrollo de los ordenadores a mediados de los años 50, permitió utilizar el MEF de manera mucho más eficiente. Hasta el momento todos los cálculos se realizaban de manera manual llegándose a la solución varios días después; al aparecer el ordenador como herramienta de cálculo se optimizaron tiempos y se redujeron posibles errores.

A lo largo de los años 60 y 70, el MEF se fue aplicando a diferentes campos, cada vez más diversos, aunque siempre el método estaba limitado por la capacidad de los ordenadores, empleándose mayoritariamente en importantes sectores industriales como el aeronáutico, militar, etc. Con la aparición en los años 80 de los ordenadores personales el MEF se extendió a toda clase de aplicaciones hasta llegar a la situación actual.

El MEF consiste en transponer un problema físico, sistema continuo con infinitos grados de libertad, en un sistema discreto con finitos grados de libertad. Para ello el sistema continuo se divide en un número finito de elementos, interconectados por los denominados nodos. El conjunto de nodos considerando sus relaciones adyacentes forma la llamada malla. De acuerdo con las relaciones de conectividad entre los nodos, se relaciona el valor de un conjunto de variables incógnitas definidas en cada nodo, las cuales se denominan grados de libertad. El conjunto de relaciones entre el valor de una determinada variable y los nodos se escribe en forma de sistema de ecuaciones. El número de ecuaciones es proporcional al número de nodos.

Por tanto, es en los nodos donde se materializan las incógnitas del problema; el MEF calcula el desplazamiento de estos nodos tras ser sometido el sistema a la acción de alguna variable externa: carga, presión, etc. El método aplica todas las condiciones de contorno evolucionando el sistema hasta un estado final. Finalmente, a través de relaciones cinemáticas y constitutivas calcula las variables de salida, como por ejemplo deformaciones y tensiones.

La resolución del sistema de ecuaciones se basa en la condición de equilibrio estático de la parte o partes deformables. Al sufrir la acción de algún agente externo los nodos se habrán desplazado respecto de su posición inicial, lo que originará un estado tensional dado en el cuerpo. Al tener que estar en equilibrio estático, la suma de todas

las fuerzas que actúan en cada nodo debe ser cero, por tanto, para cada nodo i el sumatorio de las fuerzas internas y las fuerzas externas debe ser cero:

$$\mathbf{F}_i - \mathbf{I}_i = 0 \quad (4.1)$$

donde \mathbf{F}_i es el sumatorio de las fuerzas externas aplicadas sobre el cuerpo y \mathbf{I}_i es el sumatorio de la fuerzas internas originadas por las tensiones creadas en cada elemento.

En todo el sistema se tiene que cumplir que todos los nodos se encuentren en equilibrio estático, dando lugar a la siguiente ecuación:

$$\mathbf{F} - \mathbf{I} = 0 \quad (4.2)$$

Para resolver está ecuación se puede utilizar dos tipos de metodología, metodología implícita o la metodología explícita. El comportamiento en el interior de cada elemento queda definido a partir del comportamiento de los nodos mediante funciones de interpolación [Sebastián, 1980].

Los casos estudiados en la presente Tesis se han modelizado con el programa de elemento finitos ABAQUS. Este programa puede resolver los modelos aplicando una metodología de resolución bien implícita o explícita. Los casos analizados son Procesos de Conformado por Deformación Plástica (PCDP) donde al conformar la pieza se producen grandes deformaciones, dando lugar a problemas altamente no lineales. Los modelos a estudiar han sido resueltos a través de las dos metodologías, describiendo a continuación la metodología implícita y siendo más detallada la metodología explícita en el Capítulo 5.

4.2. Metodología de análisis implícita

La mayoría de los algoritmos de simulación tradicionalmente se pueden catalogar como de metodología implícita. Esta metodología resuelve la ecuación de equilibrio estático del sistema (4.2) considerando que las fuerzas internas del sistema son:

$$\mathbf{I} = [\mathbf{K}] \cdot \mathbf{U} \quad (4.3)$$

donde $[\mathbf{K}]$ es lo que se conoce como matriz de rigidez y representa las propiedades del material y las condiciones del proceso; y \mathbf{U} representa el desplazamiento de los nodos. Si el problema es lineal esta ecuación se resuelve directamente, pero cuando el problema no es lineal se tiene que resolver de manera iterativa.

La resolución de los modelos mediante metodología implícita se ha realizado mediante el programa de elementos finitos de propósito general ABAQUS/Standard. Tal como se ha mencionado anteriormente, los casos planteados son problemas no lineales y por tanto, en la metodología implícita se resolverán de manera iterativa.

Aunque existen numerosas técnicas de resolución de problemas no lineales [Rowe et al., 1991], una ampliamente utilizada dada su convergencia cuadrática es el método de Newton-Raphson [Zienkiewicz et al., 1994; Rannacher, 1991]. Autores como Wagoner y Chenot ratifican que el de Newton-Raphson es el método más potente y más ampliamente usado para resolver este tipo de sistemas [Wagoner et al, 2001]. En un análisis no lineal no es posible calcular la solución resolviendo un único sistema de ecuaciones, como en el caso de problemas lineales. La solución se obtiene aplicando la carga especificada de manera gradual por medio de incrementos de carga y encontrando la configuración de equilibrio aproximado al final de cada uno de estos incrementos, hasta alcanzar la solución final.

El programa ABAQUS/Standard utiliza el método Newton-Raphson para la resolución de las ecuaciones, el cual inicialmente subdivide el análisis en incrementos y las ecuaciones que rigen el mismo se resuelven para cada incremento, de manera que al final de cada incremento la pieza está en equilibrio estático. Para cada incremento se tendrá que crear una matriz de rigidez y resolver el sistema de ecuaciones.

Este procedimiento requiere normalmente varias iteraciones para cada incremento de carga dado [Bank, 1982]. Si el modelo no está en equilibrio al final de una iteración el programa lo intenta de nuevo con otra iteración. Con cada iteración la solución que se obtiene está más próxima al equilibrio. A menudo son necesarias

numerosas iteraciones para alcanzar el equilibrio y completar así el incremento de carga correspondiente [Camacho, 2005a].

La respuesta no lineal de un sistema a un pequeño incremento de carga Δf se muestra en la Figura 4.1. Se parte de una rigidez inicial K_0 calculada para la configuración u_0 conocida al inicio del incremento, y del incremento de carga Δf . A partir de estos valores se pretende calcular un factor de corrección, c_a para el sistema. Por medio de c_a la configuración del sistema se actualiza hasta u_a .

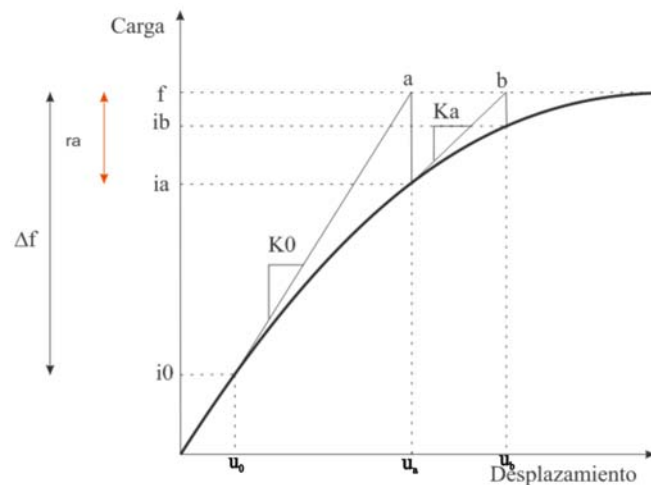


Figura 4.1. Iteración en un incremento de tiempo para llegar a una solución no lineal

El programa construye una nueva matriz de rigidez, K_a , basándose en la nueva configuración, u_a . A partir de la nueva matriz de rigidez también se calcula el vector de fuerzas internas, i_a , y la diferencia entre la carga total aplicada, f , e i_a constituye el denominado residuo de fuerzas, r_a ; este residuo se define como la diferencia entre la carga total aplicada F y las fuerzas internas I_a en cada iteración que se vaya a realizar:

$$r_a = F - I_a \quad (4.4)$$

Si la fuerza residual, r_a , es cero en todos los grados de libertad del modelo, el punto a se encontraría directamente en la curva de fuerzas internas y el sistema se encontraría en equilibrio. Pero al ser un problema no lineal esta fuerza residual no va a ser igual a cero y por tanto, se tendrá que comparar con un valor determinado. ABAQUS/ Standard toma como valor de referencia el 0,5% de la carga total aplicada,

de tal manera, que si la fuerza residual es menor que este valor, se considera que el sistema está en equilibrio.

Pero además de esto, también se tiene que comprobar que la diferencia de desplazamientos sea pequeña en relación al desplazamiento incremental total. Por defecto, el programa considera que si esta diferencia de desplazamientos es mayor del 5% del desplazamiento incremental total la solución no es estable y por tanto vuelve a realizar otra iteración [Hibbitt et al., 2010].

Si se cumplen las dos condiciones anteriores, la fuerza residual menor que un determinado valor y la diferencia de desplazamientos menor que el desplazamiento incremental total, la solución que se obtiene se considera estable y se dice que el problema converge y por tanto, se pasa al siguiente incremento de tiempo. Hay que tener en cuenta que todo esto se realiza en cada incremento y en cada iteración, derivando en un alto coste computacional y de tiempo.

4.3. Desarrollo de modelo implícito en deformación plana con ABAQUS/Standard

4.3.1. Modelización y relación geométrica

De cara a una posterior modelización y análisis de los diferentes modelos, se ha realizado un estudio del tamaño de malla óptimo en Procesos de Indentación bajo condiciones de deformación plana en Abaqus/Standard. En análisis posteriores, los parámetros que se han considerado a estudio son el rozamiento de tipo Coulomb, relación geométrica de la pieza y el material. La influencia de estos parámetros sobre el proceso ha sido evaluada obteniendo como variables de salida fundamentales las fuerzas para llevar a cabo el proceso y las presiones que se producen en la superficie en contacto entre la herramienta y la pieza [Marín et al., 2008c]. No obstante, también se han incluido diagramas de tensiones y deformaciones en los casos más significativos [Marín et al., 2008b].

En los modelos a estudiar se ha elegido un punzón de sección recta rectangular cuya ancho se ha representado por la variable B . Esta dimensión ha permanecido constante durante todo el estudio. Por otro lado, se ha optado por una pieza de sección

rectangular, donde se ha representado el ancho y la altura de la misma con las variables w y h , respectivamente. Estas dimensiones se han ido variando a largo del análisis. En la figura 4.2 se ha representado una situación cualquiera del punzón y la pieza, así como sus dimensiones.

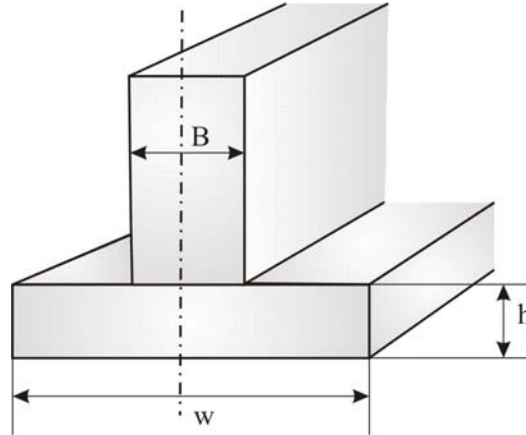


Figura 4.2. Croquis de la geometría del modelo para el estudio de Procesos de Indentación bajo condiciones de deformación plana

Los cambios de geometría de la pieza se han realizado en función del ancho del punzón, el cual permanece constante en todo momento. Estas dimensiones van a ir cambiando a lo largo de todo el estudio, donde las geometrías consideradas guardan una relación de aspecto entre la dimensión del punzón y las dimensiones de la pieza denominada relación geométrica. La geometría de los diferentes modelos viene dada por la dimensión del ancho del punzón, es decir, por la variable B . A medida que las dos variables de anchura y altura de pieza van tomando diferentes valores, la geometría del modelo irá cambiando. Los diferentes modelos geométricos analizados vienen representados en la tabla 4.1.

$h = B$						
w	2B	3B	5B	7B	9B	11B
$h = 2B$						
w	2B	3B	5B	7B	9B	11B
$h = 3B$						
w	2B	3B	5B	7B	9B	11B
$h = 4B$						
w	2B	3B	5B	7B	9B	11B
$h = 5B$						
w	2B	3B	5B	7B	9B	11B

Tabla 4.1. Geometría de los modelos estudiados

Tal como se observa en la figura 4.2 el modelo tiene simetría respecto del eje vertical, por lo que se puede estudiar la mitad de la pieza estableciendo determinadas condiciones de contorno, y así simplificar los cálculos numéricos y reducir tiempos.

Para todos los casos analizados se ha considerado que el rozamiento existente entre la pieza y la herramienta es de tipo Coulomb. Los valores del coeficiente de rozamiento en los distintos casos planteados van desde 0 hasta 0,5, en incrementos de 0,1. Por último, se ha considerado que el punzón se desplaza una distancia fija, 2 mm en todos los casos, dando lugar para cada modelo a una misma penetración del punzón sobre la superficie de la pieza.

Al modelizar mediante Elementos Finitos los diferentes casos a analizar se han empleado dos tipos de aleaciones de aluminio, AA 7075-O y la AA 6082-T6. Los modelos se han discretizado eligiendo elementos continuos y de primer orden, es decir, de interpolación lineal. Este tipo de elementos tienen nodos en todas sus esquinas.

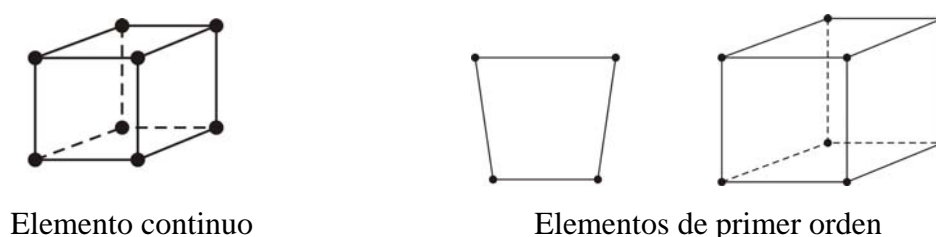


Figura 4.3. Tipo de elemento utilizado en la modelización

La formulación empleada para definir el comportamiento de los elementos ha sido *Lagrangiana*, la cual considera que los nodos y elementos están ligados al material y este sólo se mueve con la deformación de la malla.

ABAQUS utiliza varias técnicas para integrar los resultados en el volumen de cada elemento. Calcula la respuesta en puntos interiores de cada elemento, denominados puntos de integración, respecto de las cargas externas. La más utilizada en ABAQUS es la cuadrática Gaussiana, evaluando la respuesta del material en cada uno de los puntos de integración del elemento. Dependiendo del tipo de integración se habla de elementos

de integración completa o reducida. En este caso se han utilizado elementos de integración reducida.



Integración reducida

Figura 4.4. Tipo de integración empleado en el elemento

La definición del tipo de elemento queda materializada en el programa ABAQUS/Standard a la hora de definir la malla. Los elementos que se han empleado con todas estas características son CPE4R. En este proceso también es importante elegir un adecuado tamaño de elemento de malla, para ello se ha realizado un estudio en función de los diferentes factores de forma.

Como se ha indicado, a lo largo de todo el estudio, la geometría de los modelos está en función de la dimensión característica del punzón, es decir, B . Para poder simular el proceso de indentación a través del Método de los Elementos Finitos, a esta variable se la dado el valor de 10 mm.

4.3.2. Estudio del tamaño de malla para diferentes relaciones geométricas de pieza

El tamaño del elemento de malla es un parámetro importante en la implementación de los modelos. Este va a determinar la estabilidad de los resultados y el tiempo de resolución del proceso. El tamaño del elemento de malla determina la densidad de la malla, por lo que esta debe ser lo suficientemente pequeña para que garantice unos resultados estables. Pero a la vez tiene que ser lo suficientemente grande para no ralentizar el proceso de resolución, ya que cuanto más pequeño sea, más recursos computacionales serán utilizados y más tiempo se tardará en alcanzar la solución.

En este primer análisis, el proceso se estudia bajo condiciones de deformación plana con un punzón de sección rectangular constante. Para el estudio de la malla sólo

se ha considerado la aleación AA 7075-O. Se han considerado dos grupos en función de la altura de la pieza, piezas pequeñas y piezas grandes.

En el primer grupo, piezas pequeñas, se encuentran aquellos modelos que presentan una altura de pieza B y $2B$. Las mallas de estos modelos se han dividido por regiones, coincidiendo estas regiones con las zonas más problemáticas, es decir, las zonas más cercanas a la superficie de contacto con el punzón. En estas zonas se ha considerado una malla con un elemento de malla más pequeño, tal y como se muestra en la figura 4.5.

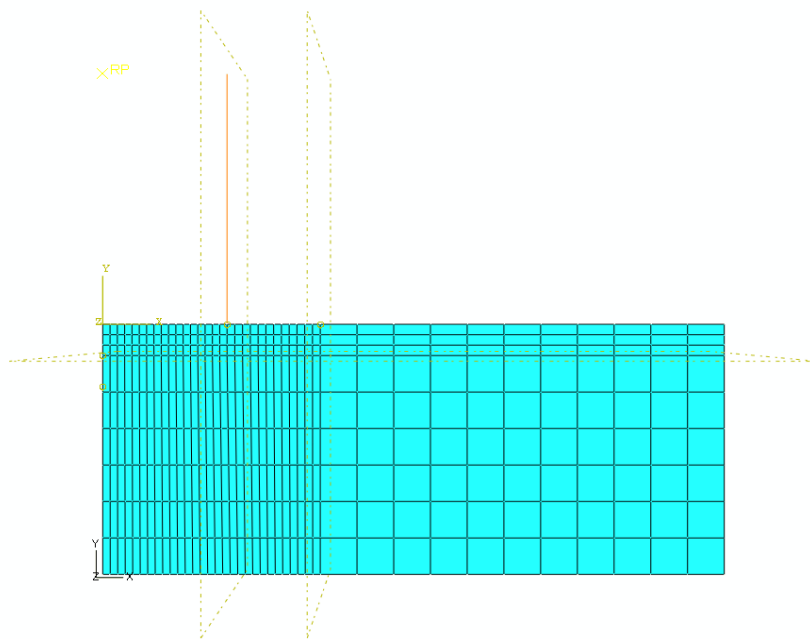


Figura 4.5. Malla empleada en los modelos del grupo “piezas pequeñas”

Para el estudio se han tenido en cuenta varios tamaños de elemento de malla ($0,2\text{ mm}$, $0,3\text{ mm}$, $0,5\text{ mm}$ y 1 mm). Estos cambios de tamaño de elemento de malla se refieren a la zona que está en más cerca al punzón; en el resto de malla se ha elegido un tamaño de elemento de 5 mm . El estudio del tamaño de malla se ha realizado variando tanto el rozamiento como la relación geométrica. Para su análisis, se han obtenido las fuerzas necesarias para llevar a cabo el proceso y los perfiles de presiones en las superficies de contacto.

Han sido analizados todos los modelos de la tabla 4.1 para las alturas indicadas, $h=B$ y $h=2B$, mostrándose a continuación los resultados de alguno de los modelos, ya que se ha comprobado que todos presentan el mismo comportamiento.

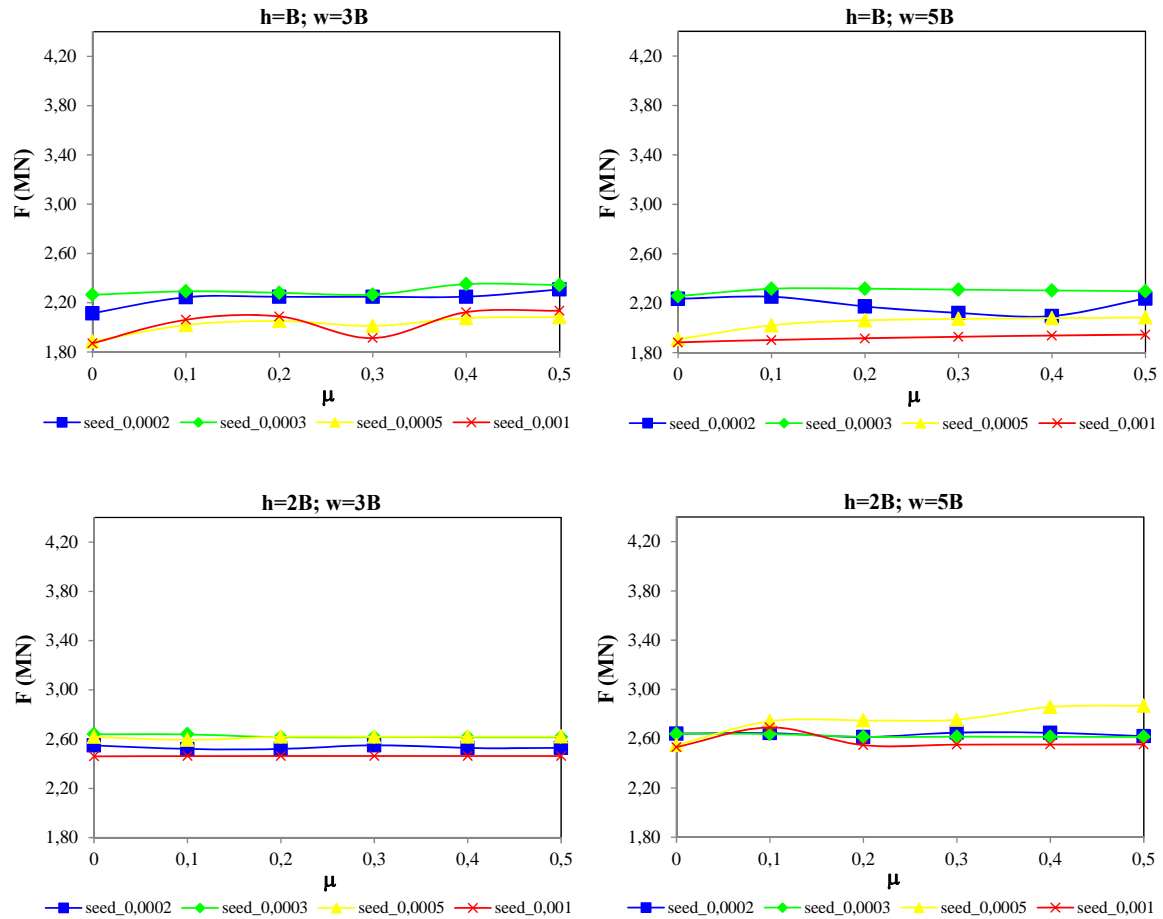


Figura 4.6. Fuerzas obtenidas en modelos pertenecientes al grupo de “piezas pequeñas” en la verificación de malla bajo condiciones de deformación plana de aleación AA

7075-O

En la figura 4.6 se muestran las fuerzas obtenidas en los modelos de altura $h=B$ y $h=2B$ (piezas pequeñas), con un ancho $w=3B$ y $w=5B$. Las fuerzas se han representado en función de los distintos rozamientos teniendo en cuenta varios tamaños de elemento de malla. Se aprecia que el resultado de fuerza más estable se produce en los tamaños de elemento de malla $0,2$ y $0,3$ mm.

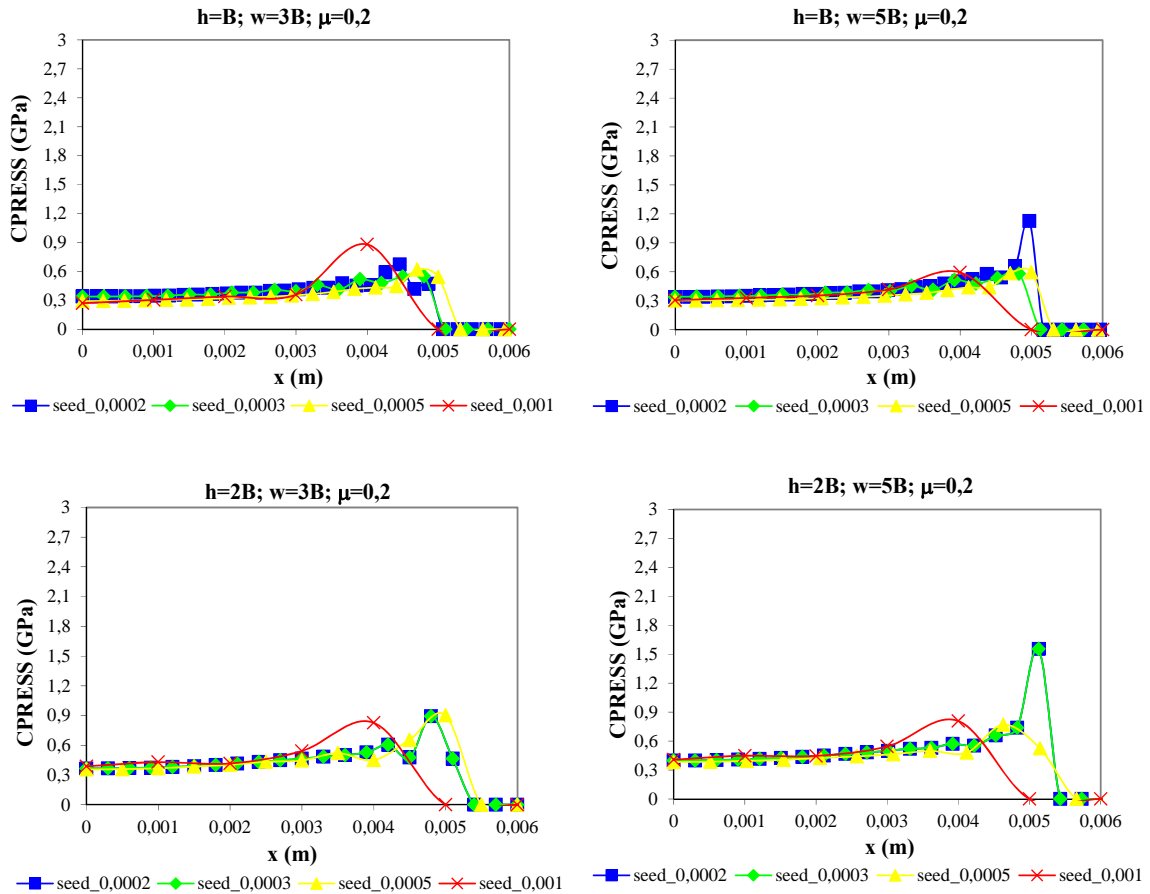


Figura 4.7. Presiones de contacto obtenidas en modelos pertenecientes al grupo de “piezas pequeñas” en la verificación de malla bajo condiciones de deformación plana de aleación AA 7075-O

En la figura 4.7 se han representado los perfiles de presiones obtenidos en la superficie de contacto en algunos de los modelos considerados como piezas pequeñas. Al igual que en las fuerzas, se observa que se han obtenido presiones de contacto en los tamaños de malla $0,2$ y $0,3$ mm bastante estables. Por tanto, teniendo en cuenta estos últimos resultados de presiones de contacto junto con los de las fuerzas alcanzadas se considera que el tamaño de elemento de malla más adecuado es de $0,3$ mm en las zonas más cercanas al punzón.

Una vez elegido como tamaño del elemento de la malla $0,3$ mm en aquellas regiones más cercanas al punzón y en el resto $0,5$ mm, la malla considerada se mantendrá constante a lo largo de todo el estudio en los modelos pertenecientes a este grupo bajo condiciones de deformación plana.

Al segundo grupo, piezas grandes, pertenecen los modelos cuyas alturas son $3B$, $4B$ y $5B$. En este caso la malla elegida es más sencilla, siendo homogénea en todas sus zonas tal como se puede observar en la figura 4.8. Al igual que en el caso anterior, se han analizado las fuerzas necesarias para llevar a cabo el proceso y las presiones de contacto en la superficie en los diferentes modelos considerando varios valores de rozamientos. De los modelos que pertenecen a este grupo, en la figura 4.9 se han representado dos valores de anchos diferentes de pieza, $w=2B$ y $w=11B$; y para cada caso se han considerado tres coeficientes de rozamiento diferentes, $\mu=0$, $\mu=0,2$ y $\mu=0,5$. Por motivos de simplicidad y síntesis de resultados se han representado únicamente algunos de ellos en las figuras. No obstante, todos los modelos pertenecientes al grupo de “piezas grandes” han sido estudiados con tres tamaños de elementos de malla, $0,5$ mm, $0,7$ mm y 1 mm.

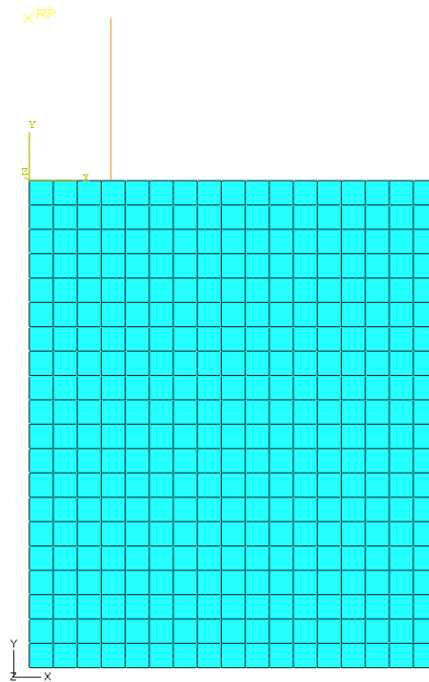
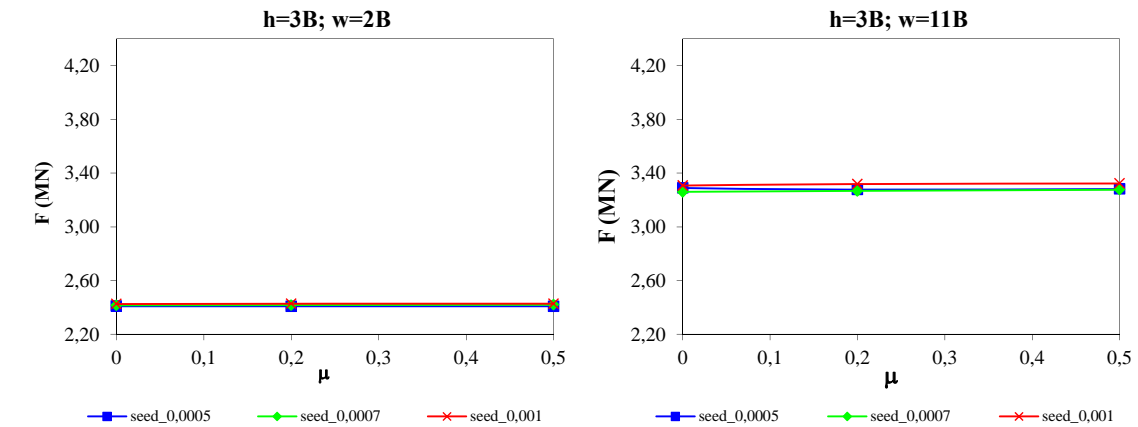
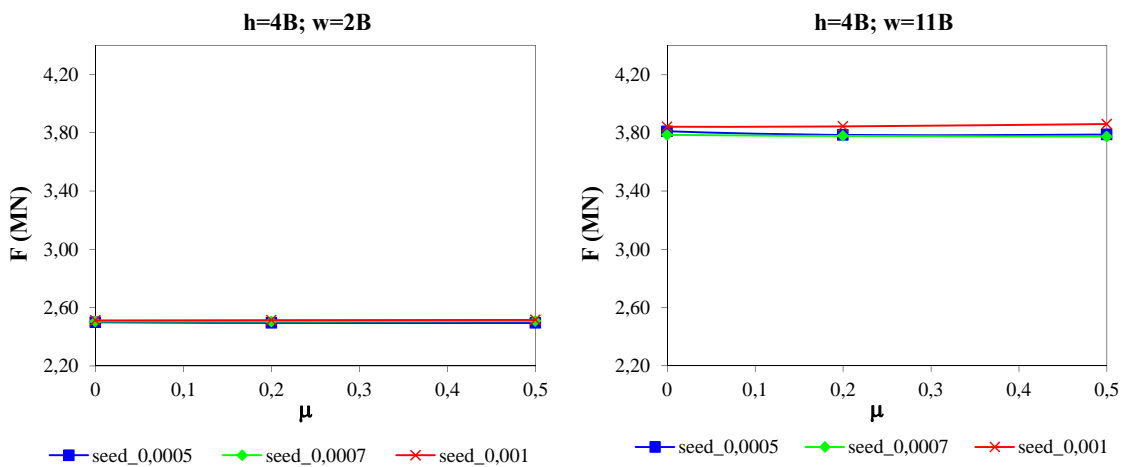


Figura 4.8. Malla empleada en los modelos del grupo “piezas grandes”

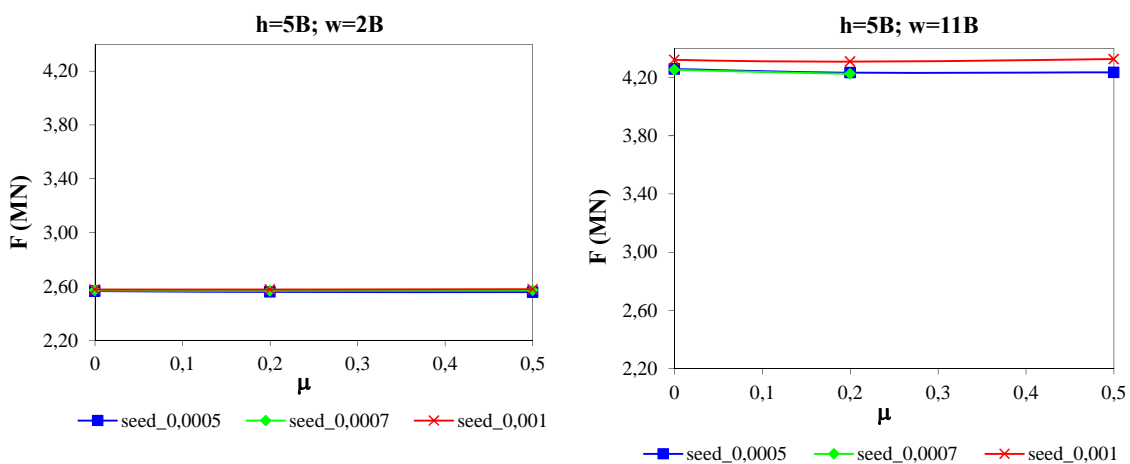
En figura 4.9 se han representado las fuerzas obtenidas respecto de los distintos rozamientos para cada uno de los modelos donde se ha utilizado un tamaño de elemento de malla diferente.



a) Fuerzas obtenidas en modelos con un altura de pieza $h=3B$



b) Fuerzas obtenidas en modelos con un altura de pieza $h=4B$



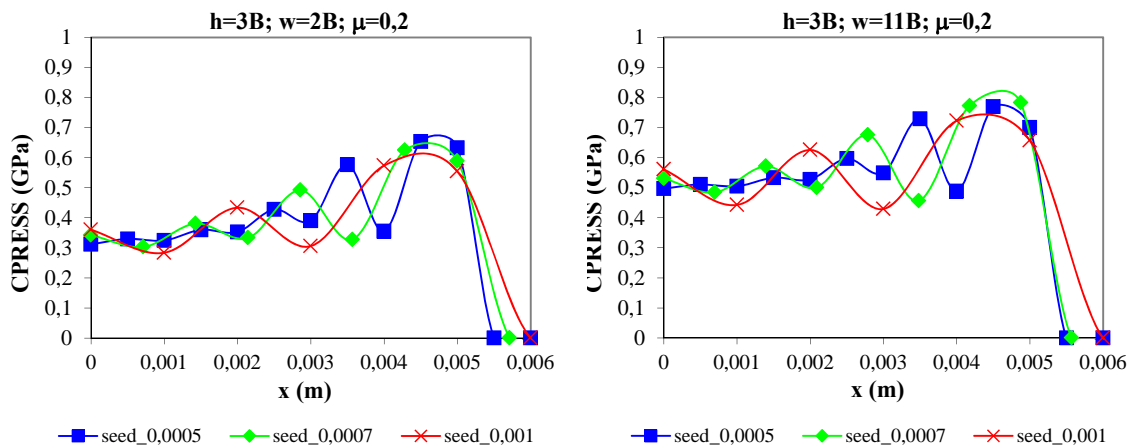
c) Fuerzas obtenidas en modelos con un altura de pieza $h=5B$

Figura 4.9. Fuerzas obtenidas en los modelos pertenecientes al grupo de “piezas grandes” en la verificación de malla bajo condiciones de deformación plana de aleación

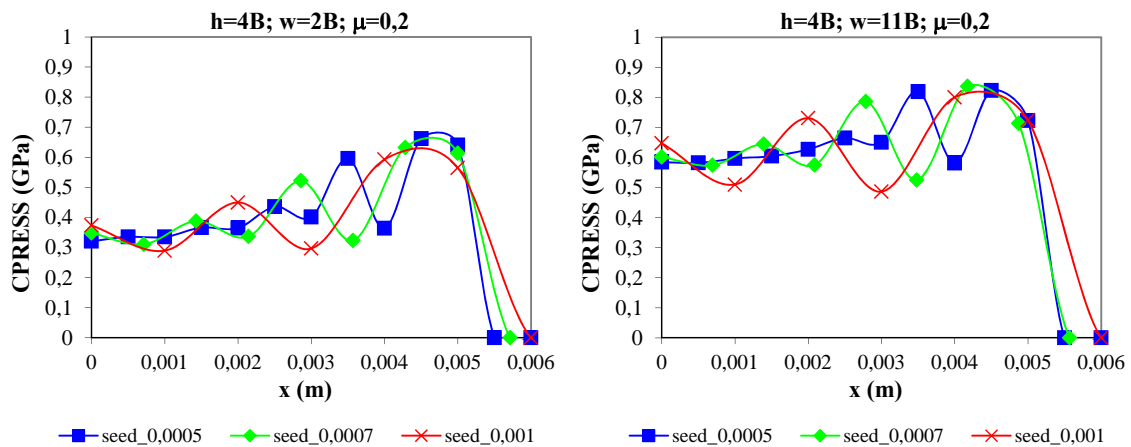
AA 7075-O

Como se puede observar en las diferentes gráficas, los valores más estables de las fuerzas se producen para los tamaños de elemento de malla 0,5 mm y 0,7 mm. Sin embargo, el tamaño de elemento de malla elegido ha sido de 1 mm debido a que la diferencia entre los resultados con los otros casos es muy pequeña y de esta manera se gana en recursos computacionales y tiempo de resolución.

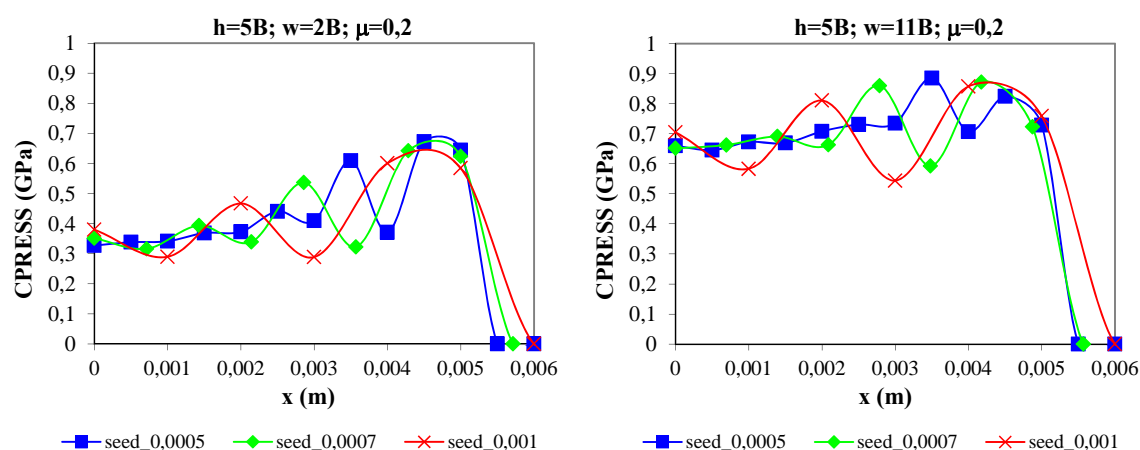
Al igual que en los resultados de fuerzas, debido a la gran cantidad de gráficas de presiones de contacto, en la figura 4.10 sólo se han representado modelos con dos anchos diferentes de pieza, $w=2B$ y $w=11B$, para un determinado rozamiento, $\mu=0,2$. En todos los modelos pertenecientes al grupo de “piezas grandes” se ha teniendo en cuenta distintos tamaños de elemento de malla.



a) Presiones de contacto alcanzadas en modelos de altura de pieza $h=3B$



b) Presiones de contacto alcanzadas en modelos de altura de pieza $h=4B$



c) Presiones de contacto alcanzadas en modelos de altura de pieza $h=5B$

Figura 4.10. Presiones de contacto alcanzadas en los modelos pertenecientes al grupo de “piezas grandes” en la verificación de malla bajo condiciones de deformación plana de aleación AA 7075-O

Observando las gráficas de las presiones de contacto, todos los perfiles presentan un comportamiento similar. Estos resultados junto con los de las fuerzas alcanzadas representadas en la figura 4.9, parecen indicar que el tamaño de elemento de malla más idóneo es de 1 mm, por tratarse del tamaño máximo que proporciona resultados razonables.

Después de este estudio de verificación del tamaño de malla, las mallas seleccionadas se mantendrán constantes a lo largo del estudio de parámetros en modelos bajo condiciones de deformación plana.

4.3.3. Contraste y validación del modelo mediante técnicas analíticas

Antes de pasar a analizar los procesos de compresión de interés mediante simulación numérica se van a constatar una serie de resultados de cara a validar el modelo fundamental de elementos finitos planteado en la presente Tesis Doctoral. Para ello se ha elegido como referencia el trabajo realizado por Green [Green, 1951a] en el cual se aplicó la hipótesis de compresión en deformación plana entre herramientas planas comparando sus resultados a través del método del campo de líneas de

deslizamiento. En este trabajo Green logró la construcción de un campo cinemáticamente admisible con líneas de velocidad discontinuas fáciles de dibujar con la ayuda de un hodrógrafo. Con este método se pueden resolver diversos problemas en el campo plástico en deformación plana, fundamentalmente de indentación.

4.3.3.1 Revisión y análisis del estudio de Green

El trabajo realizado por Green [Green, 1951a] describe la distribución de tensiones y las velocidades en una pieza de material dúctil la cual es sometida a un proceso de indentación simétrico en lados opuestos, a través de dos herramientas planas sin rozamiento, proporcionando una solución que muestra que la distribución de presiones no es uniforme a través de la superficie de contacto entre la pieza y el punzón.

Este estudio parte de la teoría de deformación plana dada por Hencky y Geiringer para el análisis de la distribución de tensiones y velocidades en un proceso de indentación. Por un lado se basa en las ecuaciones de presión [Hencky, 1923] desarrolladas por Hencky en deformación plana para el conformado de metales a través del cálculo del campo de líneas de deslizamiento. El estudio somete una pieza considerada un bloque seminfinito de espesor $2h$, a una compresión a través de dos punzones planos de sección rectangular y de igual anchura $2w$, aplicados en lados opuestos como se muestra en la figura 4.11.

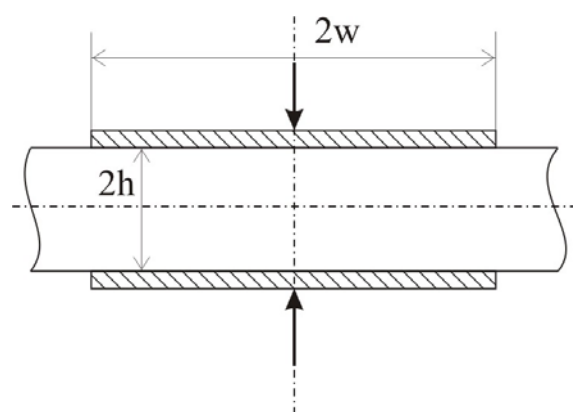


Figura 4.11. Geometría del modelo del estudio de Hencky [Hencky, 1923]

La pieza a estudiar tiene un comportamiento rígido plástico perfecto y se considera un proceso de deformación plana basándose en las condiciones definidas en el

ensayo de Watts y Ford [Watts et al., 1952]. Este estudio consiste en un ensayo de compresión de una chapa entre plataformas planas, cuyo ancho es mucho menor que la profundidad de la chapa a comprimir (aproximadamente 10 veces menor). Debido a esta geometría, una vez realizado el ensayo, la dimensión de la profundidad de la chapa permanece invariable. Por tanto en esa dirección la deformación es nula. Cabe indicar que en este ensayo la tensión de fluencia media del material es S , la cual se denomina tensión de fluencia en deformación plana, y no Y , la tensión de fluencia calculada en el ensayo de tracción uniaxial. Como se verá más adelante, estas dos tensiones están relacionadas a través de la siguiente ecuación:

$$S = 2k = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot Y = 1,155 \cdot Y \quad (4.5)$$

En el trabajo realizado por Hencky [Hencky, 1923] se considera que la profundidad de la pieza es lo suficientemente grande respecto del espesor o altura de la misma, asegurando que la deformación lateral de la pieza es despreciable.

Por otro lado utiliza las ecuaciones para el cálculo de velocidades a lo largo de las líneas de deslizamiento desarrolladas por Geiringer [Geiringer, 1930], y así poder comprobar si la velocidad calculada mediante el método del campo de líneas deslizamiento es compatible con las condiciones impuestas.

El estudio de Green [Green, 1951a] da resultados a través de métodos sencillos basándose en los principios básicos de una compresión simple. Es obvio que cuando somete a un cuerpo a una compresión las direcciones del esfuerzo cortante máximo forman 45° con las direcciones de las tensiones principales. A partir de este principio, aborda el problema en condiciones de deformación plana resolviendo el estudio en dos dimensiones, ya que de lo contrario su resolución sería complicada.

Al considerar un proceso de deformación plana la fluencia tendrá lugar en un plano dado y no habrá deformaciones en la dirección perpendicular a dicho plano. Como se emplea un material rígido plástico perfecto no tiene componente elástica, por tanto su comportamiento se encuentra siempre dentro del campo plástico. Una de las características de los materiales metálicos dentro del campo plástico es su

comportamiento incompresible lo que hace que la deformación se deba a un esfuerzo cortante.

Al iniciarse el proceso de compresión producido por la carga aplicada a través de los punzones, el material estará sometido a un estado tensional. Definido para un instante cualquiera del proceso, considerando el círculo de Mohr, se tiene:

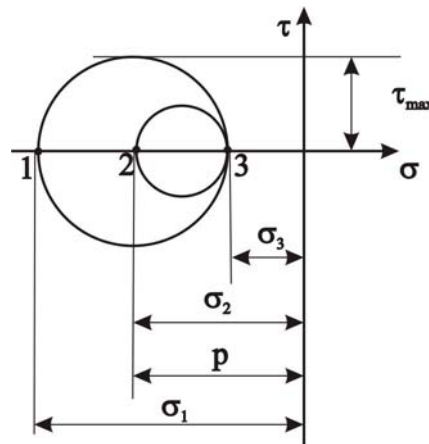


Figura 4.12. Representación de las tensiones principales sobre un plano de coordenadas en un proceso de compresión

Donde σ_1 , σ_2 y σ_3 son las tensiones correspondientes a los ejes principales y p es la presión hidrostática. Para ver en el momento en que se inicia la fluencia se aplica el criterio de fluencia de Tresca [1864], el cual establece que la fluencia plástica se inicia cuando la tensión cortante máxima, τ_{max} , alcanza el valor crítico k , donde k es la tensión de fluencia a cortadura. Por tanto observando la figura 4.12 se tiene:

$$\tau_{max} = \frac{|\sigma_1 - \sigma_3|}{2} = k \quad (4.6)$$

Si se aplica el criterio de Tresca a un ensayo de tracción uniaxial las tensiones principales son:

$$\begin{aligned} \sigma_1 &> 0 \\ \sigma_2 &= \sigma_3 = 0 \end{aligned}$$

Por tanto,

$$\tau_{\max} = \frac{|\sigma_1 - \sigma_3|}{2} = \frac{\sigma_1}{2} = k \Rightarrow \sigma_1 = 2k \quad (4.7)$$

como $\sigma_1 = \frac{F}{A} = Y$, se obtiene que $Y=2k$ y al estar trabajando en condiciones de deformación plana, $S=Y$, donde S es la tensión de fluencia en deformación plana.

Una vez alcanzado este valor comienza la fluencia del material y por tanto se encuentra en el campo plástico. Las ecuaciones que rigen la relación entre las tensiones y deformaciones producidas en el campo plástico son las conocidas ecuaciones de Lévy-Mises [Mises, 1913], que expresadas en función de los ejes principales son:

$$\frac{d\varepsilon_1}{\sigma_1 - p} = \frac{d\varepsilon_2}{\sigma_2 - p} = \frac{d\varepsilon_3}{\sigma_3 - p} = d\lambda \quad (4.8)$$

donde $d\lambda$ es un factor de proporcionalidad. Operando la ecuación (4.8) resulta:

$$\begin{aligned} d\varepsilon_1 &= \frac{2}{3} \cdot d\lambda \cdot \left(\sigma_1 - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_2 + \sigma_3) \right) \\ d\varepsilon_2 &= \frac{2}{3} \cdot d\lambda \cdot \left(\sigma_2 - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_3 + \sigma_1) \right) \\ d\varepsilon_3 &= \frac{2}{3} \cdot d\lambda \cdot \left(\sigma_3 - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_1 + \sigma_2) \right) \end{aligned} \quad (4.9)$$

Como el estudio está bajo las condiciones de deformación plana, la deformación en una de las direcciones principales es nula, en este caso la deformación en la dirección principal 2 es cero, por lo que aplicado a las ecuaciones de Levy-Mises se obtiene:

$$\begin{aligned} \varepsilon_2 = 0 &\Rightarrow d\varepsilon_2 = 0 \\ 0 &= \frac{2}{3} \cdot d\lambda \cdot \left(\sigma_2 - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_3 + \sigma_1) \right) \\ \sigma_2 &= \frac{1}{2} \cdot (\sigma_1 + \sigma_3) \end{aligned} \quad (4.10)$$

El criterio de von Mises o criterio de la energía de distorsión [Mises, 1913] establece que cuando la energía almacenada por el material, previamente a la fluencia, alcanza un determinado valor, este empieza a fluir plásticamente. Si se aplica el citado criterio la expresión matemática en términos de direcciones principales es la siguiente:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 = 2 \cdot Y^2 \quad (4.11)$$

Al aplicar en la ecuación del criterio de von Mises la tensión en la dirección principal 2 obtenida de las ecuaciones de Lévy-Mises bajo las condiciones de trabajo impuestas, se obtiene:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot Y \quad (4.12)$$

donde $S = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot Y$ es la tensión de fluencia en deformación plana. De tal manera que las tensiones de fluencia obtenidas por ambos criterios están relacionadas a través de la siguiente ecuación:

$$S = 2k = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot Y = 1,155 \cdot Y \quad (4.13)$$

Se ha observado que en los textos estudiados sobre este tema se han utilizado diferentes notaciones para definir el problema geométrico en función del autor. A partir de aquí, para evitar confusiones se va a tomar la utilizada por Rowe [Rowe, 1972] al describir el proceso de indentación en deformación plana con plataformas planas. Se denominará el ancho de los punzones con la variable b mientras que para la altura de la pieza se utilizará la variable h .

Se sabe que al deformarse un material en este tipo de proceso, el inicio de las regiones plásticas se produce en los bordes de los punzones, extendiéndose hacia el interior del material. En estas regiones se ha superado el valor crítico para la fluencia y

el material comienza a deformarse. Teniendo en cuenta esto y que el proceso está bajo condiciones de deformación plana, Green [Green, 1951a] desarrolla justo en el momento del inicio de la fluencia un método de resolución más sencillo. Para ello parte de una geometría del modelo en la que el ancho del punzón, b , es igual a altura de la pieza, h . Con este tipo de geometría crea un campo de líneas de deslizamiento muy sencillo, basándose en los principios de una compresión simple en la cual la deformación se debe a un esfuerzo cortante y que esta se inicia en los extremos de los punzones, trazando una diagonal a 45° . Para conservar el equilibrio de fuerzas, esta fuerza cortante tiene que ir acompañado de su fuerza complementario, de igual magnitud y sentido contrario, por lo tanto el campo de líneas constará de dos líneas que se cortarán ortogonalmente, tal como puede observarse en el dibujo.

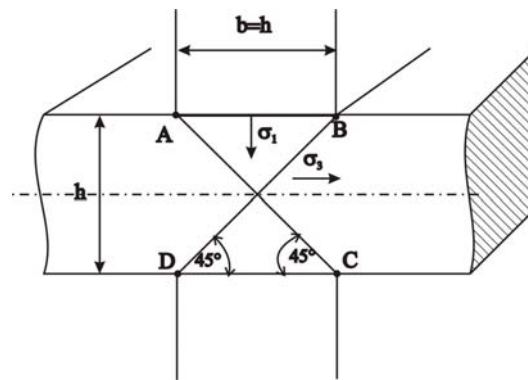


Figura 4.13. Campo de líneas de deslizamiento para el modelo $h=b$

Tal como se ha mencionado anteriormente, al aplicar la carga se creará un estado tensional donde dos de las direcciones principales actuarán a 45° con la dirección de esfuerzo cortante máximo, por tanto, se tendrá una tensión horizontal σ_3 y otra vertical σ_1 , como se puede ver en la figura 4.13. La tensión horizontal que actúa sobre cualquier punto de la línea AC debe ser cero ya que en esa dirección no hay aplicada ninguna fuerza. Según el criterio de Tresca el inicio de la fluencia se produce cuando el esfuerzo cortante máximo alcanza el valor k , $\tau_{max} = k$, y cogiendo la ecuación (4.7) y sabiendo que $\sigma_3 = 0$, queda que:

$$\sigma_1 = 2k \quad (4.14)$$

siendo esta la presión de indentación para llevar a cabo el inicio de la fluencia del material. Al ser un proceso de compresión $\sigma_1 < 0$ por tanto, $\sigma_1 = -2k$, y la presión hidrostática será:

$$p = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \quad (4.15)$$

En este análisis sencillo de resolución no hacen falta resolver las ecuaciones del campo de las líneas de deslizamiento y se puede aplicar en aquellos modelos cuya relación geométrica sea múltiplo de este modelo. Green [Green, 1951a] varía las dimensiones del ancho de los punzones siendo estos múltiplos de la altura de la pieza, la cual permanece constante. Con ello calcula la presión de indentación para el inicio de la fluencia obteniendo así la curva de la variación de la presión frente a diferentes factores de forma (h/b), tal como se muestra en la figura siguiente.

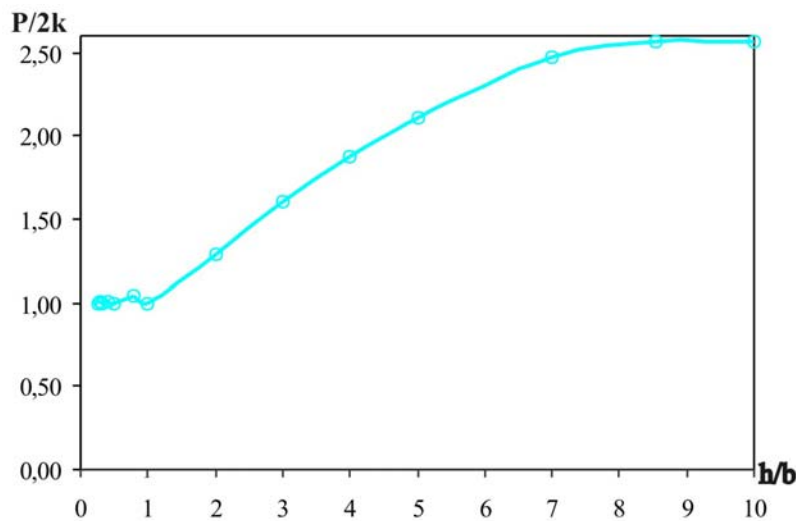


Figura 4.14. Presión de indentación frente a la relación altura pieza- ancho punzón (h/b) según Rowe [Rowe, 1972]

Analizando la curva representada en la figura 4.14 se pueden diferenciar cuatro zonas:

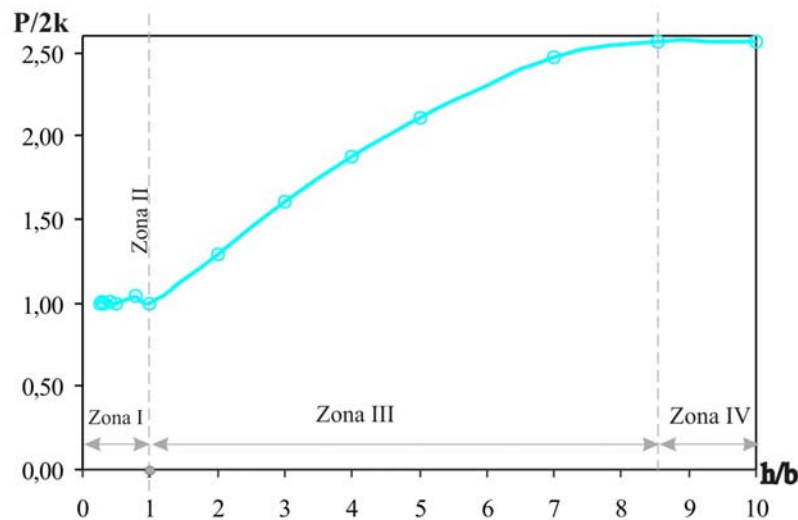


Figura 4.15. Representación de las diferentes zonas en la curva de presión

- **Zona I:** La relación entre la altura de la pieza y el ancho del punzón es menor que 1 ($h/b < 1$). Esta zona se divide a su vez en dos, aquella en la cual el ancho del punzón es un múltiplo entero de la altura de la pieza, es decir, $h/b = 1/2, 1/3, 1/4, 1/5, etc$ y otra, en el que el ancho del punzón es múltiplo de la altura de la pieza, pero un número no entero ($b=2h, b=3h, b=4h, \dots$).

Aquellos modelos cuya dimensión del punzón es un múltiplo entero de la altura de la pieza se resuelven dibujando el campo de líneas deslizamiento de la figura 4.13 tanta veces como múltiplo de la altura sea. Las líneas del campo son rectas y tal como se ha explicado anteriormente, la presión de indentación para producir la fluencia del material es $\sigma_I = -2k$. En la figura 4.16 se ha representado campo de líneas de deslizamiento para un modelo con una relación geométrica $h/b = 1/2$, esto quiere decir, que el ancho del punzón es 2 veces mayor que la altura de la pieza.

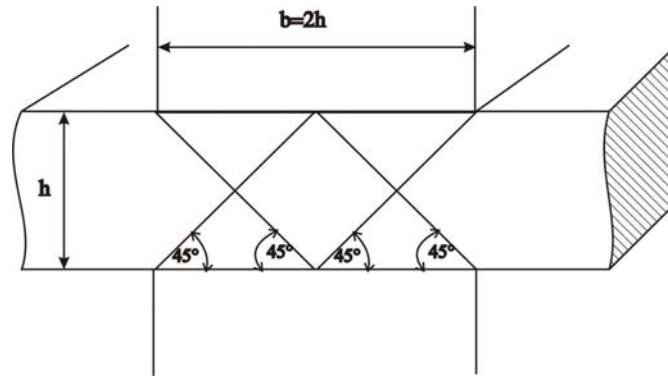


Figura 4.16. Campo de líneas de deslizamiento en la zona I para una relación geométrica $h/b = 1/2$ ($b=2h$)

Para en el caso de los modelos con un múltiplo no entero, el campo de líneas de deslizamiento no son rectas sino curvas, aunque también deben cruzarse ortogonalmente. El campo de líneas de deslizamiento para este caso viene representado en la figura 4.17 en donde se ha elegido un modelo con una relación geométrica $h/b = 0,8$, en este caso la dimensión del punzón es 1,25 veces mayor que la altura de la pieza ($b=1,25h$).

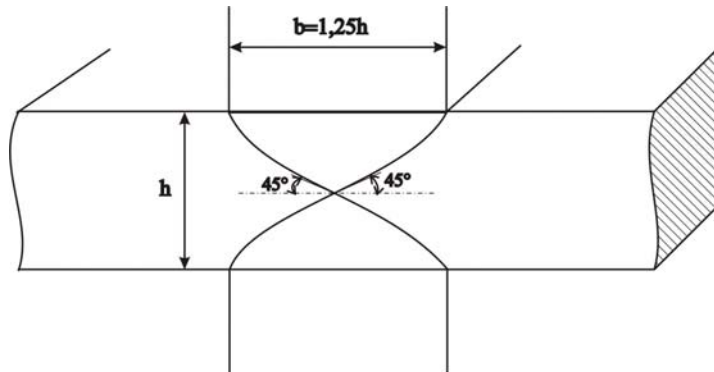


Figura 4.17. Campo de líneas de deslizamiento en la zona I para una relación geométrica $h/b = 0,8$ ($b=1,25h$)

Green [Green, 1951a] proporciona una solución en la que demuestra que la distribución de presiones en esta zona no es uniforme. Se dan una serie de máximos y mínimos, los cuales corresponden a aquellos modelos cuya proporcionalidad es un número no entero o es un múltiplo no entero respectivamente, como se muestra en la figura 4.18.

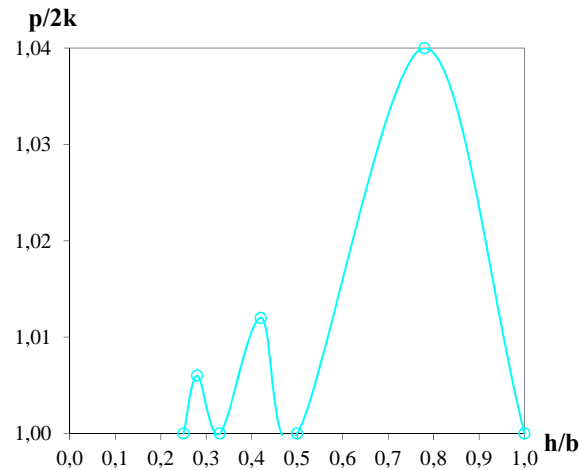


Figura 4.18. Ampliación de la zona I en la curva de presión

- **Zona II:** Esta zona corresponde al modelo en el que $h=b$, su método de resolución ya ha sido ampliamente explicado anteriormente.
- **Zona III:** En esta zona los modelos tienen una altura de la pieza mayor que el ancho del punzón ($h>b$). Aquí se puede comprobar como aumenta rápidamente la presión a medida que se incrementa la relación h/b . Esto quiere decir, que si se aumenta esta relación y la altura de la pieza permanece constante, disminuye el ancho del punzón. Por tanto, se produce un incremento de la presión al disminuir el ancho del punzón.

Tanto esta zona como la siguiente, inicialmente fueron estudiadas por Prandtl [Prandtl, 1920] quien reconoció el carácter hiperbólico de la distribución de tensiones. En esta zona el campo de líneas de deslizamiento son líneas curvas, tal como se observa en la figura siguiente donde se ha elegido un modelo con una relación geométrica $h/b = 2$.

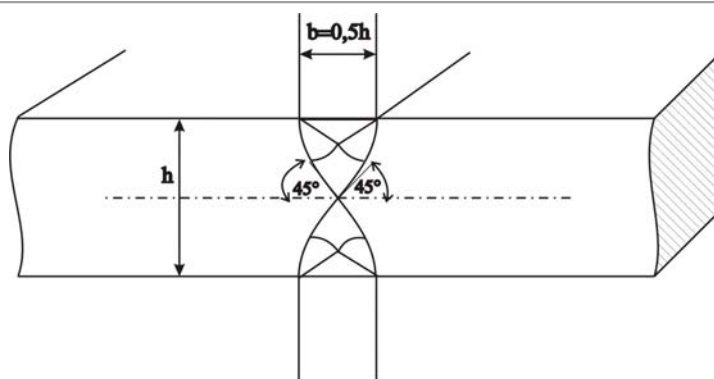


Figura 4.19. Campo de líneas de deslizamiento en la zona III para una relación geométrica $h/b=2$

- **Zona IV:** La relación entre la altura de la pieza y el ancho del punzón es tan grande (a partir de $h/b > 8,5$), que las zonas de deformación plástica no alcanzan el centro de la pieza y por tanto el problema se transforma en un problema de un proceso de indentación a una sola cara mediante un único punzón, donde en este caso la altura pieza en cuestión es la mitad de la pieza inicial del proceso de indentación por ambos lados; y dicha pieza se apoya sobre una superficie rígida. Si la relación $h/b > 8,5$, los cambios de geometría del ancho del punzón no tienen influencia. Para estos casos la presión de indentación para alcanzar la fluencia del material es un valor constante igual a $2k \cdot (1 + \pi/2)$ y las regiones plásticas que se producen se desplazan hacia las superficies libres.

El campo de líneas de deslizamiento en esta zona son líneas rectas y deben cortar a 45° con la diferencia que ahora existe campo de líneas debajo de las zonas de superficie libre que se encuentran a los lados del punzón, ya que el material fluye hacia estas zonas. La solución de cómo dibujar el campo de líneas fue dada por Hill [Hill, 1983] para el caso de rozamiento nulo porque inicialmente Prandtl [Prandtl, 1920] había dado otra solución de campo de líneas de deslizamiento pero se demostró experimentalmente que se cumplía cuando el rozamiento entre el punzón y la pieza era grande o para materiales con endurecimiento por deformación. En la figura 4.20 se muestra el campo de líneas de deslizamiento sugerido por Hill [Hill, 1983].

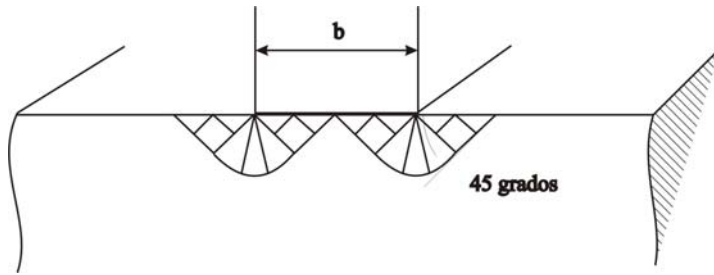


Figura 4.20. Campo de líneas de deslizamiento para la zona IV dado por Hill [Hill, 1983]

4.3.3.2. Validación del modelo de elementos finitos mediante el estudio de Green

Se va a modelizar por elementos finitos el problema analizado por Green [Green, 1951a] de cara a contrastar la validez del modelo numérico que se empleará para analizar los distintos casos prácticos de la presente Tesis Doctoral. Se parte de una situación de deformación plana con un material que experimenta endurecimiento por deformación. Para poder realizar esta comparativa se ha transformado el material considerado en un material rígido plástico perfecto.

Los distintos modelos también van cambiando de geometría pero ahora la dimensión del punzón se mantiene constante, denotándose B . En cambio el espesor o altura de la pieza sí que se ha ido variando a lo largo del estudio, identificándose con la misma variable, h . También cabe señalar que aunque en el estudio de Green [Green 1951a] sólo se ha tenido en cuenta una dimensión de la pieza, (su altura h), en este estudio se va a considerar también el ancho de la pieza (w), asignándole un valor finito y constante. El modelo a estudiar viene representado en la siguiente figura:

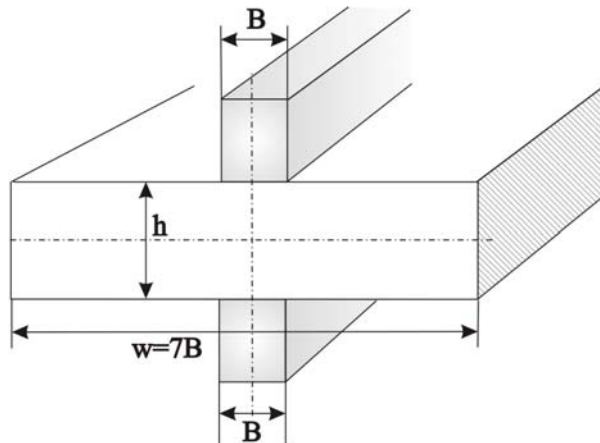


Figura 4.21. Modelo analizado por el método de elementos finitos

Para obtener modelos de idénticas proporciones a los correspondientes al estudio de Green [Green, 1951a] y así poder compararlos, se han elegido las siguientes dimensiones:

B=cte, ancho del punzón			
ZONA		h=espesor o altura pieza	w= ancho pieza
I (h/B<1)	B/h =n° entero	0,25B - 0,33B - 0,5B	7B
	B/h ≠ n° entero	0,28B - 0,42B - 0,78B	7B
II (h=B)		B	7B
III (h>B)		2B - 3B - 4B -5B - 6B -7B - 8B	7B
IV (h/B≥ 8,53)		8,53B - 10B	7B

Tabla 4.2. Modelos geométricos estudiados

Los modelos se han analizado mediante el programa de elementos finitos ABAQUS/Standard. El modelo desarrollado se ha elegido con un ancho de pieza $7B$, ya que se ha considerado que esa dimensión es lo suficientemente grande respecto del ancho del punzón como para despreciar el efecto de borde que se pueda producir (y tener así condiciones lo más afines posibles al estudio de Green). Manteniendo constante tanto el ancho del punzón como el de la pieza, se ha ido variando la altura de la misma guardando la misma relación geométrica de los modelos del estudio de Green [Green, 1951a], obteniéndose así las dimensiones de los modelos de la tabla 4.2 para cada caso.

Una vez creados los diferentes modelos, se les ha sometido a un proceso de indentación simétrica en lados opuestos por dos punzones iguales. Del estudio realizado se han obtenido como resultados las fuerzas de indentación necesarias para alcanzar aquel estado tensional correspondiente al inicio de la fluencia del material y por tanto, a la deformación permanente del mismo; así como el mapa de las deformaciones equivalentes asignadas a dicha situación. Con los datos obtenidos sobre fuerzas se ha

dibujado la curva de la variación de la presión de indentación respecto a los diferentes modelos y así comparar dicha curva con la representada por Rowe [Rowe, 1972] basada en el estudio de Green [Green, 1951a].

Para la hallar la presión de indentación, la fuerza obtenida se ha dividido por el área de contacto, que en este proceso coincide con el área del punzón, y así obtener dimensiones de presión. Posteriormente la presión ha sido dividida entre la tensión de fluencia en deformación plana, $2k$, consiguiendo de este modo un valor adimensional de la variable. Siguiendo el criterio de von Mises [Mises, 1913] $2k$ es igual a $1,155 \cdot Y$, siendo Y la tensión de fluencia a tracción del material. De este modo se han obtenido los diferentes valores de presión adimensionales.

Por otro lado, hay que recordar que el ancho del punzón viene representado por B y este permanece constante a lo largo del estudio. Teniendo en cuenta esto y eligiendo las diferentes alturas representadas en la tabla 4.2, se obtienen los diferentes factores de forma h/B . Con todo ello se ha obtenido la curva de variación de la presión adimensional frente a la relación geométrica h/B y se ha comparado con la curva representada por Rowe [Rowe, 1972], tal y como muestra la figura 4.22.

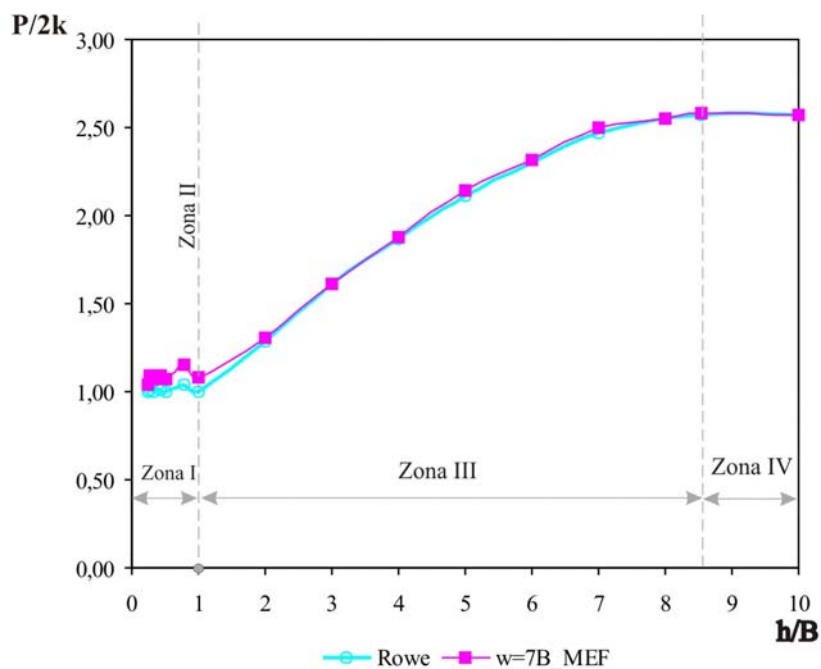


Figura 4.22. Comparativa de las curvas de presión para el modelo de elementos finitos ($w=7B$) y la representada por Rowe [Rowe, 1972]

Al observar la figura 4.22 se comprueba que la curva obtenida con los resultados del modelo de elementos finitos es prácticamente igual a la curva representada por Rowe [Rowe, 1972]. Se ve claramente cómo en la curva obtenida se identifican las mismas cuatro zonas descritas en el estudio de Green [Green, 1951a]. Al igual que en dicho estudio [Green, 1951a], si se realiza una ampliación de la zona I se puede apreciar como la presión de indentación tampoco es uniforme (figura 4.23).

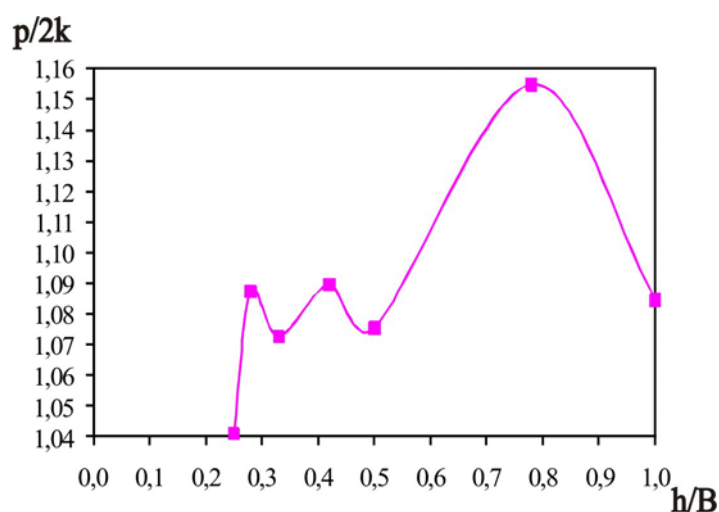


Figura 4.23. Ampliación de la zona I en el modelo de elementos finitos para $w=7B$

Observando la figura 4.23, se comprueba que ocurre lo mismo que en la curva obtenida en el estudio de Green [1951a]; se muestran una serie de máximos y mínimos que coinciden con los cambios de geometría correspondientes a múltiplos enteros y no enteros; no obstante existen algunas diferencias entre el modelo numérico y el analítico. Ello podría deberse al hecho de que en el modelo de Green se considera una anchura infinita, mientras que en el modelo numérico dicha anchura tiene un valor definido ($w=7B$); lo cual es particularmente crítico cuando se tienen relaciones geométricas de las dimensiones de la pieza como las que caracterizan a la zona I del gráfico.

El resto de zonas, también coinciden con las conclusiones del estudio de Green [Green, 1951a]. En la zona III a medida que crece la relación geométrica h/B se produce un incremento de la presión de indentación necesaria para que el material empiece a fluir plásticamente. Alcanzado un determinado valor de relación geométrica, (aproximadamente $h/B=8,53$), esta presión de indentación se vuelve constante.

En el modelo analizado a través del método de los elementos finitos, se ha obtenido el mapa de deformaciones equivalentes que se producen justo en el momento de inicio de la fluencia y por tanto, correspondiente a la situación tensional para la que se han hallado los valores de la curva presión de indentación frente a la relación geométrica h/B .

Como el modelo analizado se ha estudiado bajo condiciones de deformación plana y sólo trabaja en el campo plástico, las deformaciones producidas son debidas a esfuerzos cortantes. Además el estado tensional que se está representando es justo al inicio de la fluencia y esta se produce según el criterio de Tresca, cuando el esfuerzo cortante máximo alcanza el valor crítico k . Según lo anterior, el mapa de deformaciones equivalentes obtenido representa los esfuerzos cortantes máximos. Por otro lado, por definición, el campo de líneas de deslizamiento es el mapa que muestra las direcciones de los esfuerzos cortantes máximos, por lo tanto, ambos representan lo mismo y se pueden asemejar.

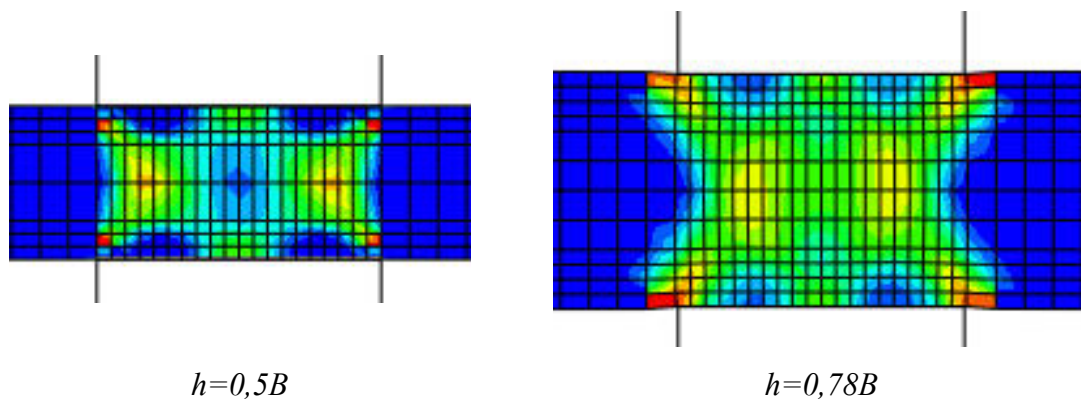


Figura 4.24. Mapa de deformaciones equivalentes de dos modelos correspondientes a la zona I

En la figura 4.24 se muestra el mapa de deformaciones equivalentes de dos modelos de la zona I ($h/B < 1$). Esta zona a su vez se dividía en dos tipos de modelos, aquellos en los que su relación geométrica viene dado por un múltiplo entero de la altura de la pieza ($h=0,5B$); y el otro modelo, cuya relación geométrica viene dado por un número no entero ($h=0,78B$). Para el primer caso, las líneas de deslizamiento son rectas y en el segundo, son curvas y en ambos casos forman un ángulo de 45° con el extremo del punzón. En la figura se puede observar cómo forman un ángulo de 45° con

el extremo del punzón y cómo hay tantos campos como múltiplos sean del modelo inicial estudiado por Green [Green, 1951a], es decir, en el primer caso su múltiplo es 2 y en el segundo es 1,29, por tanto existen dos campo de líneas de deslizamiento idénticos.

En la zona II ($h=B$) se observa cómo se forma un único campo de líneas de deslizamiento cuyas líneas son rectas y forman 45° con los extremos de los punzones. A medida que se aumenta la relación geométrica y se pasa a la zona III, se ve perfectamente como estas líneas de deslizamiento se convierten en líneas curvas y siguen formando ángulos de 45° . En la figura 4.25 se han representado la zona II ($h=B$) y la zona III con los modelos correspondientes a factores de forma $h/B=2$ y $h/B=3$.

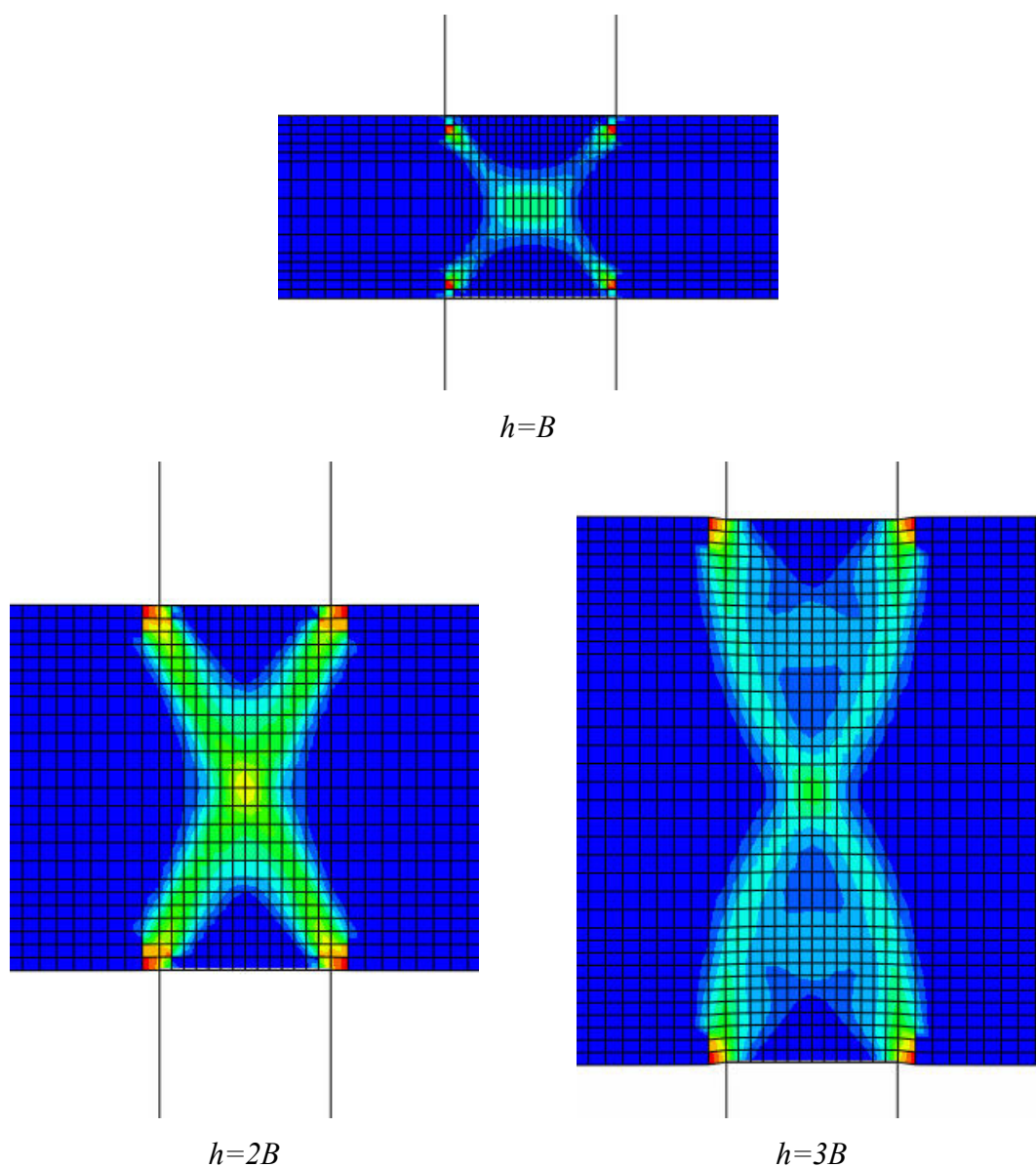


Figura 4.25. Mapa de deformaciones equivalentes de la zona II y III

Finalmente, en la figura 4.26 se muestra el mapa de deformaciones equivalentes para un modelo de la zona IV, ($h \geq 8,53B$), observándose que el campo de líneas de deslizamiento no alcanza el centro de la pieza y por tanto, equivale a un proceso de indentación a través de un único punzón apoyando la mitad de la pieza en altura sobre una superficie rígida.

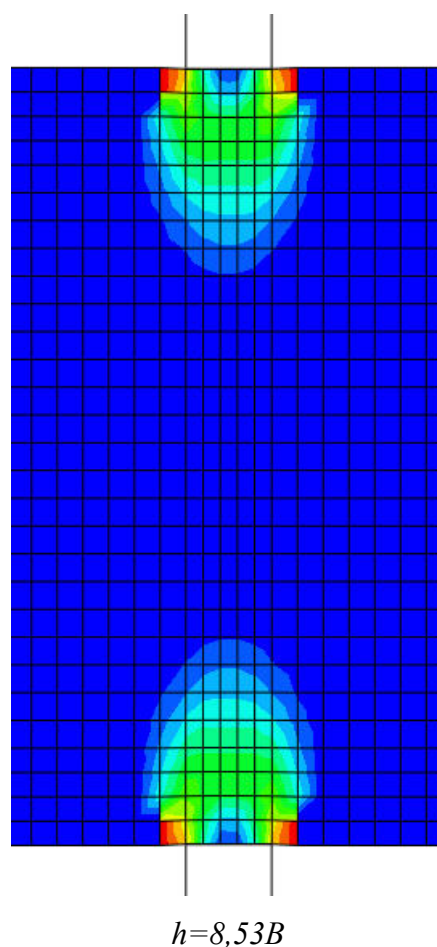


Figura 4.26. Mapa de deformaciones equivalentes de la zona IV.

Para esta última zona, se han comparado los resultados obtenidos en un modelo el cual estuviera apoyado sobre una superficie rígida con rozamiento nulo frente a un modelo correspondiente de la zona IV, donde las regiones plásticas no alcanzan el centro de la pieza. En este caso se ha elegido el modelo con una relación geométrica $h/B=10$ indentado por dos punzones en lados opuestos y un modelo con una altura de pieza la mitad respecto al modelo anterior, ($h=5B$), apoyado en una mesa sin rozamiento. Se comprueba que los resultados en fuerzas salen exactamente iguales para

los dos casos y por tanto, si estos resultados se introducen en la curva de presión de indentación, se está en el mismo punto que para el caso de $h/B=10$; comparando el mapa de deformaciones equivalentes se aprecia la similitud entre ambos, tal como se puede ver en la figura 4.27.

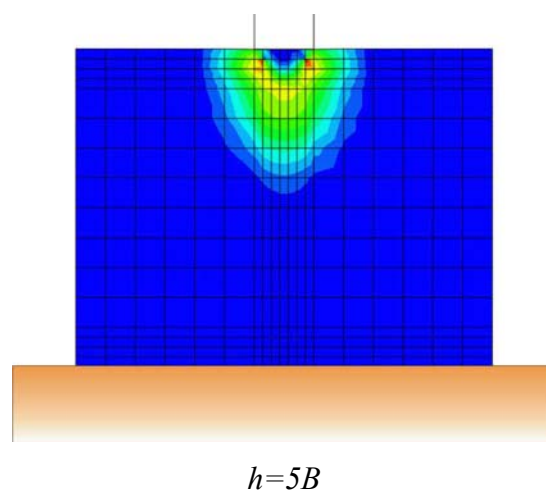


Figura 4.27. Mapa de deformaciones para una indentación simple con $h=5B$ y pieza apoyada sobre plataforma inferior

Por tanto, teniendo en cuenta todos los resultados obtenidos se puede verificar que el modelo por elementos finitos desarrollado tiene un comportamiento muy cercano al propuesto mediante técnicas analíticas y por tanto, se valida el modelo numérico implícito que se empleará para analizar los diferentes casos de procesos de compresión de la presente Tesis.

4.4. Desarrollo del modelo implícito axisimétrico con ABAQUS/Standard

Después de realizar el estudio del proceso de indentación bajo condiciones de deformación plana, se ha analizado el mismo proceso con una geometría equivalente pero cuyas secciones, tanto del punzón como de la pieza, son circulares. Como se puede observar en la figura 4.28, el modelo considerado tiene un eje de simetría de revolución y la aplicación de la carga a través del punzón es axial. Por tanto, se realiza un modelo axisimétrico debido a su simetría respecto del eje de revolución y condiciones de carga axial.

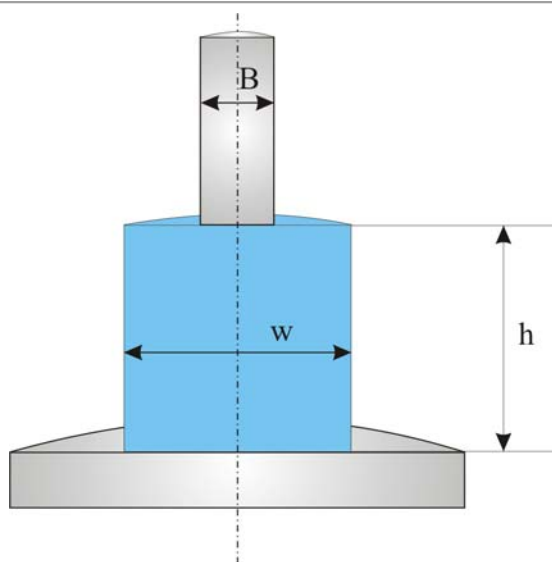


Figura 4.28. Geometría del modelo axisimétrico

Las dimensiones de la pieza y del punzón son las mismas que en el estudio anterior. Todos los modelos geométricos considerados en el estudio vienen dados en la tabla 4.1; también se han tenido en cuenta en el análisis diferentes coeficientes de rozamiento, desde $\mu=0$ hasta $\mu=0,5$, con incrementos de 0,1. El desplazamiento del punzón ha sido de 2 mm en todos los casos.

El modelo axisimétrico se ha analizado a través del método de elementos finitos con una metodología implícita, utilizándose como herramienta, al igual que en el estudio anterior, el programa ABAQUS/Standard.

Su modelización se ha llevado a cabo de manera similar que en el caso bajo condiciones de deformación plana, es decir, la pieza se ha modelizado para dos aleaciones de aluminio, AA 7075-O y AA 6082-T6; se ha elegido elementos continuos, de primer orden, integración reducida y con formulación Lagrangiana siendo la única diferencia que son elementos de simetría axial; por tanto, en el programa ABAQUS/Standard son elementos de tipo CAX4R.

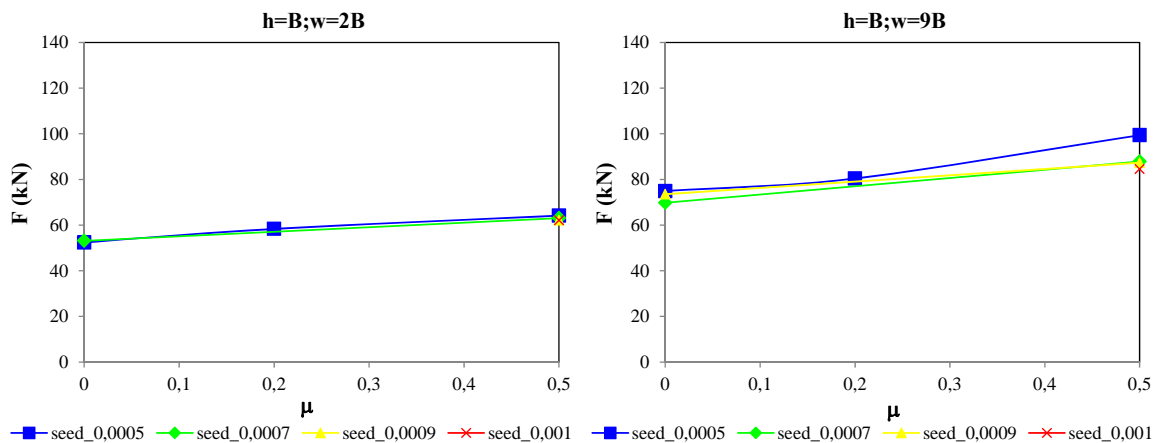
4.4.1. Estudio del tamaño de malla para diferentes relaciones geométricas

En el modelo axisimétrico también se ha realizado un estudio de verificación del tamaño de elemento de la malla. Para ello se han escogido algunos de los modelos a

estudio y se han analizado los resultados de las fuerzas necesarias para llevar a cabo el proceso y de las presiones alcanzadas en la superficie de contacto entre el punzón y la pieza bajo diferentes tamaños de elemento de malla. Al igual que antes, se ha considerado una única aleación de aluminio, AA 7075-O.

En el estudio del tamaño de malla se han elegido tres alturas diferentes, $h=B$, $h=3B$ y $h=5B$, con diferentes relaciones de aspecto, siendo representados aquellos con un diámetro $d=w=2B$, $d=w=5B$ y $d=w=9B$. El análisis se ha realizado con varios coeficientes de rozamiento, $\mu=0$, $\mu=0,2$ y $\mu=0,5$, y varios tamaños de elemento de malla, $0,5\text{ mm}$, $0,7\text{ mm}$, $0,9\text{ mm}$ y 1 mm . Al igual que antes, para modelizar el proceso en el programa de elementos finitos a la variable de dimensión B se le ha dado el valor de 10 mm .

La malla elegida para estos modelos es una malla más sencilla, siendo homogénea a lo largo de toda la pieza. Como ha sido habitual a lo largo del presente capítulo, no se muestran todas las gráficas de obtenidas en el estudio por su larga extensión; siendo elegidos los modelos con una altura $h=B$, $h=3B$ y $h=5B$, y para cada de ellas, un ancho de pieza $w=2B$ y $w=9B$. Las fuerzas obtenidas en el modelo axisimétrico vienen representadas en la figura 4.29, donde se puede observar que prácticamente para todos los valores de tamaño de elemento de malla se obtienen resultados de fuerzas estables excepto para el caso de tamaño de elemento de malla de 1 mm , donde se han registrado problemas de convergencia. Sin embargo, para la malla más pequeña ($0,5\text{ mm}$), se observan ciertas diferencias con respecto al resto de mallas.



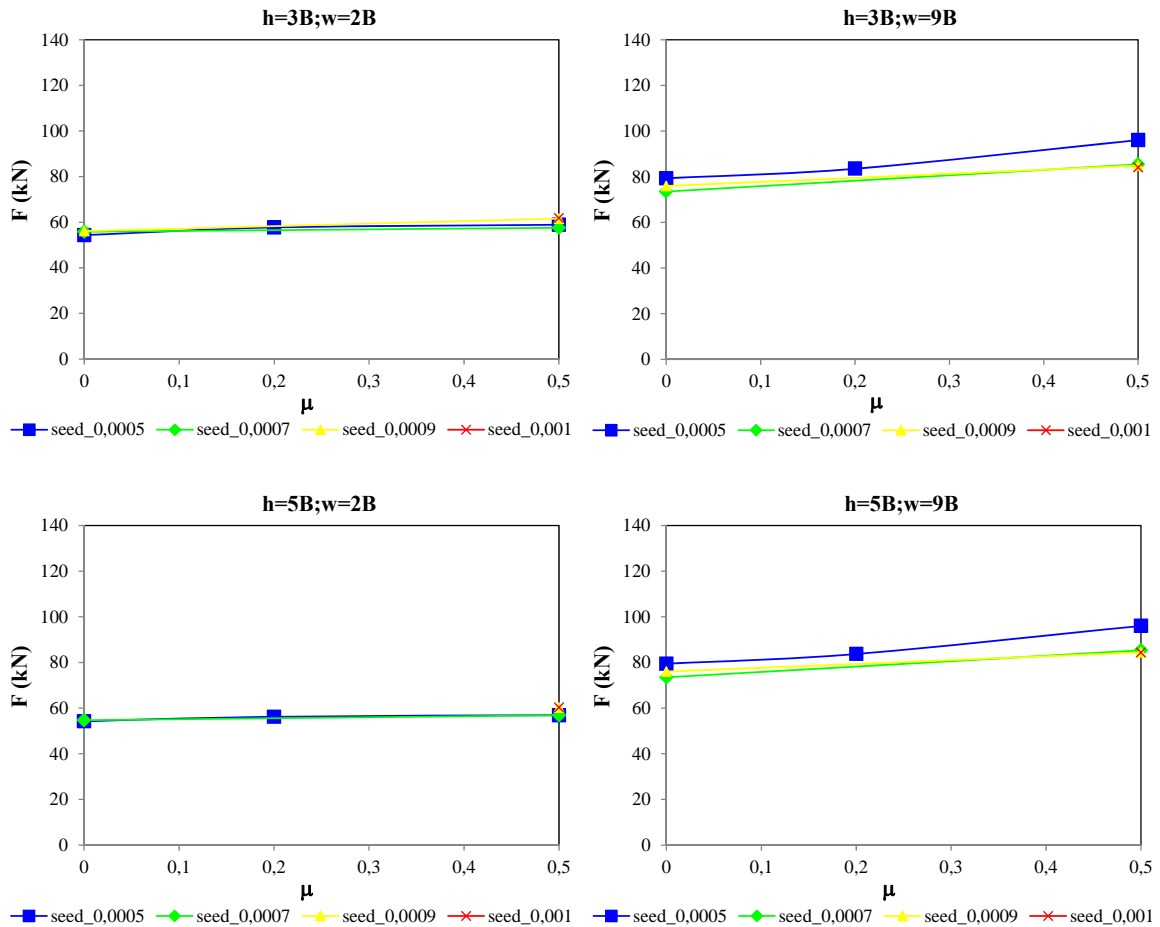
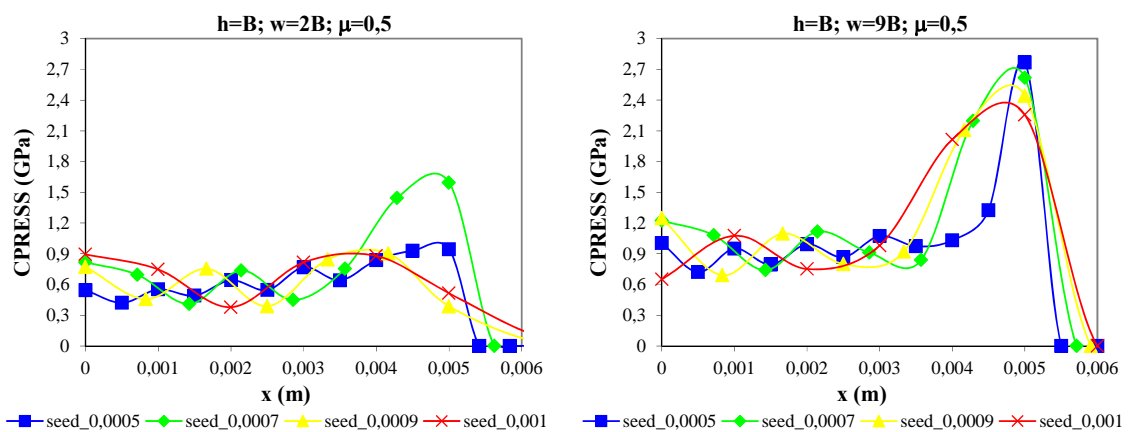


Figura 4.29. Fuerzas alcanzadas en los modelos estudiados para la verificación de malla en el modelo axisimétrico de aleación AA 7075-O

En la figura 4.30 se han representado las presiones alcanzadas en la superficie de contacto para los modelos elegidos del estudio realizado para un determinado coeficiente de rozamiento, $\mu=0,5$.



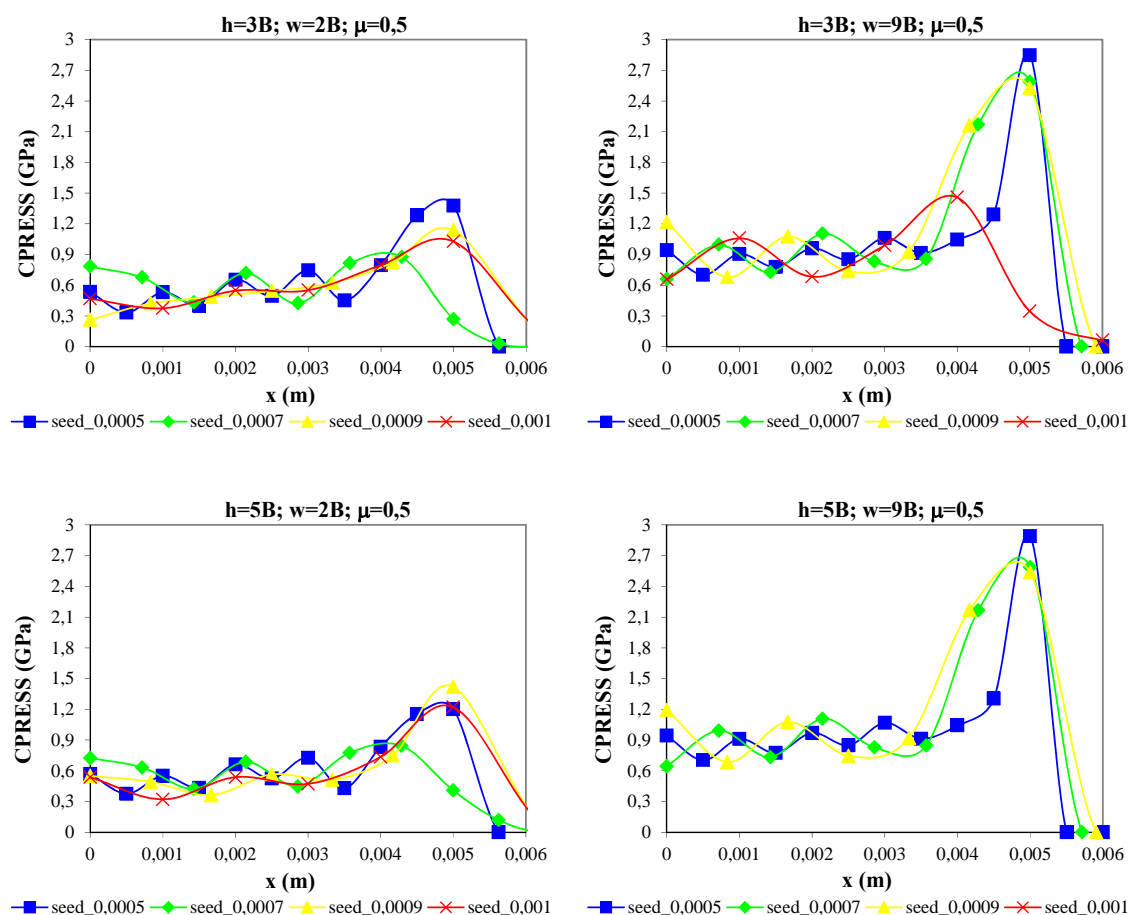


Figura 4.30. Presiones de contacto en los modelos estudiados con $\mu=0,5$ para la verificación de malla en el modelo axisimétrico de aleación AA 7075-O

Analizando las gráficas de las presiones de contacto obtenidas, se muestra que los perfiles de presiones son también muy similares en todos los casos.

De todos los resultados obtenidos de fuerzas y presiones de contacto alcanzadas en el proceso, se llega a la conclusión que el tamaño de elemento de malla más adecuado para el modelo axisimétrico es el de $0,5 \text{ mm}$. Por tanto, a lo largo de todo el estudio los modelos axisimétricos tendrán una malla sencilla y homogénea a lo largo de toda la pieza con un tamaño del elemento de malla de $0,5 \text{ mm}$, tal como se muestra en la siguiente figura.

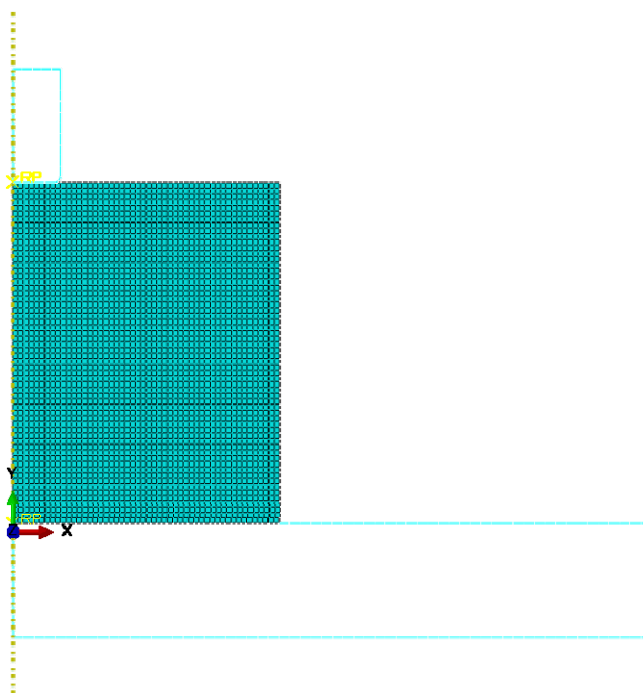


Figura 4.31. Malla empleada en los modelos axisimétricos

4.5. Limitaciones de la metodología implícita

La metodología implícita requiere realizar en cada incremento de tiempo tantas iteraciones como sean necesarias hasta alcanzar una solución convergente. Para determinar esta solución se basa en el equilibrio de fuerzas del sistema y por tanto, en cada iteración tienen que resolver este balance. Todo ello, la convierte en una metodología de resolución que consume mucho tiempo y recursos computacionales.

Por otro lado, en la presente Tesis se están analizando procesos de conformado por deformación plástica, en los cuales se alcanzan grandes deformaciones. Como consecuencia, la malla creada en la simulación durante el análisis se deforma en gran medida, generando problemas por un exceso de distorsión de los elementos de la malla, lo que ha provocado en muchos casos que los modelos no converjan.

Para solucionar el problema de la distorsión de la malla se podría utilizar la técnica del mallado adaptativo (ALE), pero en ABAQUS/Standard esta formulación está limitada a casos muy aislados como el análisis acústico de estructuras. Por ello se ha recurrido al empleo del programa Abaqus/Explicit, que implementa dicha técnica.

Capítulo 5

Simulación de procesos de compresión mediante el Método de los Elementos Finitos usando metodología de resolución numérica explícita

5.1. Metodología de análisis explícita

Como se ha dicho en el capítulo anterior, tradicionalmente los procesos de simulación utilizan métodos de resolución implícita. En los últimos años [Kopp et al., 1999] cada vez más se viene empleando como metodología de resolución en el estudio de PCDP a través del método de elementos finitos, la metodología explícita.

La metodología explícita no calcula el equilibrio estático dentro de un incremento de tiempo como lo realiza la implícita; sino que el valor final se obtiene por medio de un diagrama diferencial central [Belytschko et al., 1978; Ekevid et al., 2002], el cual determina los cambios incrementales sobre los valores anteriormente hallados.

5.2. Desarrollo del modelo explícito con ABAQUS/Explicit

Los modelos analizados mediante la metodología de resolución explícita en el Proceso de Indentación han sido seleccionados entre los casos estudiados en la metodología implícita. Los ensayos de compresión uniaxial expuestos en el Capítulo 2 de la presente Tesis y por tanto, los Procesos de Forja con matriz abierta, también han sido modelados a través de la metodología explícita.

Los modelos analizados en el Proceso de Indentación se han desarrollado tanto bajo condiciones de deformación plana como axisimétricos mientras que los modelos del Proceso de Forja con matriz abierta se han planteado únicamente como modelos axisimétricos. Para su estudio se ha empleado el programa ABAQUS/Explicit, siendo este un programa de elementos finitos dinámico explícito. Este tipo de programa es muy apto para resolver problemas transitorios y dinámicos de sólidos y estructuras. También es muy eficaz para la resolución de problemas cuasi-estáticos con comportamiento no lineal discontinuo.

El programa ABAQUS/Explicit divide el proceso en una serie de incrementos de tiempos motivado por el concepto de la metodología explícita, la cual pretende resolver el problema a través de ecuaciones a nivel local, sin plantear en ningún momento un sistema de ecuaciones globales acopladas [Prior, 1994]. Esto permite el uso de algoritmos de resolución elemento por elemento, que facilitan el cálculo en paralelo. Como se ha mencionado en el Capítulo 4, el MEF materializa las incógnitas en los nodos de los elementos que forman la malla calculando sus desplazamientos.

Para llegar a una solución estable se basa en el equilibrio dinámico de fuerzas del sistema, es decir, las fuerzas de inercia deben ser iguales a la diferencia entre las fuerzas externas y las fuerzas internas, por tanto, resuelve la siguiente ecuación:

$$\mathbf{M} \cdot \ddot{\mathbf{u}} = \mathbf{P} - \mathbf{I} \quad (5.1)$$

donde $\mathbf{M} \cdot \ddot{\mathbf{u}}$ son las fuerzas de inercia y \mathbf{P} e \mathbf{I} las fuerzas externas e internas respectivamente.

Para resolver esta ecuación, el programa ABAQUS/Explicit utiliza el método Newmark: Diferencias Centradas Explícitas [Collatz, 1966]. Este método halla las incógnitas a partir de variables o resultados anteriores ya conocidos, pudiendo llegar a la solución sin resolver un sistema de ecuaciones lineales. Por tanto, en este método de resolución no se producen iteraciones en cada incremento de tiempo, como ocurría con la metodología implícita, reduciendo así tiempo y recursos computacionales.

El programa ABAQUS/Explicit plantea cualquier tipo de problema como un problema de propagación de una onda a través del material, producida por la acción de un agente externo. Para resolver el problema con esta metodología, es necesario usar diferencias centradas para la integración temporal y matrices de masa diagonales las cuales representan la distribución de la densidad dentro del dominio a estudiar. Cuando el método de las diferencias centrales es condicionalmente estable se llega a la solución explícitamente. Las condiciones de estabilidad están relacionadas con la velocidad de propagación de la onda en el dominio [Bamberger et al., 1980], a través de la ecuación:

$$\Delta t \leq \Delta t_{cr} = \frac{\Delta x}{V_p} \quad (5.2)$$

donde Δx es el espacio recorrido por la onda, V_p es la velocidad de propagación de la onda, Δt es el tiempo que tarda la onda en recorrer ese espacio y t_{cr} el tiempo crítico o mínimo en el que la onda se propaga. En el Método de los Elementos Finitos ese espacio o dominio se considera cualquier elemento de la malla creada.

Debido a las condiciones de estabilidad, el programa fija un límite de no convergencia, el cual se basa en que el tiempo de resolución tiene que ser mayor que el incremento de tiempo estable. Considera incremento de tiempo estable al tiempo mínimo que necesita la onda para propagarse por cualquier elemento de la malla del modelo. El programa sólo llegará a la solución si el incremento es menor que el incremento del tiempo estable, en concordancia con la ecuación 5.2. Con ello, permite realizar una interpolación exclusivamente local para las diferencias finitas, ya que en

otro caso, sería necesario plantear el equilibrio teniendo en cuenta también los desplazamientos de los elementos adyacentes [Sweizerhoff, 1993].

ABAQUS/Explicit está diseñado para resolver problemas dinámicos aunque también se pueden estudiar problemas cuasi-estáticos. Para la resolución de este último tipo de problemas, se debe tener en cuenta las energías que se producen durante el proceso. ABAQUS/Explicit realiza el siguiente balance de energías:

$$E_I + E_{VD} + E_{FD} + E_{KE} - E_W = E_T = CTE \quad (5.3)$$

donde E_I es la energía interna, E_{VD} es la absorbida por la disipación viscosa, E_{FD} es la energía debida al rozamiento, E_{KE} es la energía de cinética y E_W es el trabajo producido por la carga externa.

Para que un problema se cualifique como cuasi-estáticos la energía cinética debe ser muy pequeña, para ello se considera que el problema alcanza esta condición cuando la energía cinética es menor del 5% de la energía interna del sistema a lo largo de todo el proceso. Los casos estudiados en la presente Tesis son procesos cuasiestáticos, por tanto, en todos ellos se ha tenido en cuenta esta relación de energías.

Una de las principales diferencias que se producen a la hora de realizar un estudio con la metodología explícita a través del programa de simulación numérica, radica fundamentalmente en la definición de incrementos de tiempo. Debido a las condiciones de estabilidad consideradas en la metodología de resolución explícita, el incremento de tiempo es bastante pequeño. En ciertos análisis este incremento de tiempo es tan pequeño que produce un elevando tiempo computacional de resolución como ocurre en los problemas cuasiestáticos. Existen varias técnicas para aumentar el incremento de tiempo y así reducir tiempo computacional [Hibbitt et al., 2010]. Entre ellas está el escalado de masa el cual consiste en aumentar la masa del material de manera artificial a través de su densidad produciéndose una disminución de la velocidad de propagación de la onda, que teniendo en cuenta la ecuación 5.2, se produce un aumento del incremento de tiempo estable. De esta manera, el proceso se acelera de manera artificial. Cuando se acelera artificialmente un proceso hay que tener en cuenta

que se produce un aumento de las fuerzas de inercia y en el caso de los procesos cuasi-estáticos, como es el caso, estas deben ser pequeñas.

En el programa ABAQUS/Explicit se puede aplicar el escalado de masa en la modelización del proceso de varias formas: aplicar el escalado de masa en todo el modelo o en un conjunto de elementos especificados, designar al comienzo de un *Step* y/o durante el mismo. Normalmente el escalado de masa se lleva a cabo a través de un factor constante que aumenta la densidad del material. Este factor se puede designar a través del propio usuario o bien se puede especificar designando un tiempo del incremento mínimo y el propio programa posee una serie de factores para cada tiempo asignado o también por último, de manera automática. En los casos modelizados en la presente Tesis con metodología de resolución explícita se ha empleado un escalado de masa para todo el modelo, aplicado al comienzo del *Step* y designando el propio usuario un factor de escalado de masa de 64.

En este punto, hay que tener en cuenta que debido a la naturaleza de los procesos estudiados, PCDP, la pieza sufre grandes deformaciones y los elementos de la malla se distorsionan en exceso. Para solventar este problema se ha optado por emplear la técnica mallado adaptativo.

El mallado adaptativo, ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian), es una técnica que combina las dos formulaciones, Euleriana y Lagrangiana, dentro de la misma parte de la malla. La formulación Euleriana considera que el material puede fluir a través de los límites de los elementos de una malla rígida. Mientras que en la formulación Lagrangiana, los elementos están ligados al material y este sólo se mueve con la deformación de la malla.

El ALE es una herramienta que permite mantener una alta calidad del mallado durante el proceso, controlando la distorsión de los elementos de la parte Lagrangiana sometidos a grandes deformaciones; como ocurre en el análisis de los PCDP.

Entre las principales ventajas de la utilización de esta herramienta se encuentran la de mantener una alta calidad de la malla al permitir que esta se mueva independiente

del material y mantener una malla topológicamente similar en todo el análisis, ni crea ni destruye elementos.

En el mallado adaptativo (ALE) se debe especificar la región de la malla original que va a ser objeto de esta técnica. En el programa ABAQUS/Explicit se define esta técnica en lo que se conoce como módulo *Step*. El programa, dentro de un modelo, describe una serie de secuencias de uno o más pasos de análisis denominándolos *Step*. Esta secuencia de pasos permite capturar de una manera conveniente cambios en las condiciones de carga y de contorno, eliminación o adición de partes del modelo; es decir, cualquier cambio que se produzca en el modelo durante el curso del análisis. En los modelos estudiados tanto en deformación plana como en el modelo axisimétrico, se ha indicado la aplicación de esta técnica al final del primer *step* sobre toda la malla original.

Tanto para los casos estudiados en el Proceso de Indentación como en los modelos de los Procesos de Forja con matriz abierta, se ha utilizado el mallado adaptativo. Las piezas han sido malladas igual que en el estudio realizado en ABAQUS/Standard, debido a que se ha considerado la misma geometría del modelo, condiciones de contorno y aplicación de la carga. Es decir, se han elegido elementos continuos, de primer orden con integración reducida siendo del tipo CPE4R y C4X4R para los modelos bajo condiciones de deformación plana y modelo axisimétrico respectivamente.

En las simulaciones tanto en ABAQUS/Standard como en ABAQUS/Explicit, el desplazamiento del punzón se ha definido como una condición de contorno en la cual el punzón tiene un cierto recorrido. En ABAQUS/Explicit, las condiciones de contorno y las cargas no se pueden admitir como instantáneas, se deben aplicar de manera gradual a través de una curva de amplitud, la cual habrá de ser definida previamente. Todo esto se debe a que como se mencionó anteriormente, el programa analiza cualquier problema en la metodología explícita como un problema de propagación de ondas.

La curva de amplitud se puede definir en función del tiempo, como una función matemática o en función de la frecuencia [Hibbitt, et al., 2010]. En los modelos estudiados se ha definido la curva de amplitud en función del tiempo, cabiendo la

posibilidad de definirla en función del tiempo del incremento o del tiempo total del análisis. La amplitud empleada ha sido definida en función del tiempo total del análisis, de la siguiente manera:

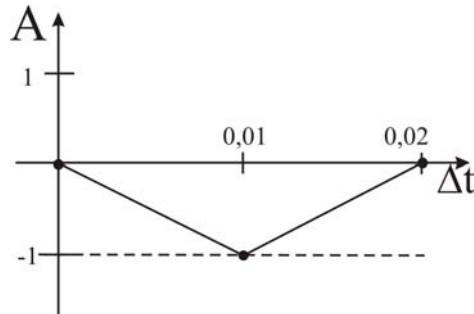


Figura 5.1. Definición de la curva de amplitud en los modelos de ABAQUS/Explicit

Los problemas estudiados en la presente Tesis son problemas cuasiestáticos, por tanto a la hora de considerar una metodología de resolución explícita se han ido comprobando las energías del sistema a lo largo del proceso. En todos los casos modelados con esta metodología han sido analizadas las energías del proceso correspondiente a la energía interna y cinética, realizando una comparación entre las mismas. Como se ha mencionado anteriormente, la condición necesaria para considerar un problema cuasi-estático en la metodología de resolución explícita es que la energía cinética sea menor del 5% de la energía interna durante todo el proceso.

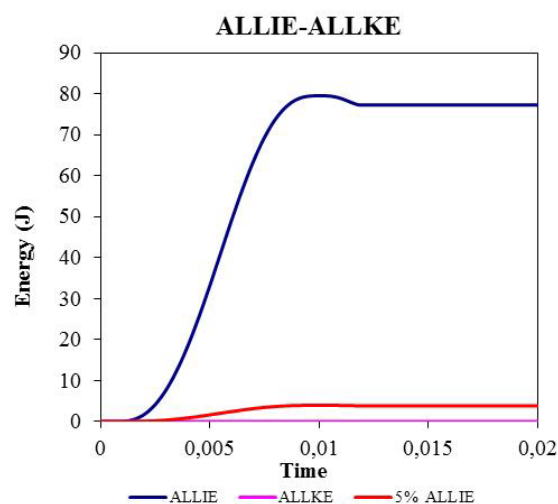


Figura 5.2. Comprobación de las energías durante el proceso en un modelo estudiado

En la figura 5.2 se muestra cómo se ha realizado la comparación de las energías en los modelos estudiados. Se han representado las energías frente al tiempo que crea el programa para resolverlo. En el programa ABAQUS/Explicit, la energía interna del sistema viene representada por la variable *ALLIE* mientras que la energía cinética es la variable *ALLKE*.

A través del Método de los Elementos Finitos con metodología explícita se ha estudiado el Proceso de Indentación y el Proceso de Forja con matriz abierta. En su estudio se ha empleado modelos bajo condiciones de deformación plana y modelos con simetría axial, considerando varias aleaciones de aluminio.

Los modelos estudiados para el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana y modelo axisimétrico se han modelizado prácticamente igual que en la metodología implícita. Las dimensiones de los modelos son las mismas, es decir, el punzón tiene un ancho *B* y la pieza va cambiando de geometría a través de una relación geométrica descrita en la tabla 4.1. Al igual que en los estudios anteriores, a la variable *B* se le ha dado el valor de 10 mm para poder modelizar el proceso. En todos los casos estudiados en el Proceso de Indentación a través del MEF, la pieza ha sido materializada con la aleación de aluminio AA 7075-O. En todos los modelos del proceso se ha considerado un desplazamiento del punzón de 2 mm.

En el estudio de los ensayos de compresión uniaxial, y en extensión, en el Proceso de Forja con matriz abierta, se ha utilizado el modelo axisimétrico. Este modelo se ha planteado para cuantificar el rozamiento existente en las superficies de contacto entre la pieza y los platos en el ensayo de compresión realizado experimentalmente, y al mismo tiempo, analizar la influencia del rozamiento en el Proceso de Forja con matriz abierta.

Para llevar a cabo la simulación del ensayo de compresión uniaxial se ha diseñado el modelo con las mismas condiciones que los ensayos realizados. Las matrices se han modelado de igual dimensión que los platos de la máquina de ensayo de compresión, siendo sus dimensiones 30 mm de diámetro y 10 mm de alto. Las piezas a estudiar tienen la misma geometría que las probetas ensayadas, empleándose piezas de diámetro 10 mm con tres alturas diferentes, 5 mm, 10 mm y 20 mm. Las piezas han sido

materializadas con la aleación de aluminio AA 6082-T6 obtenida del ensayo de compresión uniaxial realizado.

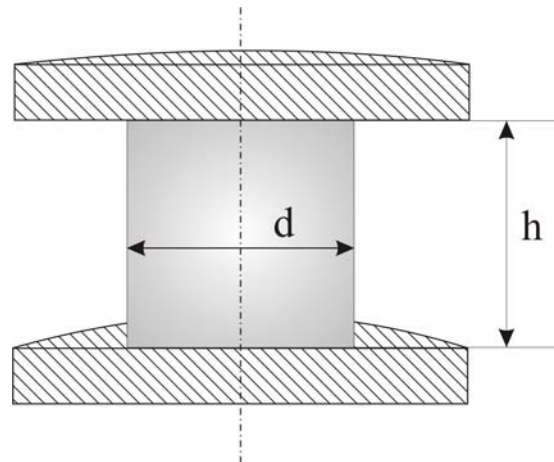


Figura 5.3. Modelo geométrico del Proceso de Forja con matriz abierta

En el estudio del Proceso de Indentación se ha considerado la aleación de aluminio AA 7075-O. Los modelos empleados en este estudio tienen la misma altura de pieza, $h=3B$, y diferentes anchos, $w=2B$, $5B$ y $9B$. En todos los modelos estudiados se ha tenido en cuenta varios coeficientes de rozamiento, desde un valor de 0 a 0,5 con incrementos de 0,1.

Bajo condiciones de deformación plana, el Proceso de Indentación se ha estudiado únicamente para modelo con una relación geométrica $h=3B$ y $w=2B$, teniendo en cuenta diferentes rozamientos cuyos resultados se muestran en las figuras 5.7 y 5.8.

Los modelos analizados bajo condiciones de simetría axial en el Proceso de Indentación para la aleación de aluminio AA 7075-O se han representado en las figuras 5.4 y 5.5.

En la figura 5.4 se muestran los resultados de fuerzas necesarias para llevar a cabo el Proceso de Indentación para una aleación AA 7075-O considerando diferentes relaciones geométricas y coeficientes de rozamiento.

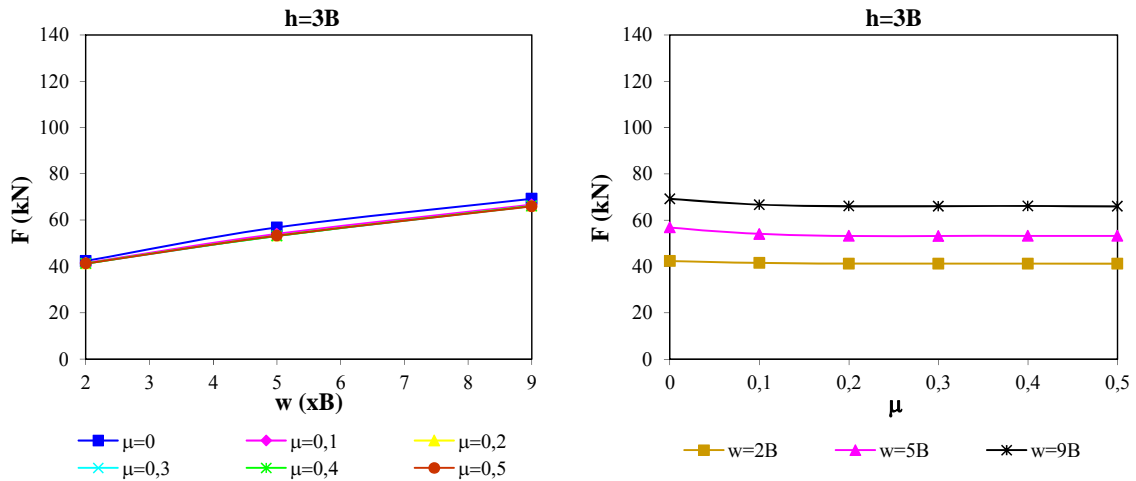


Figura 5.4. Fuerzas obtenidas en el Proceso de Indentación en el modelo axisimétrico para la aleación AA 7075-O con diferentes relaciones geométricas

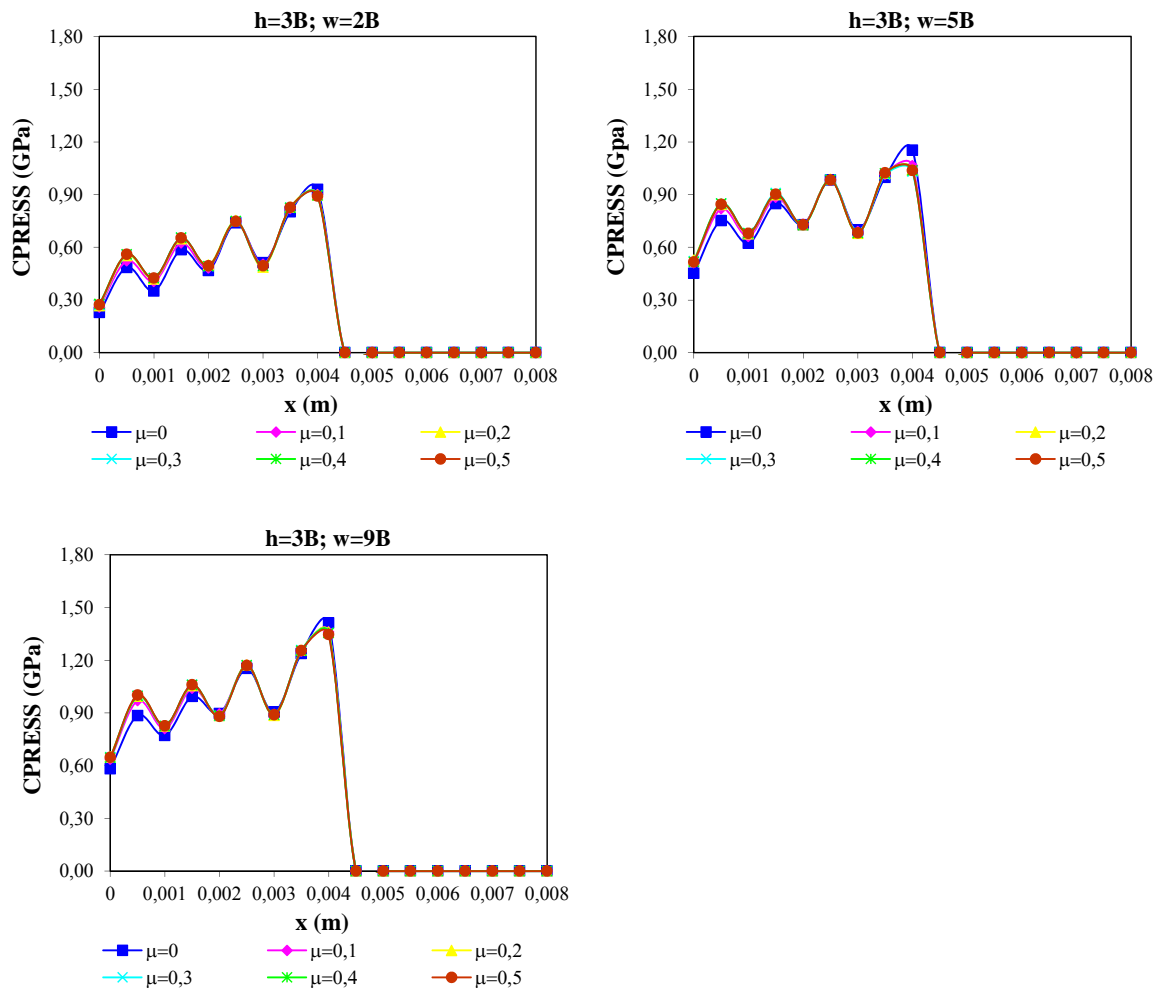


Figura 5.5. Presiones de contacto alcanzadas en el Proceso de Indentación en el modelo axisimétrico para la aleación AA 7075-O

Los perfiles de presiones alcanzadas en la superficie de contacto pieza – punzón en el Proceso de Indentación en el modelo axisimétrico para la aleación AA 7075-O se muestran en la figura 5.5.

De manera paralela, el Proceso de Forja con matriz abierta ha sido estudiado a través del MEF con metodología de resolución explícita bajo condiciones de simetría axial. En el estudio se ha analizado la influencia del rozamiento en el proceso.

Se ha aplicado un desplazamiento de la matriz superior igual que el obtenido en el ensayo de compresión en función de la altura de cada pieza. Las simulaciones se han realizado variando el coeficiente de rozamiento existente entre las superficies en contacto. Se ha considerado que en las dos superficies de contacto pieza – matriz existe el mismo rozamiento. Como resultados se han obtenido las fuerzas alcanzadas en el proceso en función del desplazamiento de la matriz superior y así poder compararlo con los datos obtenidos de los ensayos de compresión uniaxial realizados, debido a la similitud de los procesos.

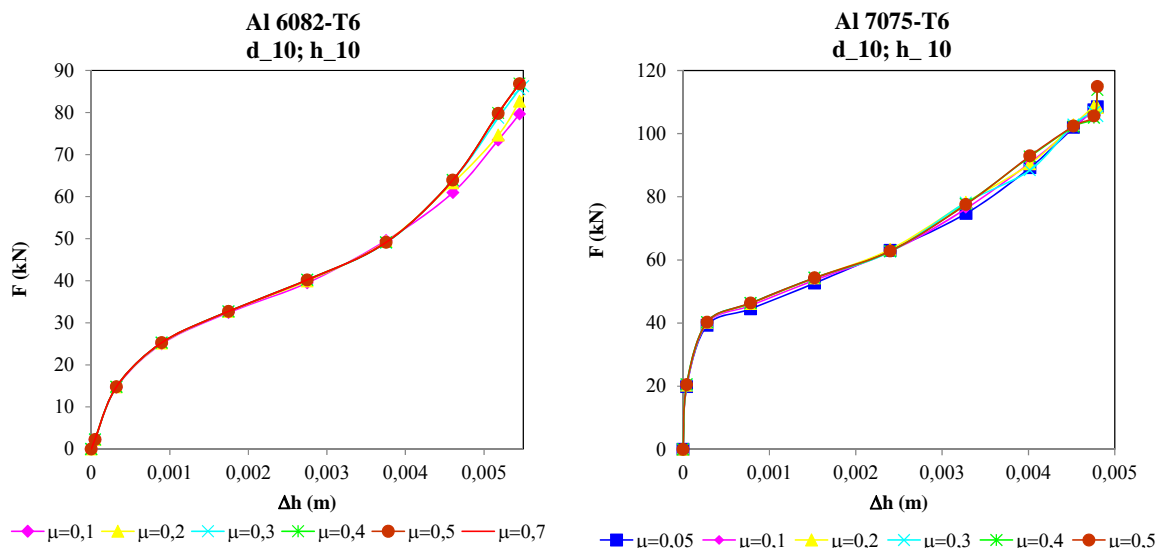


Figura 5.6. Obtención de las curvas F - Δh para diferentes coeficientes de rozamiento en el Proceso de Forja con matriz abierta considerando ambas aleaciones de aluminio

Los modelos del Proceso de Forja con matriz abierta han sido estudiados para las aleaciones de aluminio AA 7075-T6 y AA 6082-T6. Los resultados obtenidos de alguno

de los modelos se muestran en la figura 5.6, los cuales han sido ampliamente debatidos en el Capítulo 2 de la presente Tesis.

En las gráficas de la figura 5.6 se han representado las fuerzas frente al desplazamiento de la matriz considerando diferentes rozamientos en los modelos con una geometría de pieza de diámetro 10 mm y altura 10 mm para las aleaciones de aluminio AA 6082-T6 y AA 7075-T6.

5.3. Limitaciones de la metodología explícita

Al igual que ocurre con la metodología implícita, la metodología explícita tiene algunas limitaciones. Entre ellas cabe destacar que no se puede simular problemas totalmente estáticos, sólo se puede llegar a realizar problemas cuasi-estáticos teniendo en cuenta las energías del sistema.

La solución a través de esta metodología está limitada por el tamaño del tiempo del incremento de tal manera que si no se llega a una solución, se deben cambiar ciertos parámetros del incremento que van a afectar a las fuerzas de inercia del sistema y por tanto el problema se alejará de la situación cuasi-estática.

Por último, el contacto entre las diferentes partes está mejor definido en el programa ABAQUS/Standard. Por tanto, a la hora de elegir una u otra metodología hay que tener en cuenta el tipo de problema, las variables que se quieren estudiar, los recursos computacionales que se van a consumir y tiempos de resolución. Con todo ello habrá que realizar un balance de ambas metodologías porque tanto una como otra, presenta ventajas e inconvenientes.

5.4. Comparativa de los resultados entre modelos de metodología implícita y explícita

A continuación se va a realizar una comparativa de los resultados obtenidos en los modelos de indentación estudiados con la metodología implícita y explícita.

- Modelos bajo condiciones de deformación plana

En la figura 5.7 se han representado las fuerzas alcanzadas en el modelo del Proceso de Indentación para la aleación AA 7075-O con una relación geométrica $h=3B$ y $w=2B$ considerando diferentes coeficientes de rozamiento obtenidas a través de la metodología implícita y explícita.

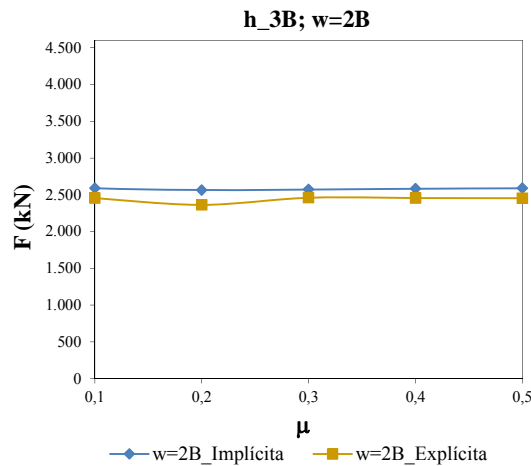


Figura 5.7. Comparativa de fuerzas obtenidas bajo condiciones de deformación plana en el Proceso de Indentación para la aleación AA 7075-O mediante ambas metodologías

En las gráficas obtenidas para esta relación geométrica del modelo, se observan que en ambas metodologías las fuerzas no dependen del rozamiento pero se muestran que los valores obtenidos el modelo implícito están algo por encima de los alcanzados en el modelo explícito. Por tanto, se obtienen valores de fuerza levemente más elevados en el modelo analizado con metodología de resolución implícita frente a la explícita siendo esta diferencia muy pequeña.

En la figura 5.8 se muestran los perfiles de las presiones de contacto bajo condiciones de deformación plana en los modelos del Proceso de Indentación para la aleación de aluminio AA 7075-O. Al igual que ocurre con las fuerzas obtenidas para esta relación geométrica de pieza, las presiones de contacto alcanzadas en la intercara pieza –punzón no dependen del rozamiento. En ambas metodologías se alcanzan valores de presiones medias prácticamente iguales obteniéndose perfiles con valles y picos más pronunciados en el modelo con metodología de resolución explícita en la zona central de contacto. También cabe destacar que en los perfiles de presiones obtenidos en la

metodología explícita muestran en la zona del extremo del punzón, unos picos de presión muchas más suaves. Los valores tan elevados obtenidos en la misma zona en la metodología implícita se deben a las propias condiciones de contorno del problema junto a la gran distorsión de la malla provocada por la propia deformación de la pieza y como se puede comprobar, dichos problemas se resuelven mejor a través de la metodología explícita, dado que incorpora mallado adaptativo.

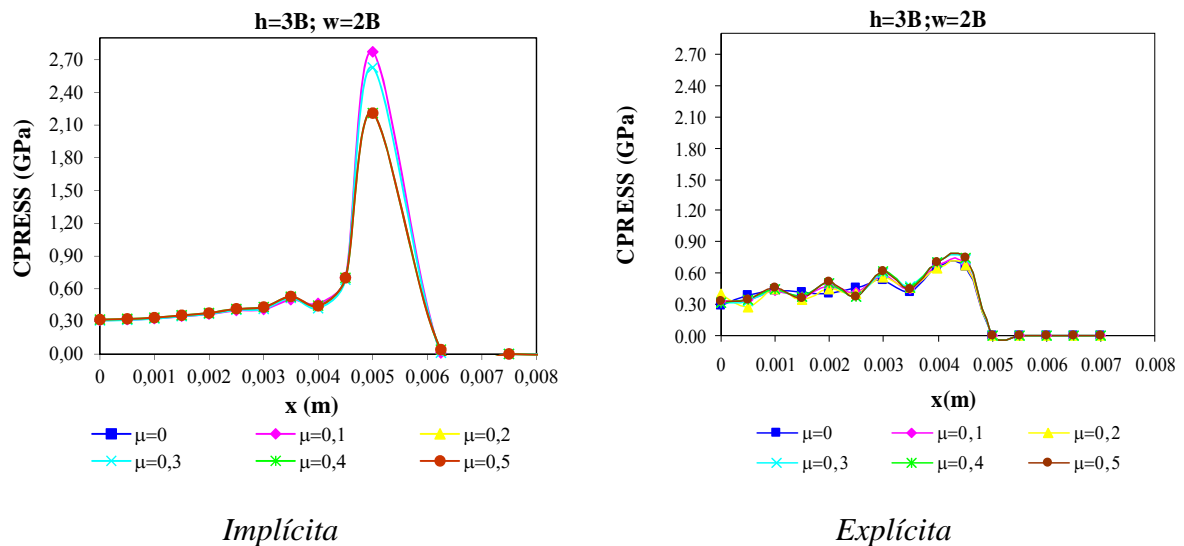


Figura 5.8. Comparativa de presiones de contacto obtenidas bajo condiciones de deformación plana en el Proceso de Indentación para la aleación AA 7075-O mediante ambas metodologías

En las figuras 5.9 y 5.10 se muestran los estados tensionales y de deformaciones alcanzados en el Proceso de Indentación para la aleación de aluminio AA 7075-O bajo condiciones de deformación plana en ambas metodologías de resolución, implícita y explícita. En las figuras se ha representado el modelo con una geometría de altura $h=3B$ y ancho $w=2B$, considerando un rozamiento entre las superficies de contacto de 0,1.

En la figura 5.9, la cual muestra los estados tensionales alcanzados en el Proceso de Indentación en deformación plana en ambas metodologías de resolución, se observa que se alcanzan valores de tensión máximos levemente más elevados en el modelo explícito, siendo esta diferencia bastante pequeña.

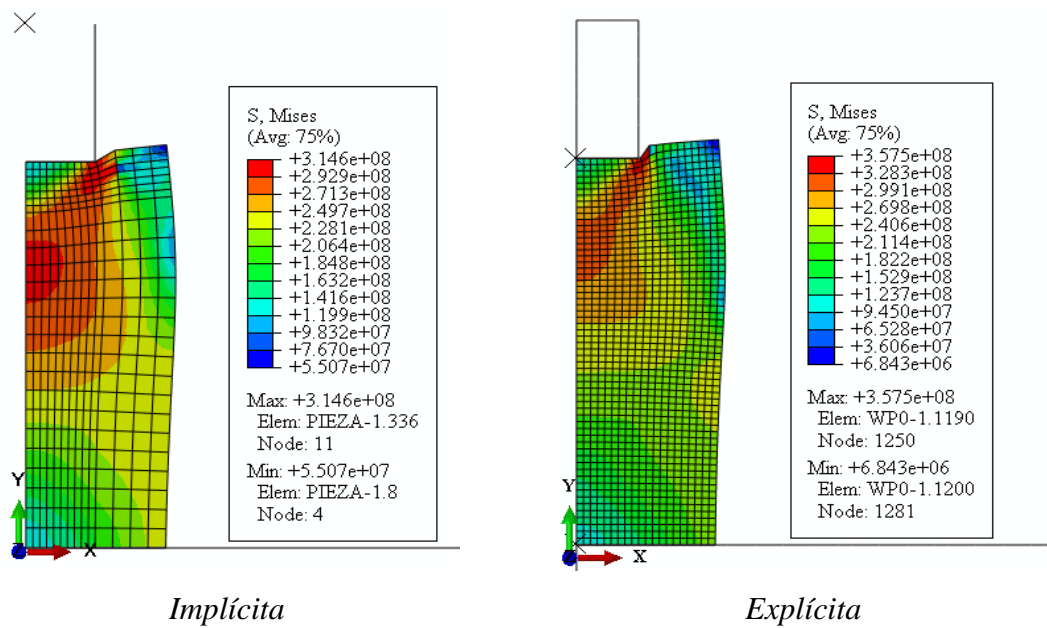


Figura 5.9. Estado tensional alcanzado en el modelo $h=3B$, $w=2B$ para un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O mediante ambas metodologías

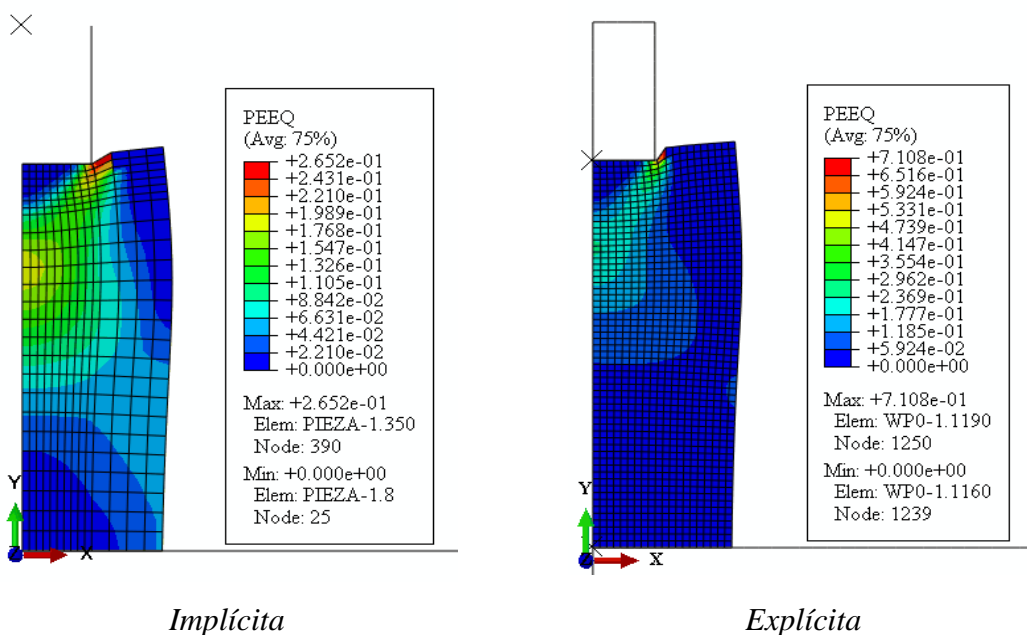


Figura 5.10. Estado de deformaciones alcanzado en el modelo $h=3B$, $w=2B$ para un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O mediante ambas metodologías

Los estados de deformaciones alcanzados en la pieza en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana se muestran en la figura 5.10, donde se puede observar que en el modelo explícito se alcanzan valores máximos de deformación mucho más elevados en comparación con los valores máximos obtenidos en el modelo implícito.

- Modelos con simetría axial

En la figura 5.11 se presenta una comparativa de las fuerzas obtenidas en el modelo axisimétrico del Proceso de Indentación a través de la metodología implícita y explícita para una aleación de aluminio AA 7075-O, considerando diferentes relaciones geométricas y rozamientos. Para la comparativa se han seleccionado los modelos con la misma altura, $h=3B$, en los cuales se ha modificado su ancho, $w=2B$, $5B$ y $9B$. Las fuerzas obtenidas se han representado en función del rozamiento empleado entre las superficies en contacto.

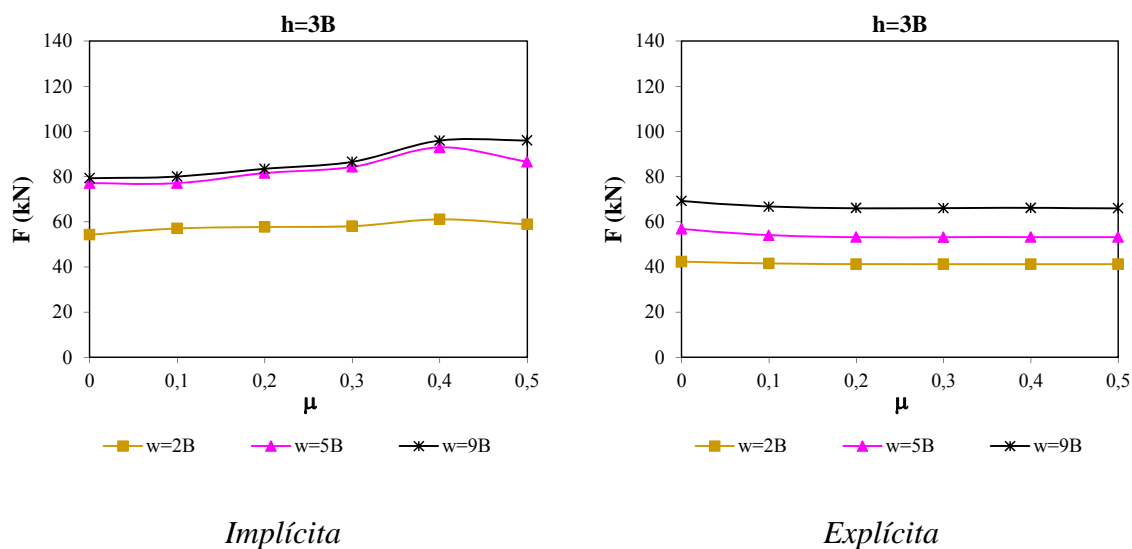


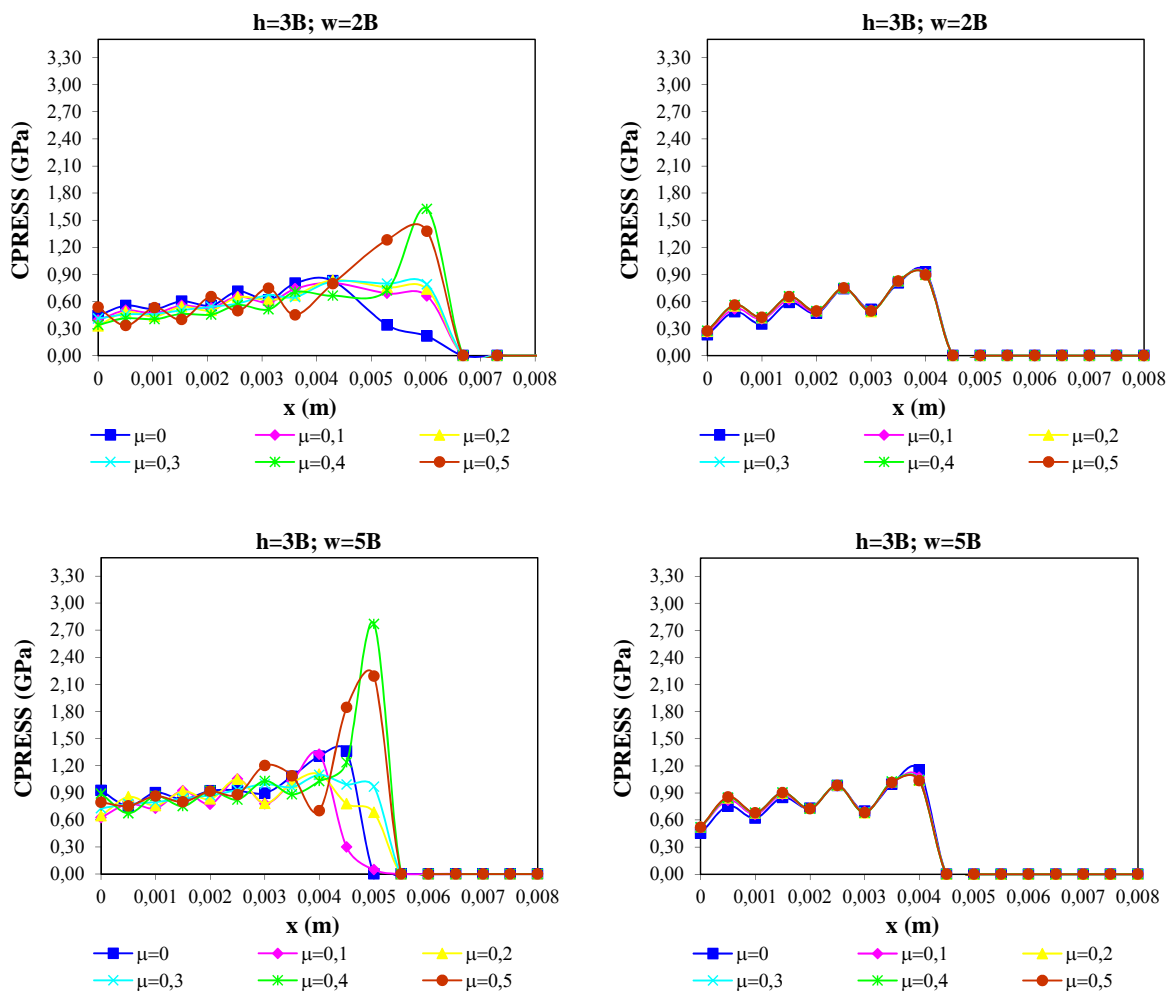
Figura 5.11. Comparativa de fuerzas obtenidas en el modelo axisimétrico del Proceso de Indentación para una aleación de aluminio AA 7075-O para diferentes relaciones geométricas y rozamientos

Las fuerzas obtenidas mediante la metodología implícita alcanzan mayores valores que los extraídos en la metodología explícita. También se observar una mayor

influencia del rozamiento, aumentando ligeramente la fuerza a medida que crece el rozamiento.

Para anchuras iguales o mayores que $5B$, esta dimensión (ancho) parece dejar de influir en la fuerza según el modelo implícito, no manifestándose este comportamiento en el modelo explícito.

En la figura 5.12 se muestran los perfiles de presiones de contacto en los modelos axisimétricos en el Proceso de Indentación para la aleación de aluminio AA 7075-O con diferentes relaciones geométricas y rozamientos, analizados a través de ambas metodologías. Al igual que en el caso de las fuerzas, se ha mantenido la altura de la pieza, $h=3B$, y su ancho se ha modificado, $w=2B$, $5B$ y $9B$.



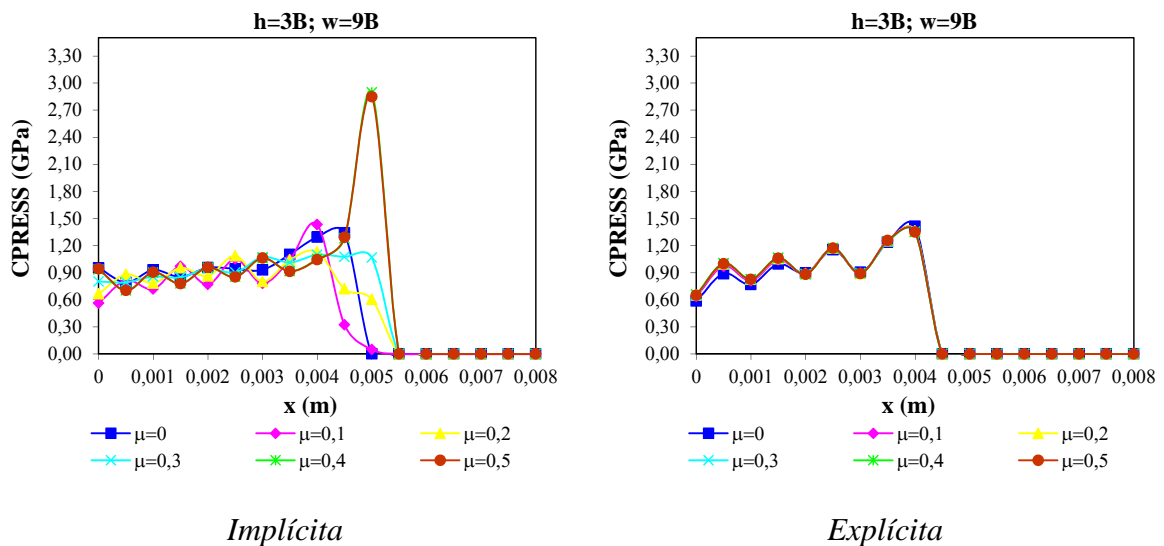


Figura 5.12. Comparativa de presiones de contacto alcanzadas en el modelo axisimétrico en el Proceso de Indentación para la aleación AA 7075-O mediante ambas metodologías

Los perfiles de presiones de contacto obtenidos mediante ambas metodologías de resolución tienen una presión media muy parecida aunque se destaca que en la metodología explícita existe un mayor rango entre valores máximos y mínimos alcanzados. Por otro lado, se observa una menor influencia del rozamiento en las presiones de contacto alcanzadas en los modelos analizados con la metodología explícita. Al igual que en el estudio bajo condiciones de deformación plana, se muestran picos muchos más suaves en la zona del extremo del punzón en los modelos explícitos.

Al igual que en el análisis bajo condiciones de deformación plana, se han representado en las figuras 5.13 y 5.14 los estados tensionales y de deformaciones alcanzados en el Proceso de Indentación para la aleación de aluminio AA 7075-O para el modelo con simetría axial y ambas metodologías de resolución, implícita y explícita. En las figuras se muestra el modelo con una geometría de altura $h=3B$ y ancho $w=2B$, considerando un rozamiento entre las superficies de contacto de 0,1.

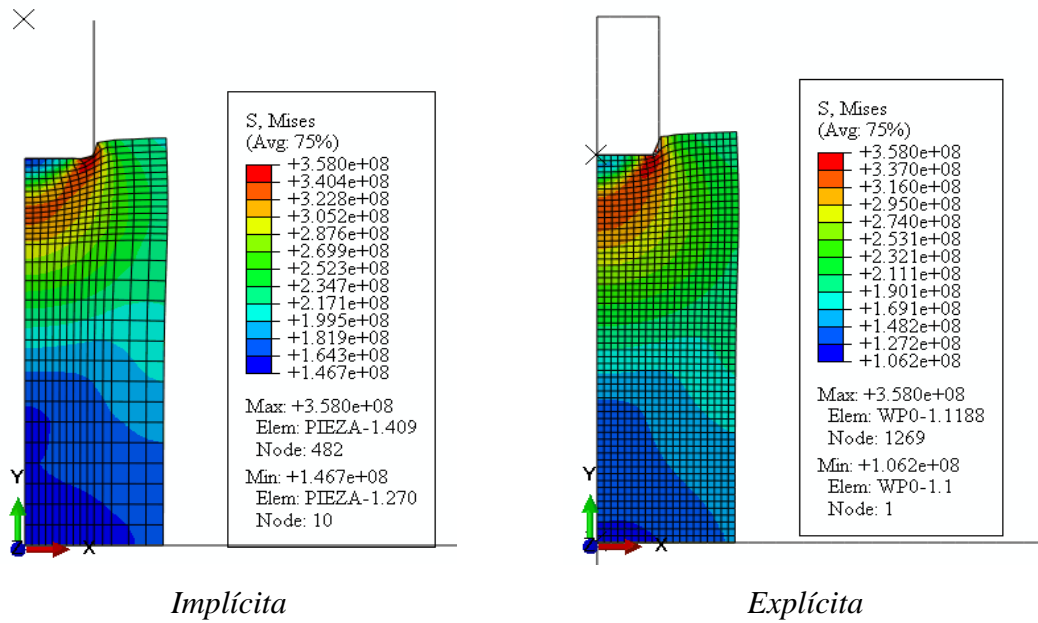


Figura 5.13. Estado tensional alcanzado en el modelo $h=3B$, $w=2B$ para un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación axisimétrico para la aleación AA 7075-O mediante ambas metodologías

En la figura 5.13 se observa que el estado tensional alcanzado en la pieza es el mismo en ambas metodologías de resolución, obteniéndose valores de tensiones máximos iguales.

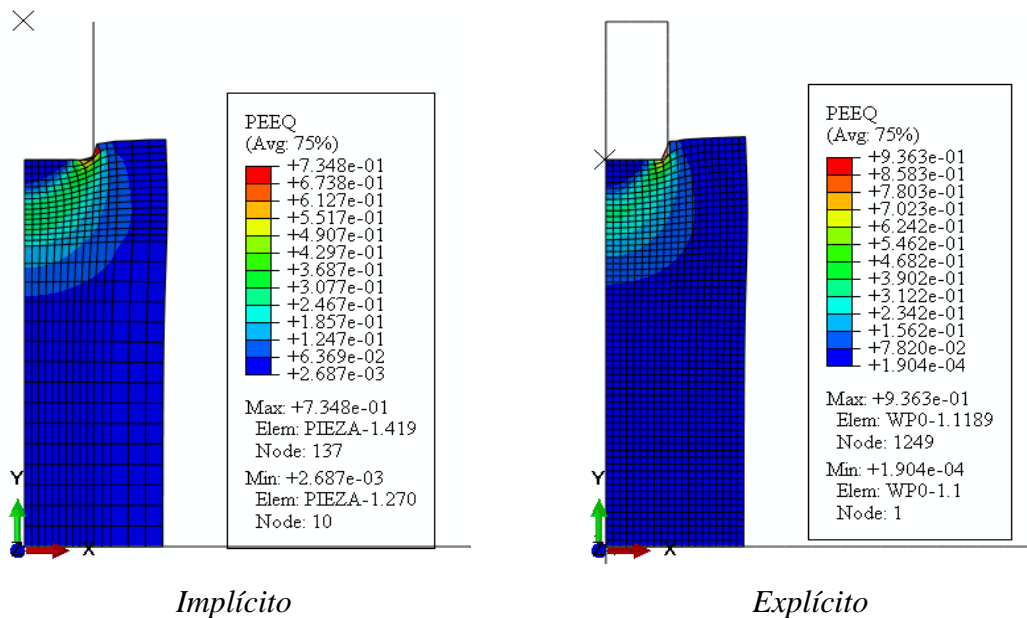


Figura 5.14. Estado de deformaciones alcanzado en el modelo $h=3B$, $w=2B$ para un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación axisimétrico para la aleación AA 7075-O mediante ambas metodologías

Al comparar el estado de deformaciones en la pieza al final de desplazamiento del punzón, en la figura 5.14, se observa que en el modelo analizado con la metodología de resolución explícita se alcanzan valores máximos de deformaciones equivalentes más elevados que los obtenidos en el modelo explícito.

A la vista de los resultados obtenidos en ambas metodologías de resolución, implícita y explícita, se puede afirmar que en los modelos bajo condiciones de deformación plana las fuerzas se comportan de igual manera, no dependen del rozamiento. Si hay que destacar que se obtienen valores ligeramente más elevados en los extraídos en el modelo implícito. Lo mismo ocurre con las presiones de contacto alcanzadas, en ambas metodologías se obtiene una presión media de contacto similar. Los perfiles de las presiones son más suaves en el modelo explícito debido a que incorpora el mallado adaptativo.

En lo referente al modelo axisimétrico se muestra que existe una leve influencia del rozamiento en las fuerzas obtenidas en el modelo implícito. Al igual que en el modelo bajo condiciones de deformación plana, se obtienen valores ligeramente mayores en el modelo implícito. Las presiones medias de contacto obtenidas en ambas metodologías son las mismas pero estas se ven afectadas por el rozamiento en el modelo implícito. Debido al mallado adaptativo empleado en el modelo explícito, los perfiles de contacto son más suaves.

Los resultados de tensiones obtenidas en el modelo implícito y explícito tanto bajo condiciones de deformación plana como simetría axial presentan el mismo comportamiento, se obtienen los mismos valores de tensiones máxima en ambas metodologías o muy similares. Mientras que las deformaciones equivalentes obtenidas presentan mayores diferencias, alcanzándose valores más elevados en el modelo explícito.

Por tanto, las fuerzas obtenidas para llevar a cabo el Proceso de Indentación y las presiones de contacto alcanzadas se pueden hallar tanto en una metodología implícita como explícita, teniendo en cuenta que para el modelo asiximétrico se observa una ligera influencia del rozamiento en ambas variables.

Capítulo 6

Contraste de modelos numéricos con métodos analíticos y técnicas experimentales

6.1. Introducción

En función de los resultados obtenidos en el estudio de los PCDP se pueden distinguir dos niveles. Un primer nivel donde los resultados hallados son variables globales del proceso de conformado. Este nivel es de gran importancia a la hora de plantear problemas de energías totales necesarias en el proceso, elección de tipo de herramienta y determinación de las condiciones de trabajo [Wagoner et al., 2001].

Un segundo nivel correspondiente a la obtención de resultados locales en la pieza y en las herramientas. Los resultados a este nivel son especialmente importantes en el diseño de piezas y herramientas [Mungi et al., 2003].

En este capítulo se presenta una comparativa de diferentes modelos estudiados a través de métodos (con diferentes métodos analíticos de resolución para distintas tipologías del proceso) comparando los resultados con ensayos experimentales realizados.

6.2. Contraste de modelos numéricos con métodos analíticos

En el presente capítulo se han obtenido resultados a través del estudio teórico de los PCDP. Este estudio se ha llevado a cabo por medio de los denominados Métodos Analíticos Convencionales. Estos métodos se basan en la combinación de formulaciones teóricas, leyes de plasticidad e hipótesis simplificadoras para poder llegar a la resolución del problema.

Al realizar una serie de hipótesis, evidentemente se está creando una situación algo alejada del comportamiento real del material durante el proceso. Aunque se produzca esta situación, la aplicación de los métodos analíticos, en muchos casos, es necesaria para conocer a priori el comportamiento del proceso e incluso, a veces, se presentan situaciones en donde los métodos analíticos representan a la perfección la situación real.

Entre los diferentes métodos analíticos existentes, en el presente capítulo se ha empleado el clásico Método de la Deformación Homogénea (MDH) [Rowe, 1965; Camacho et al., 2006b] para estudiar el Proceso de Forja con matriz abierta. Los resultados obtenidos en el estudio han sido comparados con los arrojados por el Método de los Elementos Finitos.

6.2.1. Método de deformación homogénea sin endurecimiento por deformación

El Método de Deformación Homogénea (MDH) es un método analítico que sólo tiene en cuenta la energía de deformación homogénea del proceso, es decir, la energía necesaria para cambiar la forma de la pieza. Este método es el más sencillo y el que proporciona la carga mínima requerida para llevar a cabo el proceso.

El Proceso de Forja con matriz abierta se ha analizado a través del Método de Deformación Homogénea. El MDH aplicado al Proceso de Forja con matriz abierta considera el trabajo necesario para deformar un pequeño elemento de pieza y lo integra a lo largo de toda la región de deformación, sin tener en cuenta el rozamiento existente entre las superficies en contacto y la distorsión interna.

En una compresión uniaxial, como en el caso del proceso de forja con matriz abierta o del ensayo de compresión uniaxial, en un punto cualquiera del proceso las tensiones principales son:

$$\sigma_1 = Y; \sigma_2 = 0; \sigma_3 = 0 \quad (6.1)$$

donde Y es la tensión de fluencia para la deformación alcanzada. Para alcanzar dicha deformación se ha aplicado una carga de compresión a la pieza provocando la reducción de altura de la misma, pasando de una altura inicial, h_0 , a una altura final, h . A medida que se reduce la altura de la pieza, el área transversal de la pieza, A , aumenta.

Por tanto, el incremento de trabajo realizado para provocar la reducción de altura de la pieza vendrá en función de la fuerza aplicada y la variación de altura, es decir:

$$\partial W = F \cdot \partial h \quad (6.2)$$

Al estar considerando una deformación homogénea el aumento de área transversal es uniforme a lo largo de toda la pieza y de esta manera, la fuerza aplicada se obtendrá en función del área transversal obtenida al final del proceso y de la tensión de fluencia del material.

$$F = A \cdot Y \quad (6.3)$$

Introduciendo esta ecuación en la ecuación 6.2 se obtiene:

$$\partial W = A \cdot Y \cdot \partial h \quad (6.4)$$

Aplicando el Principio de Conservación del Volumen se puede hallar el área transversal final, A , en función de la altura final, h :

$$\begin{aligned}
 V = cte &\Rightarrow V_0 = V_f \\
 A_0 \cdot h_0 &= A \cdot h \\
 A &= \frac{A_0 \cdot h_0}{h} = \frac{V_0}{h}
 \end{aligned}
 \tag{6.5}$$

Sustituyendo el área final en la ecuación del trabajo 6.4, se obtiene:

$$\partial W = \frac{V_0}{h} \cdot Y \cdot \partial h$$

Integrando esta última ecuación a lo largo de todo el proceso se obtendrá el trabajo necesario para deformar la pieza en condiciones de deformación homogénea.

$$\begin{aligned}
 \int_0^W \partial W &= \int_{h_0}^h \frac{V_0}{h} \cdot Y \cdot \partial h = \int_{\varepsilon_0}^{\varepsilon} V_0 \cdot Y \cdot \partial \varepsilon = V_0 \cdot Y (\varepsilon - \varepsilon_0) = V_0 \cdot Y \cdot \ln\left(\frac{h}{h_0}\right) \\
 W &= V_0 \cdot Y \cdot \ln\left(\frac{h}{h_0}\right)
 \end{aligned}
 \tag{6.6}$$

Sustituyendo la ecuación (6.5) en la ecuación de la fuerza, (6.3), se obtiene la fuerza necesaria para llevar cabo el proceso en condiciones de deformación homogénea:

$$F = \frac{V_0}{h} \cdot Y \tag{6.7}$$

Tanto las ecuaciones de fuerza como de trabajo están expresadas en función de la tensión de fluencia del material. En este particular estudio de contraste de modelos numéricos con métodos analíticos, se ha considerado la aleación de aluminio AA 6082-T6 con un comportamiento rígido plástico perfecto. Para ello, se ha elegido el valor de la tensión de fluencia inicial manteniéndolo constante durante el proceso.

En el Capítulo 2 de la presente Tesis, se han obtenido las curvas de fluencia para la aleación de aluminio AA 6082-T6 con distintas geometrías de probeta. A continuación se ha aplicado el MDH sin endurecimiento por deformación en el estudio de dos piezas de la aleación de aluminio AA 6082-T6 con diferente geometría, ambas

tienen un de diámetro de 10 mm y una altura de 5 mm y de 10 mm cada una. La curva de fluencia del material con un comportamiento rígido plástico perfecto es la siguiente:

$$\sigma = Y \quad (6.8)$$

6.2.2. Método de deformación homogénea con endurecimiento por deformación

Al igual que en el caso anterior, se han calculado la fuerza y el trabajo necesarios para realizar el Proceso de Forja con matriz abierta bajo condiciones de deformación homogénea aplicando sus respectivas ecuaciones:

$$F = \frac{V_0}{h} \cdot Y \quad (6.9)$$

$$W = \int_{h_0}^h V_0 \cdot Y \cdot \frac{dh}{h} = V_0 \cdot \int_{\varepsilon_0}^{\varepsilon} Y \cdot \partial\varepsilon \quad (6.10)$$

Sin embargo, el material empleado en este estudio tiene un comportamiento de endurecimiento por deformación, por tanto, la ecuación del material que rige dicho comportamiento se puede asimilar a una del tipo Hollomon, $\sigma = k \cdot \varepsilon^n$, que refleja adecuadamente el comportamiento de materiales dúctiles,. Para este estudio, las curvas de fluencia de los materiales han sido halladas en los ensayos de compresión uniaxial realizados. Junto con los datos obtenidos y su posterior tratamiento, se ha procedido a calcular la tendencia de dicha curva y plantear su ecuación.

Al igual que en el primer estudio, las piezas a analizar a través del MDH con endurecimiento por deformación son de aluminio AA 6082-T6 con geometrías 10 mm de diámetro y 5 mm y 10 mm de altura en cada una de ellas. Las ecuaciones de la curva de fluencia de la aleación de aluminio AA 6082-T6 con dichas geometrías han sido calculadas en el Capítulo 2 de la presente Tesis.

A continuación se dan las ecuaciones de ambas curvas de fluencia del material que provienen de los resultados obtenidos en el ensayo de compresión uniaxial

incremental realizando el ajuste de la curva de tendencia. Para la pieza con geometría $d= 5$ mm y $h= 10$ mm de aluminio AA 6082-T6 la ecuación de la curva de fluencia es la siguiente:

$$Y = 961,85 \cdot \varepsilon^{0,5564} \quad (6.11)$$

Mientras que la pieza con dimensiones $d = 10$ mm y $h = 10$ mm de aleación de aluminio AA 6082-T6, es:

$$Y = 464,12 \cdot \varepsilon^{0,165} \quad (6.12)$$

6.2.2. Contraste de modelos numéricos con el Método de Deformación Homogénea

En el estudio comparativo de los modelos numéricos frente al Método de Deformación Homogénea se han estudiado piezas de la aleación de aluminio AA 6082-T6 con diferentes geometrías.

En un primer estudio, la pieza de diámetro $d=10$ mm y altura $h=5$ mm se ha analizado a través del MDH y del MEF. En ambos métodos se ha obtenido como resultados las fuerzas necesarias para llevar a cabo el proceso y el trabajo realizado.

El MDH se ha aplicado sin y con endurecimiento por deformación. Es decir, se ha considerado un material rígido plástico perfecto cuya curva de fluencia viene dada por la ecuación (6.8), y se han aplicado las ecuaciones de fuerza y de trabajo en condiciones de deformación homogénea, representadas por las ecuaciones (6.7) y (6.6) respectivamente.

Sin embargo, al considerar un material con endurecimiento por deformación en el MDH la curva de fluencia viene dada por la ecuación (6.11), las ecuaciones empleadas para obtener la fuerza y el trabajo han sido las ecuaciones (6.9) y (6.10) respectivamente.

En este primer estudio se parte de una pieza con una altura inicial de 5 mm, a la cual se le somete a un Proceso Forja con matriz abierta hasta alcanzar una altura final de 2,81 mm. Estos datos están recogidos del ensayo de compresión uniaxial continuo realizado, debido a su semejanza con el Proceso de Forja con matriz abierta.

A la hora de aplicar el MDH a lo largo de todo el recorrido de la matriz hasta alcanzar la altura final, se han considerado desplazamientos de la matriz en incrementos de 0,1 mm, y así obtener la fuerza en función del desplazamiento de la matriz.

Esta misma pieza se ha estudiado a través del MEF considerando diferentes rozamientos de Coulomb. Para modelizar el proceso se ha considerado las mismas condiciones de trabajo que en el ensayo de compresión uniaxial continuo realizado. Como resultado se ha registrado la fuerza necesaria para llevar a cabo el proceso en función del desplazamiento de la matriz.

En la figura 6.1 se han representado las fuerzas obtenidas en función del desplazamiento de la matriz para cada uno de los métodos empleados en el estudio. Al aplicar el MDH se ha considerado el material con dos tipos de comportamiento, sin y con endurecimiento por deformación, mientras que en el MEF se ha considerado el modelo con el material con endurecimiento por deformación y diferentes coeficientes de rozamiento, mostrándose en las figuras para los casos con rozamiento $\mu=0,1$ y $\mu=0,4$.

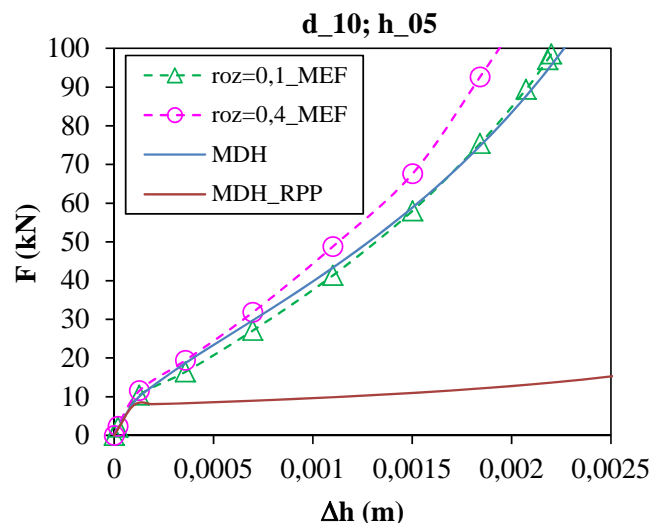


Figura 6.1. Comparación de las curvas fuerza – desplazamiento matriz obtenidas a través de diferentes métodos en el Proceso de Forja con una geometría de pieza $d=10$ mm; $h=5$ mm para la aleación AA 6082-T6

En la figura 6.1 se han representado las curvas de fuerzas obtenidas por el MDH con línea continua mientras las fuerzas obtenidas a través del MEF vienen representadas por líneas discontinuas. Como se muestra en la figura, se observa una gran diferencia en las curvas obtenidas a través del MDH considerando el material sin y con endurecimiento por deformación, obteniéndose valores de fuerza mucho más pequeños en la curva sin endurecimiento por deformación.

La curva obtenida en el MDH con endurecimiento por deformación se asemeja a las curvas obtenidas mediante el MEF con dos coeficientes de rozamiento diferentes. Se observa que dichas curvas para desplazamientos muy pequeños de la matriz son prácticamente iguales hasta que se alcanza un valor próximo a 1,0 mm donde se observan diferencias. Como se muestra en la figura 6.1 la curva obtenida en el MDH con endurecimiento por deformación y la extraída en el MEF con un coeficiente de rozamiento de 0,1 se encuentran muy ajustadas, prácticamente son iguales. Mientras que al aumentar el rozamiento a un valor de 0,4, la curva obtenida a través del MEF se aleja respecto de las otras dos.

Las curvas obtenidas en el MEF con diferentes coeficientes de rozamiento se van diferenciando a partir del valor 1,0 mm. Esto se debe a que como se demostró en el Capítulo 2 de la presente Tesis, para una relación geométrica de la altura y el diámetro de la pieza, $h/d \geq 1/2$, la obtención de las fuerzas necesarias para realizar el proceso no dependen del rozamiento.

Al observar los datos de la tabla 6.1, donde se muestra la relación h/d de cada desplazamiento de la matriz en el estudio mediante el Método de los Elementos Finitos, se comprueba que ya en el inicio del proceso se pierde dicha relación y por tanto, el proceso empieza a depender del rozamiento existente entre las superficies en contacto. Por tanto, con esta geometría de probeta, las fuerzas alcanzadas para realizar el Proceso de Forja con matriz abierta dependen del rozamiento

Relación h/d	
MEF	
h/d	Δh
0,51	0
0,51	0,02
0,49	0,13
0,46	0,36
0,41	0,70
0,36	1,10
0,30	1,50
0,26	1,84
0,23	2,07
0,22	2,18
0,22	2,20

Tabla 6.1. Relaciones h/d del Proceso de Forja con matriz abierta estudiado por el MEF para una geometría de pieza $d=10$ mm, $h=5$ mm de aluminio AA 6082-T6

También han sido calculados los trabajos necesarios para realizar el Proceso de Forja con matriz abierta en función del desplazamiento de la matriz, representándose los resultados obtenidos en la figura 6.2.

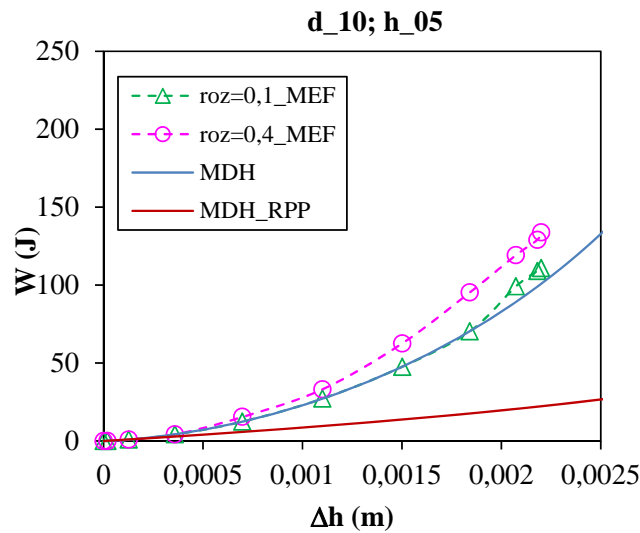


Figura 6.2. Comparativa de las curvas del trabajo realizado obtenido por el MDH y el MEF aplicado en el Proceso de Forja con matriz abierta para una geometría de pieza $d=10$ mm, $h=5$ mm de la aleación AA 6082-T6

En la figura 6.2 se muestra que las curvas del trabajo realizado obtenidas a través de los diferentes métodos se diferencian unas de otras. Cuando el desplazamiento de la

matriz es pequeño dichas curvas son similares pero a medida que la matriz se desplaza, las curvas del trabajo se alejan. En el punto en el que empiezan a alejarse prácticamente corresponde al momento donde la relación $h/d \geq 1/2$ se pierde.

Al igual que ocurre en las fuerzas, las curvas de trabajo obtenidas a través del MDH sin y con endurecimiento por deformación son iguales para un desplazamiento muy pequeño, diferenciándose rápidamente con el avance de la matriz, dando lugar una curva con valores mucho más pequeños en la hallada sin endurecimiento por deformación.

En un segundo estudio se considera una pieza de dimensiones iniciales $d = 10$ mm y $h = 10$ mm de la aleación de aluminio AA 6082-T6 la cual ha sido estudiada a través del MDH y del MEF. Al igual que en el primer estudio realizado, el MDH se ha aplicado considerando un material rígido plástico perfecto cuya ecuación de la curva del material viene dada por la ecuación (6.8) mientras que en la aplicación del MDH para un material con endurecimiento por deformación se ha empleado la ecuación (6.12).

Como se ha mencionado anteriormente, se parte de una pieza con una altura inicial de 10 mm a la cual se le somete a un Proceso de Forja con matriz abierta hasta alcanzar una altura final de 4,54 mm. Al igual que antes, todos los datos están recogidos del ensayo de compresión uniaxial continuo realizado.

Para aplicar el MDH a lo largo de todo el recorrido de la matriz hasta alcanzar la altura final, se han considerado desplazamientos de la matriz de 0,1 mm. Con ello, se obtiene la fuerza en función del desplazamiento de la matriz.

Análogo al primer estudio, la pieza se ha analizado a través del MEF considerando diferentes rozamientos de Coulomb. En el modelo analizado se han considerado las mismas condiciones de trabajo que en el ensayo de compresión uniaxial realizado. Como resultado se ha registrado la fuerza necesaria para llevar a cabo el proceso en función del desplazamiento de la matriz.

En la figura 6.3 se han representado las fuerzas obtenidas en función del desplazamiento de la matriz en cada uno de los métodos empleados en el estudio. En la

figura 6.3 además de representarse las curvas obtenidas en el MDH sin y con endurecimiento por deformación, se muestran únicamente dos de las curvas obtenidas en el MEF con diferentes coeficientes de rozamiento, $\mu=0,1$ y $\mu=0,4$.

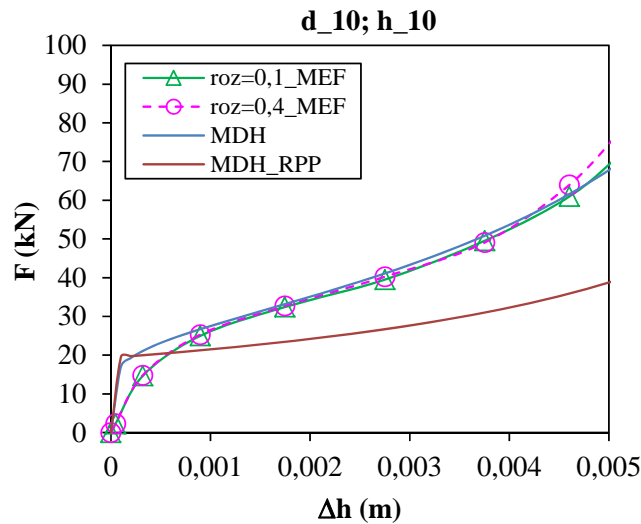


Figura 6.3. Comparación de las curvas fuerza – desplazamiento matriz obtenidas a través de diferentes métodos en el Proceso de Forja con una geometría de pieza $d=10$ mm; $h=10$ mm de la aleación AA 6082-T6

En la figura 6.3 se advierte que las curvas obtenidas a través del MDH sin y con endurecimiento por deformación son bastantes diferentes, obteniéndose valores muchos más pequeños de fuerza en el caso de considerar un material rígido plástico perfecto. Por otro lado, se observa que la curva obtenida con el MHD considerando un material con endurecimiento por deformación es prácticamente igual a las curvas obtenidas mediante el MEF para dos rozamientos diferentes. Incluso si se observan únicamente las curvas de fuerzas halladas en el MEF con dos coeficientes de rozamiento diferente se comprueba que son prácticamente idénticas.

Si en este caso, se calculan las relaciones entre la altura de la pieza y el diámetro a lo largo de todo el proceso a medida que se desplaza la matriz y la pieza se deforma, se obtienen los resultados mostrados en la tabla 6.2. Como se puede observar en la tabla, la relación $h/b \geq 1/2$ se pierde casi al final del proceso.

Relación h/d	
MEF	
h/d	Δh
1,02	0
1,01	0,05
0,97	0,32
0,88	0,90
0,77	1,75
0,63	2,75
0,51	3,75
0,41	4,60
0,35	5,18
0,32	5,45
0,31	5,50

Tabla 6.2. Relaciones h/d del Proceso de Forja con matriz abierta estudiado por el MEF para una geometría de pieza $d=10$ mm, $h=10$ mm de aluminio AA 6082-T6

Al observar la figura 6.3 junto con los valores de la tabla 6.2 donde se indica a partir de qué valor se pierde la relación $h/b \geq 1/2$, es precisamente en ese punto donde las curvas de fuerzas obtenidas mediante el MEF para diferentes rozamientos se empiezan a diferenciar. Por tanto, la fuerza necesaria para llevar a cabo el Proceso de Forja con matriz abierta con una geometría de pieza, $d=10$ mm y $h=10$ mm, no depende del rozamiento existente entre las superficies en contacto. Al no depender la fuerza del rozamiento, el valor de la misma puede ser calculado con el MDH, con endurecimiento por deformación con bastante aproximación ya que como se muestra en la figura 6.3, las curvas obtenidas por los diferentes métodos son idénticas.

En la figura 6.4 se han representado las curvas del trabajo realizado en el Proceso de Forja con matriz abierta obtenidas por todos los métodos empleados. Se ha representado el trabajo realizado en función del desplazamiento de la matriz por el MDH considerando un comportamiento del material sin y con endurecimiento por deformación y por el MEF con diferentes coeficientes de rozamiento.

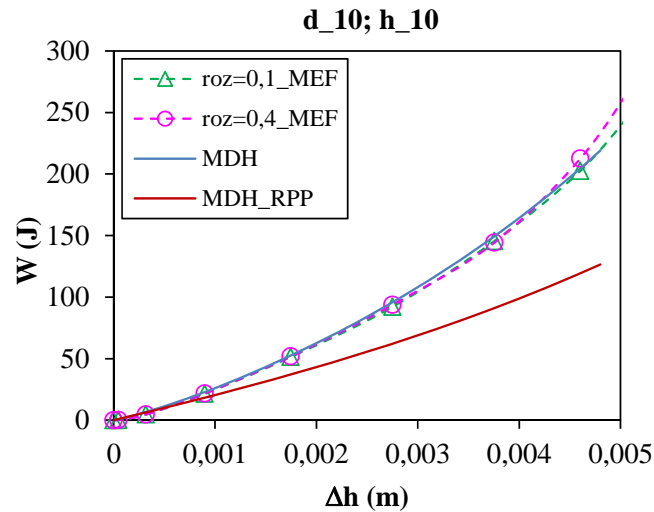


Figura 6.4. Comparativa de las curvas del trabajo realizado obtenido por el MDH y el MEF aplicado en el Proceso de Forja con matriz abierta para una geometría de pieza $d=10$ mm, $h=10$ mm de la aleación AA 6082-T6

Como se muestra en la figura 6.4, las curvas del trabajo realizado en el Proceso de Forja con matriz abierta son las mismas tanto en las halladas a través del MEF como en el MDH considerando un material con endurecimiento por deformación. Donde se aprecia una gran diferencia es en los resultados obtenidos en el MDH considerando un material rígido plástico perfecto.

6.3. Contraste de métodos de resolución con técnicas experimentales

Tanto el estudio del Proceso de Indentación como el Proceso de Forja con matriz abierta han sido analizados a través de las dos metodologías de resolución planteadas en la presentes Tesis, es decir, con la metodología de resolución implícita y explícita. En este apartado, se han comparado las fuerzas obtenidas en el Proceso de Forja con matriz abierta analizado en el MEF utilizando tanto la metodología de resolución implícita como la explícita, con las fuerzas obtenidas en el Proceso de Forja con abierta realizado experimentalmente.

Como se ha mencionado en varias ocasiones, se ha sometido una pieza de aluminio AA 6082-T6 de dimensiones son 10 mm de diámetro y 10 mm de altura a un Proceso de Forja de matriz abierta a través de un máquina universal de ensayos, registrándose los valores de fuerzas en función del desplazamiento de la matriz.

Esta misma pieza ha sido analizada a través del Método de los Elementos Finitos aplicando tanto la metodología de resolución implícita y como la explícita, obteniendo como resultado la fuerza en función del desplazamiento de la matriz. Para su análisis, se ha empleado como herramienta el programa de elementos finitos ABAQUS/Standard y ABAQUS/Explicit para la metodología implícita y explícita respectivamente. Ambas metodologías han sido ampliamente explicadas en los Capítulos 4 y 5 de la presente Tesis.

Los resultados obtenidos en el MEF a través de ambas metodologías de resolución y en el Proceso de Forja con matriz abierta realizado experimentalmente se muestran en la figura 6.5 en función del desplazamiento de la matriz. El Proceso de Forja con matriz abierta ha sido analizado mediante el MEF considerando varios coeficientes de rozamiento, desde 0 a 0,5 en incrementos de 0,1, en ambas metodologías de resolución.

En primer lugar, se observa en las gráficas de la figura 6.5 que las curvas de fuerzas obtenidas a través del MEF considerando ambas metodologías de resolución, implícita y explícita son bastantes similares, aunque se aprecian pequeñas diferencias al aumentar el desplazamiento de la matriz para todos los rozamientos considerados.

En segundo lugar, hay que recordar que la pieza analizada en el Proceso de Forja con matriz abierta mediante el MEF tiene una geometría de diámetro $d=10$ mm y altura $h=10$ mm, y como se ha demostrado en el Capítulo 2 y en el apartado anterior, para este tipo de geometría de pieza los valores de las fuerzas no dependen del rozamiento mientras no se pierda la relación $h/b \geq 1/2$, lo cual ocurre al final del proceso, en el punto $\Delta h=4,6$ mm. Por tanto, la curva de fuerza obtenida en el Proceso de Forja con matriz abierta experimental tiene que ser la misma para cualquier coeficiente de rozamiento. Al observar las curvas de fuerzas obtenidas en el MEF con ambas metodologías de resolución con la curva obtenida experimentalmente en la figura 6.5, se muestra que para cualquier tipo de rozamiento la curva obtenida a través del MEF con una metodología de resolución implícita es prácticamente igual a la curva obtenida en el ensayo de Forja con matriz abierta realizado. No obstante, los resultados arrojados por la metodología explícita son bastante aceptables.

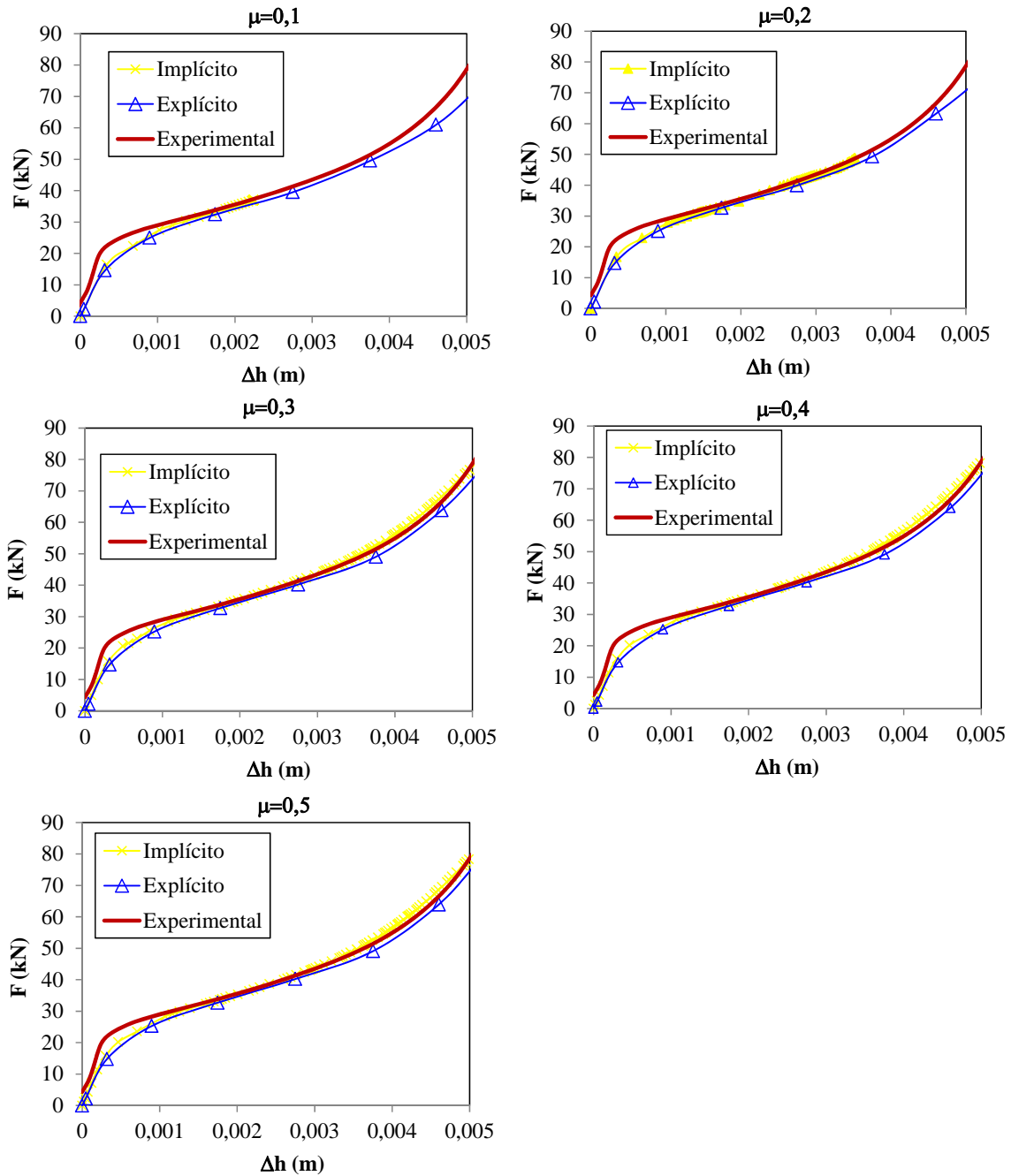


Figura 6.5. Comparativa de modelos numéricos con técnicas experimentales del modelo de geometría $d=10$ mm y $h=10$ mm de la aleación AA 6082-T6 en un Proceso de Forja con matriz abierta

Para desplazamientos muy pequeños de la matriz, las curvas obtenidas en el MEF para ambas metodologías son las mismas y estas se separan levemente de la curva obtenida en el ensayo de Forja con matriz abierta realizado. A medida que se aumenta el desplazamiento de la matriz todas las curvas obtenidas mediante los diferentes métodos empleados son iguales llegando en un punto del recorrido de la matriz, en el que la

curva obtenida en el MEF con metodología de resolución explícita se diferencia ligeramente de las otras dos. Este comportamiento se presenta en todos los modelos con diferentes coeficientes de rozamiento.

Por tanto, los modelos analizados a través del MEF con metodología de resolución implícita se asemejan más al comportamiento real de la pieza en un Proceso de Forja con matriz abierta. Aunque hay que tener en cuenta que la diferencia que existe entre los resultados alcanzados con la metodología de resolución explícita respecto a los otros es muy pequeña, produciéndose esta diferencia al final del proceso y coincidiendo con el momento donde se produce una mayor deformación de la pieza.

Capítulo 7

Análisis de factores tecnológicos en procesos de compresión

7.1 Factores tecnológicos de interés en procesos de compresión

En la presente Tesis se han estudiado los PCDPC, en concreto el Proceso de Indentación y el Proceso de Forja con matriz abierta. Para modificar la geometría y las propiedades mecánicas de una pieza será necesaria una cierta cantidad de energía para realizar las modificaciones pertinentes. Para aplicar dicha energía de manera eficiente, es conveniente conocer toda la información posible del proceso a priori. Por tanto, factores importantes a tener en cuenta en cualquier proceso son la energía e información. A continuación se van a exponer algunos de los factores tecnológicos de mayor relevancia en los PCDP en general, y en los PCDPC en particular.

Debido a las características de los propios PCDPC, uno de los parámetros más influyentes en el proceso es el rozamiento. Los PCDPC son procesos donde se alcanzan grandes deformaciones para conformar la pieza y el área de superficies que entran en contacto es bastante elevada en comparación con otro tipo de procesos. Por todo ello, el rozamiento que se produce en dichas superficies se convierte en un factor tecnológico fundamental del proceso.

Otro aspecto a tener en cuenta, es la geometría del modelo tanto de la pieza que se quiere conformar como de la herramienta. En función de su geometría, el proceso tendrá unas u otras características, es decir, las fuerzas que habrá que aplicar para conformar las piezas no serán las mismas si la relación geométrica es una u otra y las presiones que se alcanzan en las superficies de contacto también se verán afectadas. Por otro lado, las máquinas - herramientas con la que se realiza cualquier proceso de conformado, están caracterizadas por limitaciones de potencia y geometrías de herramienta; por tanto, es importante conocer cómo influye la geometría de la pieza en el proceso, qué herramientas hay que utilizar y cuál es la manera más eficiente de llevarlo a cabo.

También cabe destacar como factor tecnológico de interés, la metodología de aplicación de la carga. Cómo se aplica la carga en el proceso influye en el estado tensional y deformacional alcanzado tanto en la pieza como en la herramienta. La determinación de los estados tensionales y de deformación en la pieza afecta a las sucesivas operaciones a las que se quiera someter la pieza [Vallellano et al., 2008]. Mientras que dichos estados en la herramienta afectan a su desgaste e incluso puede llegar a repercutir en el acabado superficial de la pieza.

Por último, el estudio de la presente Tesis se centra en los PCDP en los cuales para conformar una pieza tiene que ser sometida a grandes cargas a compresión. En este tipo procesos, los resultados a través de cualquier método de análisis serán más precisos con el empleo de una curva de material obtenida a través de un ensayo de compresión uniaxial, ya que los estados tensionales alcanzados tienen una mayor similitud con los procesos de conformado a tratar.

7.2. Resultados en modelos de deformación plana

7.2.1. Estudio de la influencia del rozamiento

El rozamiento es uno de los parámetros más importante en los PCDP debido a las características del propio proceso. En los estudios realizados se ha analizado la influencia del rozamiento en el proceso bajo condiciones de deformación plana. El rozamiento empleado durante el estudio ha sido el modelo Coulomb, considerando

distintos coeficientes de rozamiento desde $\mu=0$ hasta $\mu=0,5$ en incrementos de 0,1, durante el análisis. Se ha empleado como metodología de resolución la implícita.

Los modelos estudiados bajo condiciones de deformación plana son los modelos correspondientes al Proceso de Indentación. En el estudio se ha analizado la influencia del rozamiento en las fuerzas necesarias para llevar a cabo el proceso y en los perfiles de las presiones de contacto obtenidos.

En la figura 7.1 se ha representado la influencia del rozamiento en las fuerzas alcanzadas en el Proceso de Indentación para diferentes relaciones geométricas. A grandes rasgos, se observa que a medida que se aumenta el rozamiento aumenta la fuerza necesaria para conformar la pieza. Aunque si se analizan las gráficas obtenidas para piezas de altura diferente, se muestra que para un determinado ancho de pieza al aumentar la altura llega un momento en que el rozamiento no influye en la fuerza necesaria para llevar a cabo el proceso.

Por ejemplo, si se analiza un determinado ancho de pieza, $w=2B$, el valor de la fuerza requerida se incrementa con el rozamiento, pero a partir de una determinada altura, en este caso $h=2B$, las fuerzas obtenidas dejan de depender de ese factor. Lo mismo ocurre para otros anchos de pieza.

Por tanto, se aprecia que la relación geométrica de partida de la pieza influye en el Proceso de Indentación, observándose que para determinadas relaciones geométricas la energía debida a vencer el rozamiento deja de tener importancia respecto a las otras contribuciones de energía del proceso. En el siguiente apartado se analiza cómo influye la relación geométrica de la pieza en el Proceso de Indentación.

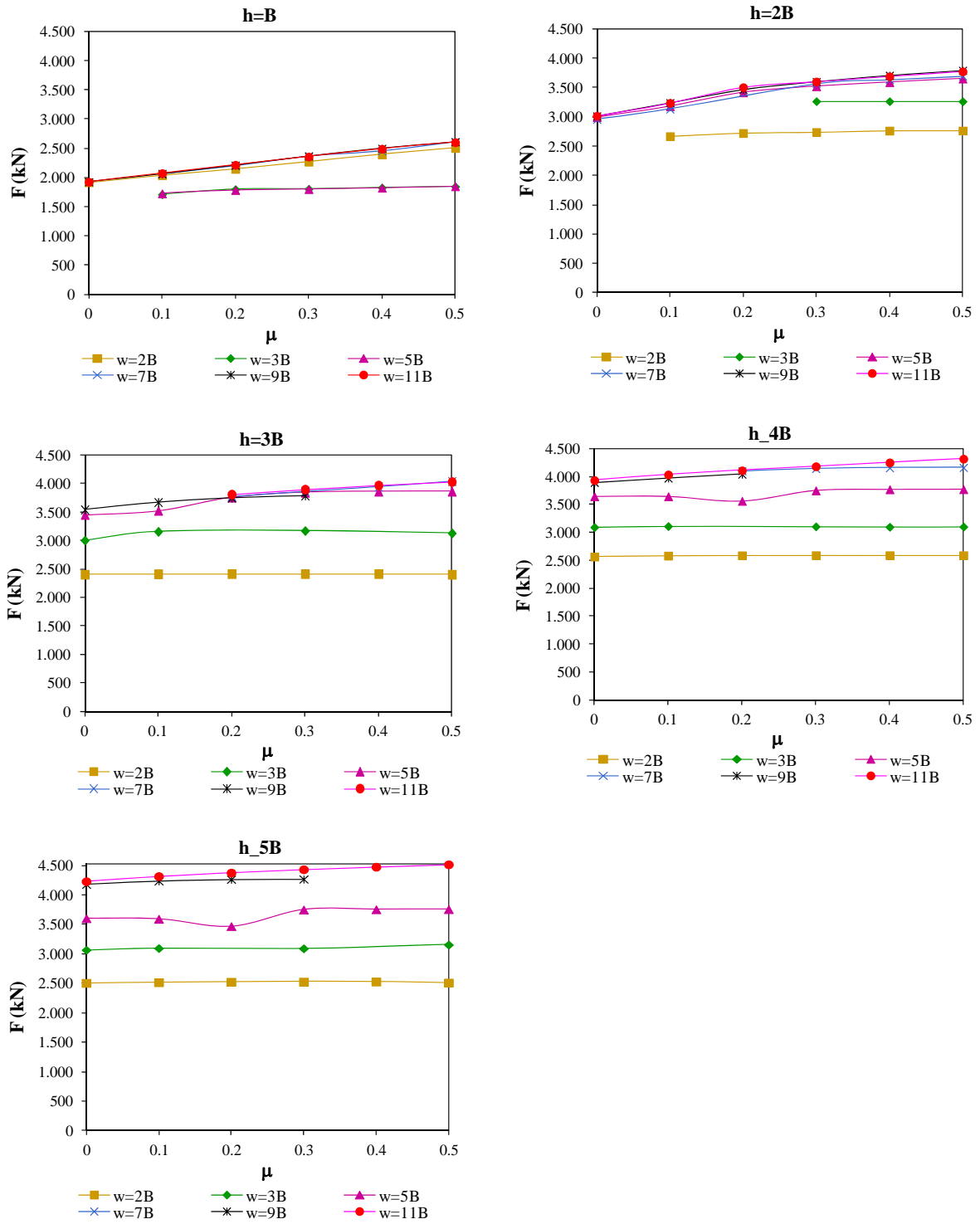


Figura 7.1. Fuerzas obtenidas en función del rozamiento para diferentes relaciones geométricas en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O

Al igual que en las fuerzas, se ha estudiado la influencia del rozamiento en los perfiles de presiones alcanzados en el Proceso de Indentación. En la figura 7.2 se han representado las presiones de contacto en algunos de los modelos estudiados.

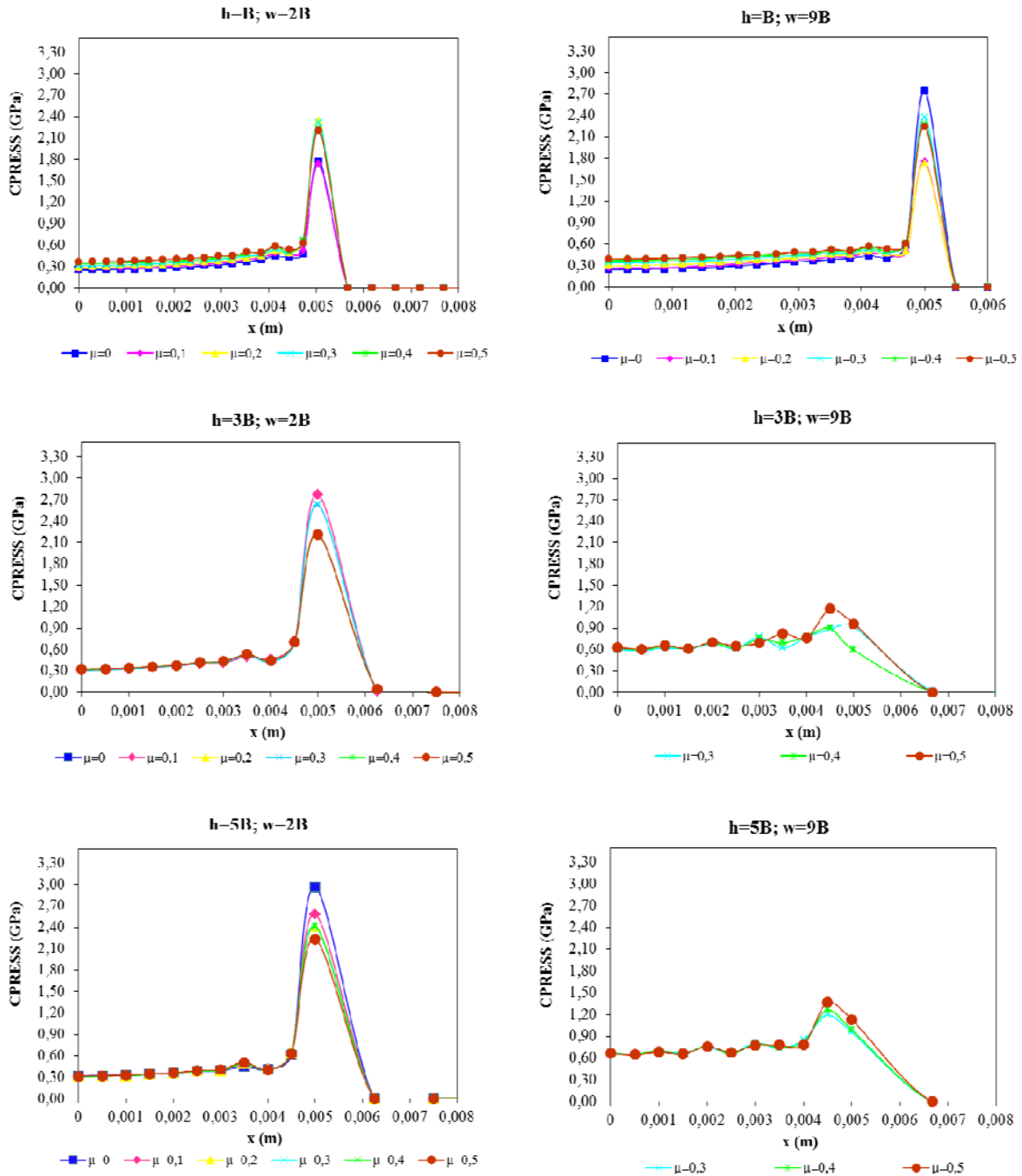


Figura 7.2. Presiones de contacto obtenidas en algunos modelos con diferente relación geométrica y condiciones de rozamiento en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O

Debido a la gran cantidad de modelos estudiados y de cara a simplificar el análisis de resultados, en la figura 7.2 se han representado los modelos con una relación geométrica de tres alturas distintas, $h=B$, $3B$, $5B$, y en cada altura, se han considerado dos anchos diferentes, $w=2B$, $9B$.

Al representar las presiones alcanzadas en la superficie de contacto para diferentes relaciones de geometría, se observa que el valor máximo de las presiones se alcanza en el extremo del punzón. Los picos al final del extremo del punzón en los perfiles de presión se deben a problemas en la modelización de los contactos por la propia geometría del modelo y sus condiciones de contorno, dando lugar a valores tan elevados, por lo que dichos valores no se deben tener en cuenta.

En la figura 7.3 se han representado las mismas gráficas de la figura 7.2 pero realizando un plano más detallado en la zona correspondiente al contacto pieza - punzón. Como se muestra en la figura 7.3, se observa una mayor influencia del rozamiento en las presiones de contacto alcanzadas en la intercara pieza – punzón para aquellas alturas de pieza menores, observándose prácticamente el mismo perfil de presiones considerando varios rozamientos en aquellos modelos con una altura de pieza $h=5B$.

En aquellos modelos con una altura menor se observa que a medida que se aumenta el rozamiento se incrementa las presiones alcanzadas en la intercara pieza – punzón. Este hecho se destaca especialmente para $h=B$, donde se observan las mayores diferencias.

Como en el caso anterior, se observa que la influencia del rozamiento en las presiones de contacto alcanzadas está relacionada con la relación geométrica de la pieza. A partir de una determinada relación geométrica, $h>B$, la energía necesaria para vencer el rozamiento pasa a un segundo plano y por tanto este parámetro deja de ser influyente en el Proceso de Indentación. Decir también que, al contrario de la altura de la pieza, el ancho de pieza no parece tener una influencia muy significativa en el efecto del rozamiento sobre las presiones de contacto. Aunque sí se observa un ligero efecto a medida que aumenta el ancho en $h=B$.

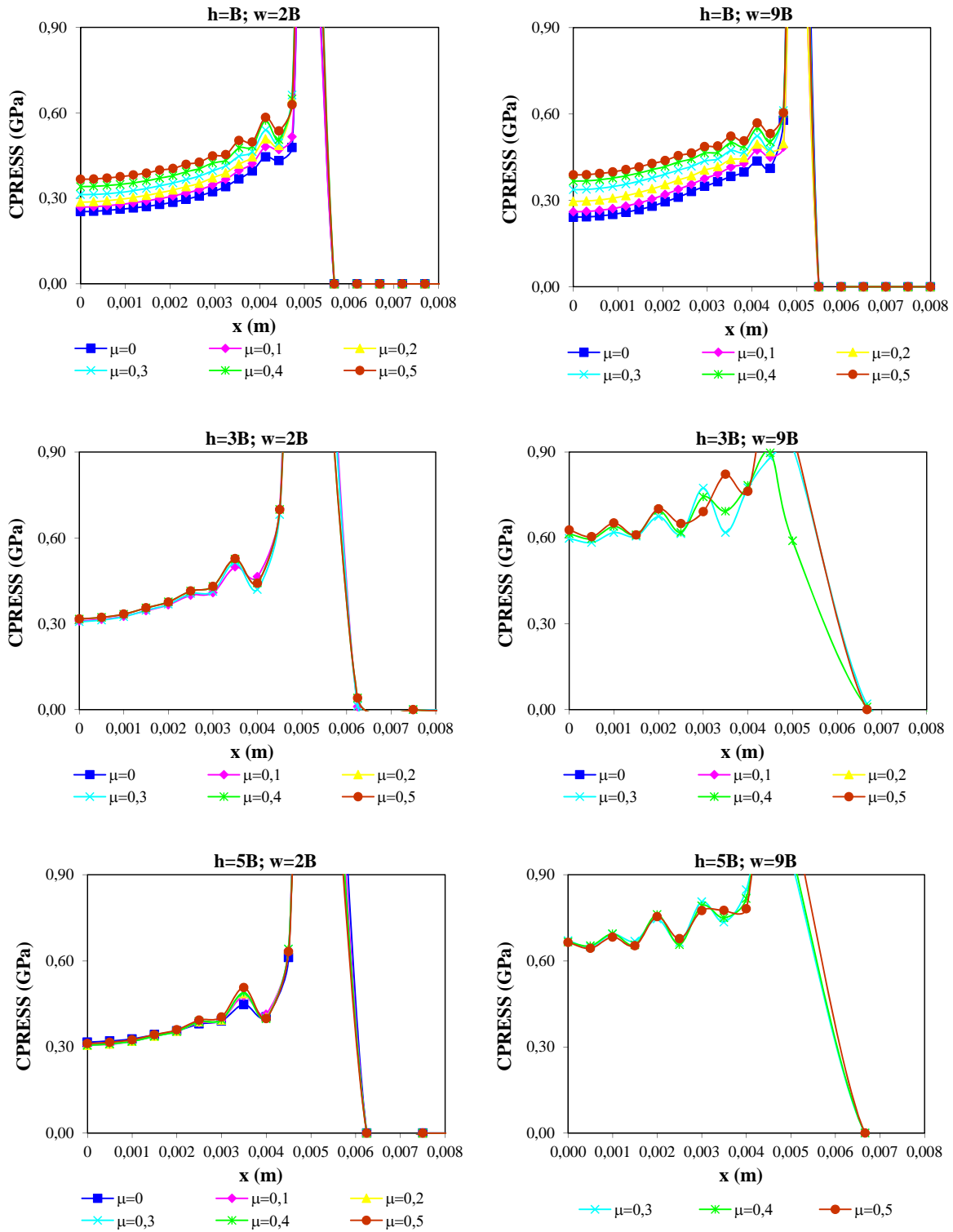


Figura 7.3. Ampliación de las gráficas de presiones de contacto obtenidas en algunos modelos con diferente relación geométrica y condiciones de rozamiento en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O

Por último, se ha analizado la influencia del rozamiento en los estados tensionales y deformacionales alcanzados en la pieza. Para ello se han representado en las figuras 7.4 y 7.5 los estados tensionales y de deformación respectivamente, del modelo con una altura $h=B$ y ancho $w=2B$ considerando dos rozamientos diferentes, $\mu=0,1$ y $\mu=0,3$.

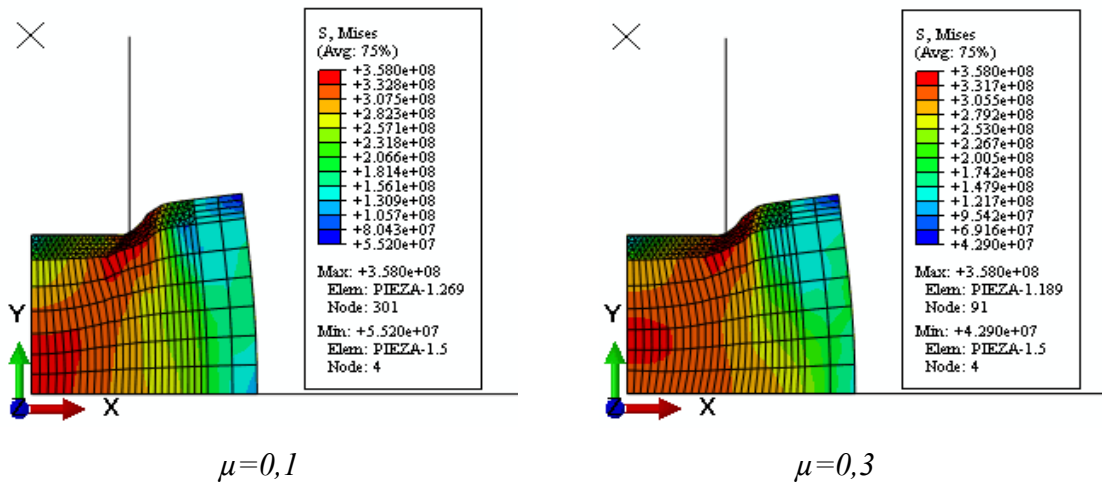


Figura 7.4. Estado tensional alcanzado en el modelo $h=B$, $w=2B$ con rozamientos diferentes en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O

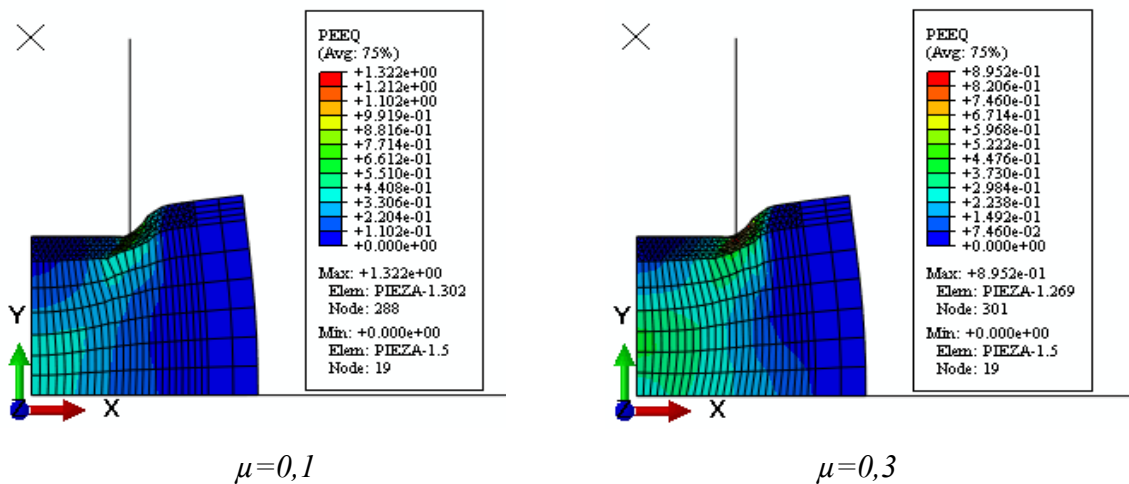


Figura 7.5. Estado de deformaciones alcanzado en el modelo $h=B$, $w=2B$ con rozamientos diferentes en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O

En las figuras 7.4 y 7.5 se observa que para una misma relación geométrica de la pieza, $h=B$ y $w=2B$, con diferentes rozamiento, $\mu=0,1$ y $\mu=0,3$, el estado tensional no cambian en función del rozamiento considerado mientras que el estado deformacional alcanzado en la pieza es menor al aumentar el rozamiento.

7.2.2. Estudio de la influencia de la relación geométrica

Se va a analizar la influencia de la relación geométrica de la pieza en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana. Para el análisis se han estudiado las fuerzas necesarias para llevar a cabo el proceso y las presiones de contacto alcanzadas en la intercara pieza – punzón en función de las diferentes relaciones geométricas de la pieza representadas en la tabla 4.1.

En la figura 7.6 se han representado las gráficas de fuerzas obtenidas en el estudio en función de la relación geométrica de la pieza. Considerando una misma altura de la pieza, se observa que a medida que se aumenta el ancho de la misma, las fuerzas necesarias para llevar a cabo el proceso aumentan excepto en los modelos con una altura de pieza $h=B$.

Para el resto de alturas, se muestra que la fuerza mínima se alcanza para el ancho de pieza menor, incrementándose el valor de la fuerza a medida que crece el ancho de la pieza. Se puede observar en las gráficas obtenidas que inicialmente las fuerzas aumentan bruscamente hasta que alcanzan un determinado ancho de pieza donde el incremento del valor de las fuerzas se realiza de manera suave incluso llegando a ser en algunos casos inapreciable. A medida que se aumenta la altura de la pieza, las pendientes de las curvas de fuerzas son más pronunciadas dando lugar a cambios de fuerza más bruscos con la modificación del ancho de la pieza. Por tanto, a medida que se incrementa la altura de la pieza la fuerza necesaria para llevar a cabo el proceso está más influenciada por el ancho de la pieza.

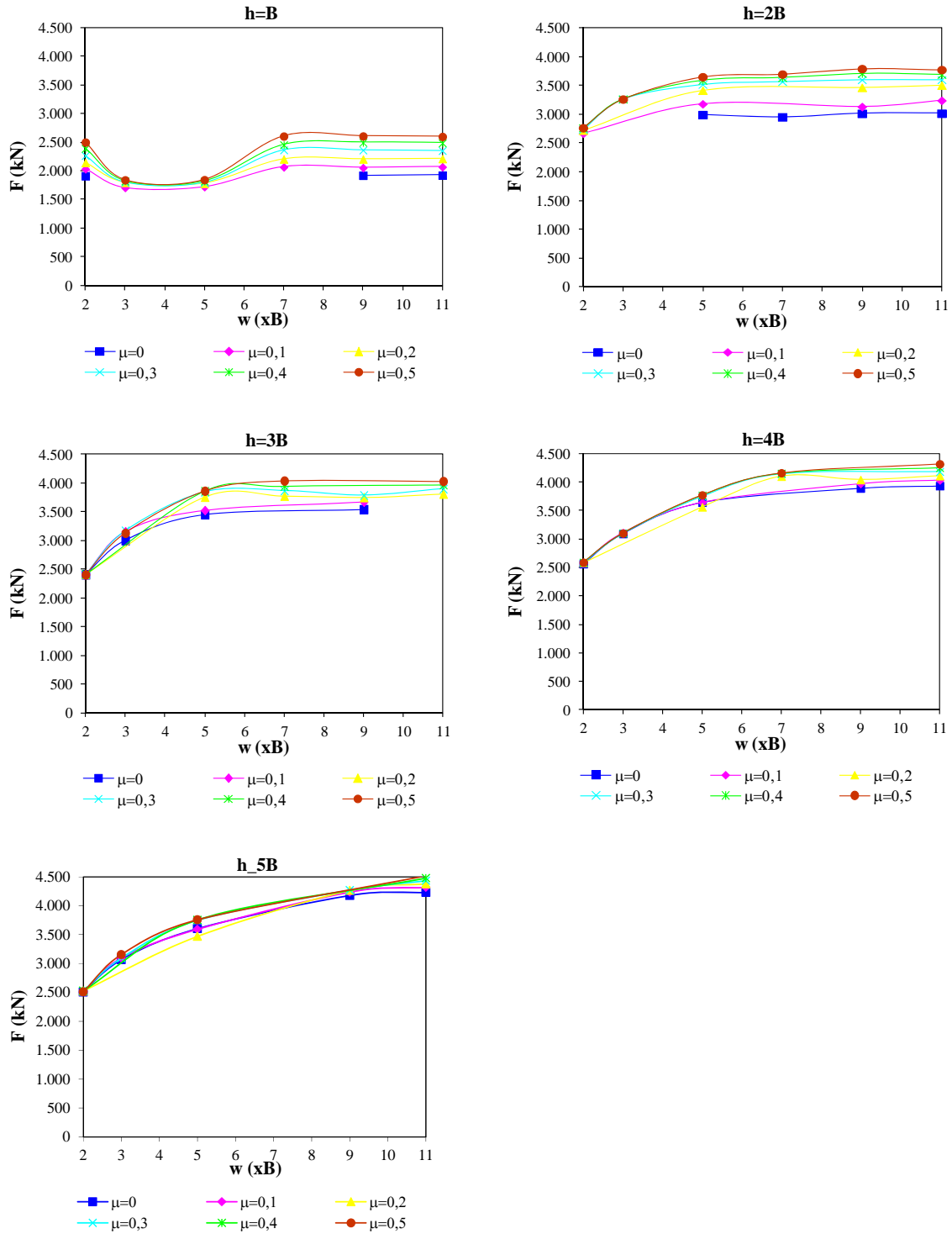


Figura 7.6. Fuerzas obtenidas en modelos con diferente relación geométrica en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O

Tal como se ha mencionado anteriormente, en los modelos con una altura de piezas $h=B$ la fuerza no aumenta con el incremento del ancho de la pieza. En las

gráficas de la figura 7.6 obtenidas para los modelos con una altura $h=B$ se observa que se alcanza un mínimo de las fuerzas necesarias para realizar el Proceso de Indentación en un rango de ancho de pieza $[3B-5B]$. Por tanto, para aquellos modelos con una altura $h=B$ existe una relación geométrica donde se alcanza el mínimo de fuerza.

Hay que recordar que el ancho del punzón es B y por tanto en el caso de los modelos con una altura B , la dimensión de la altura de la pieza coincide con el ancho del punzón. Para comprobar si esta condición (que el ancho del punzón sea igual a la altura) es determinante para que aparezca un mínimo de fuerza en el Proceso de Indentación, se han analizado varios modelos con altura igual a ancho de punzón. Para el estudio se han elegido cuatro dimensiones diferentes, $0,5B$, B , $3B$ y $4B$, dando lugar a diferentes modelos con la altura de la pieza igual a la dimensión del punzón. Después de establecer esta condición geométrica se ha ido variando el ancho de la pieza, y el rozamiento considerado entre la pieza y el punzón ha sido de $\mu=0,1$.

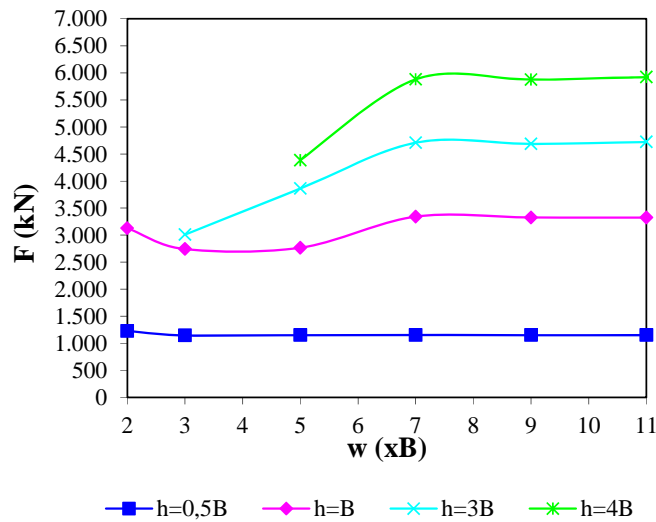


Figura 7.7. Fuerzas obtenidas en modelos con una relación geométrica donde la altura de la pieza es igual al ancho del punzón considerando un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O

Los resultados de las fuerzas necesarias para llevar a cabo el Proceso de Indentación en aquellos modelos donde la dimensión de la altura de la pieza coincide con el ancho del punzón se muestran en la figura 7.7. Se observa que para $h=B$ el

mínimo de fuerza se alcanza únicamente en el rango $3B - 5B$, mientras que para el resto la fuerza mínima se alcanza en el ancho más pequeño de la pieza. En todos los modelos con esta geometría, se muestra que a partir del ancho $w=7B$ el valor de la fuerza obtenida no varía con la modificación del ancho de pieza, por tanto a partir de esta geometría se puede considerar la pieza como un bloque seminfinito. Además a medida que se adoptan dimensiones mayores la presencia del mínimo genera curvas más pronunciadas.

En las gráficas mostradas en la figura 7.6 también han sido considerados diferentes coeficientes de rozamiento en los modelos. Observando las gráficas se muestra que a medida que se aumenta la altura de la pieza los valores de fuerzas obtenidos para los diferentes rozamientos se diferencian menos. Es decir, como se ha mencionado en el apartado anterior, a partir de una determinada relación geométrica de la pieza el rozamiento deja de influir en la fuerza necesaria para llevar a cabo el Proceso de Indentación.

Cuando la anchura de la pieza es igual o menor a la altura de la misma, la fuerza necesaria para llevar a cabo el Proceso de Indentación no depende del rozamiento.

La relación geométrica de la pieza también influye en los perfiles de presiones de contacto alcanzados. Como se puede observar en la figura 7.2, para una altura determinada, si se aumenta el ancho de la pieza, las presiones de contacto en la intercara pieza –punzón se incrementan, excepto para los modelos con una altura $h=B$. Si se tienen en cuenta un mismo ancho de pieza y se varía la altura de la misma, las presiones de contacto se mantienen, excepto para los casos con una altura $h=B$. Por tanto, en los modelos con una altura de pieza $h=B$ los perfiles de las presiones de contacto alcanzados en la intercara pieza – punzón no varían con la relación geométrica de la pieza.

Para analizar la influencia de la relación geométrica en los estados tensionales y deformaciones alcanzados en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana se han obtenido los gráficos de tensiones y deformación equivalentes, representándose en las figuras 7.8 y 7.9 los modelos con una altura de

pieza $h=3B$ con dos anchos diferentes, $w=2B$ y $w=9B$, considerando un coeficiente de rozamiento entre las superficies en contacto de $\mu=0,1$.

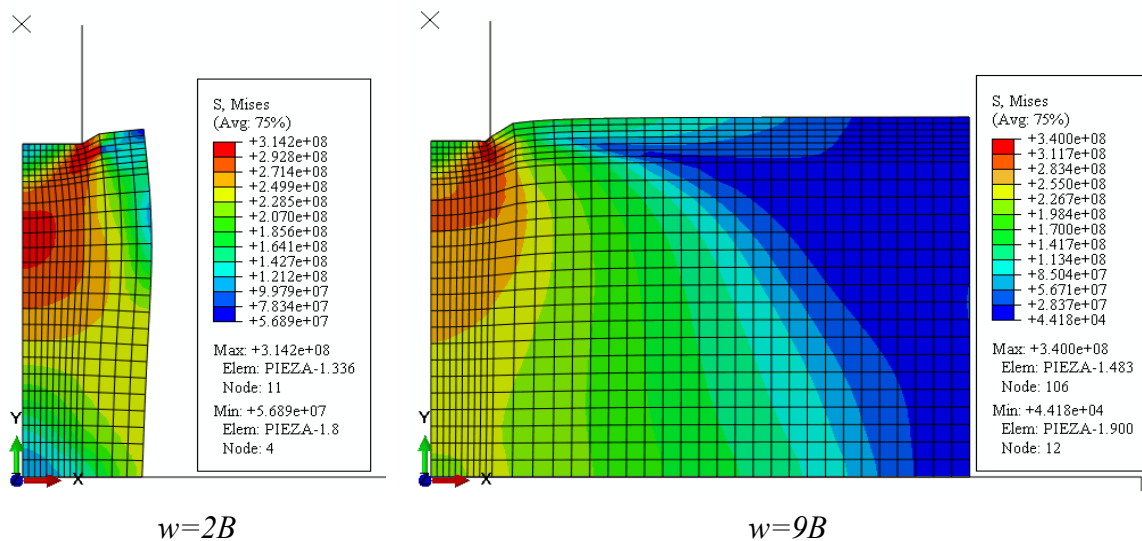


Figura 7.8. Estados tensionales alcanzados en los modelos con una altura $h=3B$ y anchos $w=2B$ y $w=9B$ considerando un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O

En la figura 7.8 se han representado los estados tensionales alcanzados en la pieza para diferentes geometrías de modelo en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana. Se observa que los valores de tensiones máximas alcanzados son algo más elevados en el modelo con un ancho de pieza mayor. Por tanto, al aumentar el ancho de pieza se incrementa el estado tensional alcanzado en la pieza.

En la figura 7.9 se han representado los estados de deformaciones equivalentes para el mismo modelo geométrico en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana. Al igual que ocurre con las tensiones, se obtienen valores más elevados de deformaciones equivalentes máximas en el modelo con una ancho de pieza mayor. Por tanto, el estado de deformación alcanzado en la pieza sometida a un Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana aumenta con el incremento del ancho de la pieza.

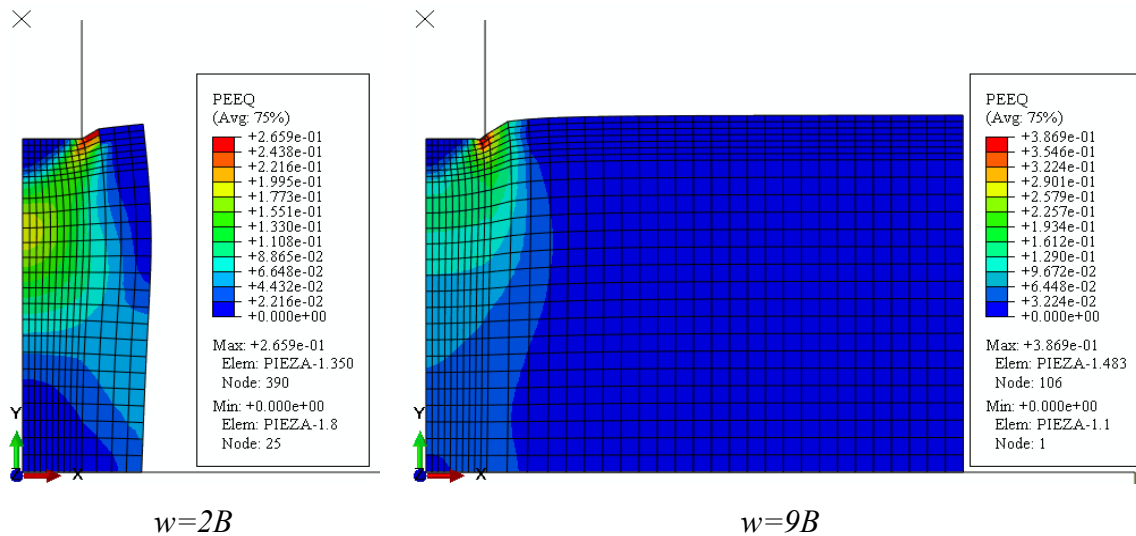
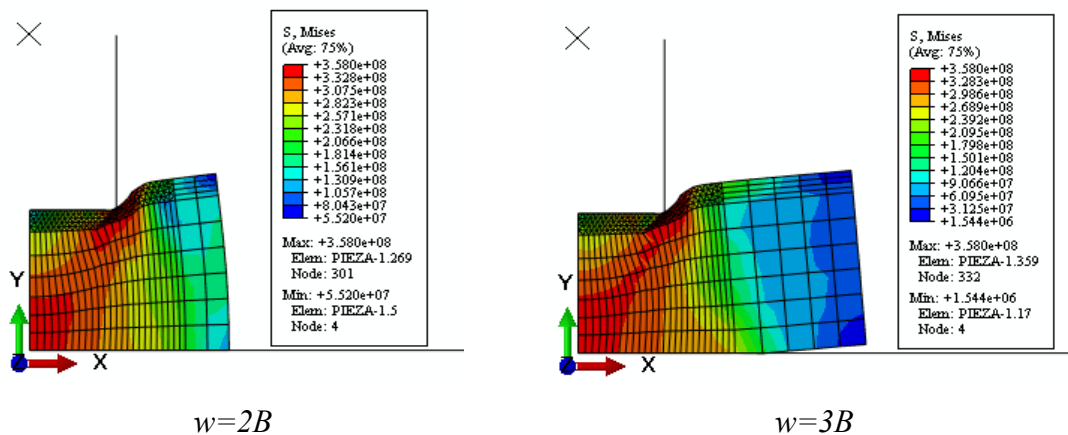


Figura 7.9. Estados de deformación alcanzados en los modelos con una altura $h=9B$ y anchos $w=2B$ y $w=3B$ considerando un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O

En el análisis realizado de fuerzas necesarias para llevar a cabo el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana como en las presiones de contacto alcanzadas, se ha observado que en el modelo con una altura de pieza $h=B$ tiene un comportamiento diferente respecto de los otros modelos considerados. Debido a ello, en las figuras 7.10 y 7.11 se muestran los estados tensionales y de deformación respectivamente para los modelos con una altura de pieza $h=B$ considerando diferentes anchos, $w=2B, 3B, 5B$ y $9B$. En todos los modelos representados en las figuras 7.10 y 7.11 se ha considerado un coeficiente de rozamiento entre las superficies de $\mu=0,1$.



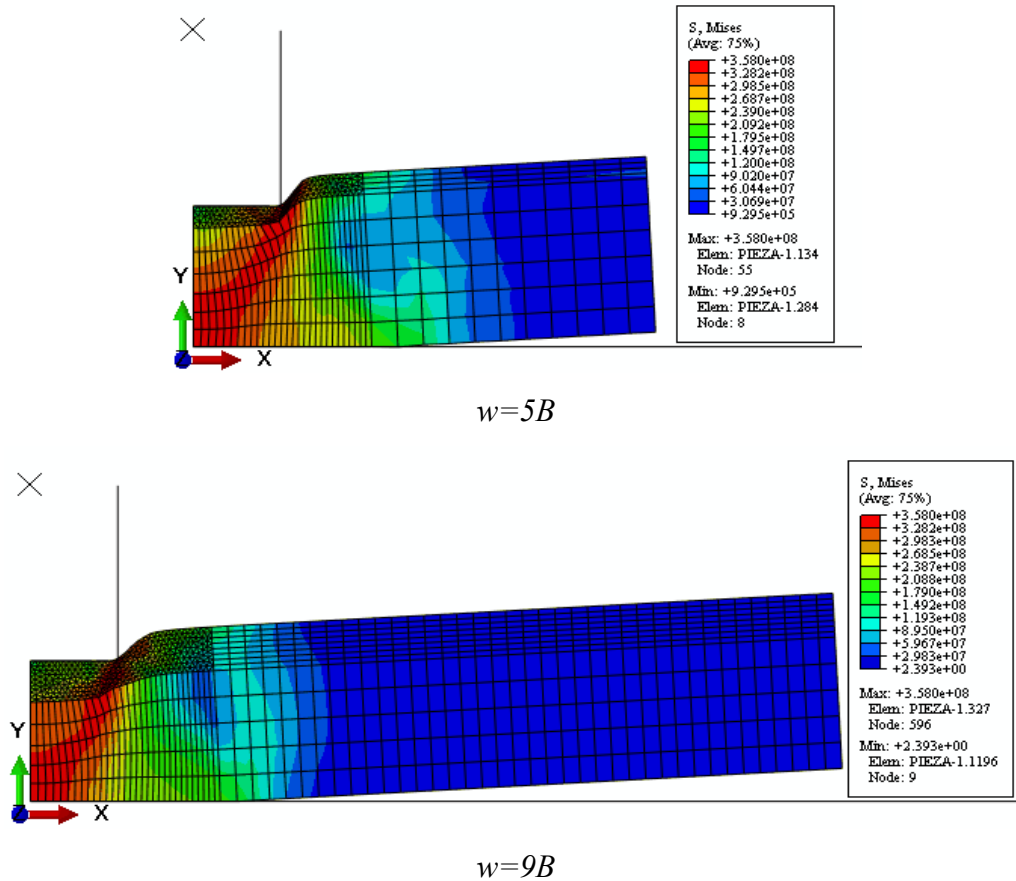


Figura 7.10. Estados de tensiones alcanzados en los modelos $h=B$ con diferentes relaciones geométricas para un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O

En la figura 7.10 se observa que los estados tensionales alcanzados en la pieza para los diferentes modelos geométricos con una altura $h=B$ son similares.

En la figura 7.11 se muestra que en el modelo con una altura de pieza $h=B$ en el rango geométrico de fuerza mínima las deformaciones equivalentes son muy similares. Pasado ese rango, al aumentar el ancho de la pieza disminuye en el estado de deformaciones alcanzado en la pieza.

Tanto en las gráficas de tensiones como de deformaciones equivalentes en la pieza se observa como los valores máximos forman un ángulo de 45° respecto de la superficie en contacto entre el punzón y la pieza, alcanzado el centro de la misma. Al comparar las tensiones y deformaciones equivalentes alcanzadas en los modelos $h=3B$, $w=9B$ y $h=B$, $w=9B$ representados en las figuras 7.8, 7.9, 7.10 y 7.11, es decir, se

mantiene un ancho de pieza y se varía la altura, se observar que el valor más elevado de tensión máxima se alcanza en el modelo con una altura mayor, siendo su diferencia pequeña. Mientras que en el modelos con una altura menor se alcanzan deformaciones equivalentes mayores.

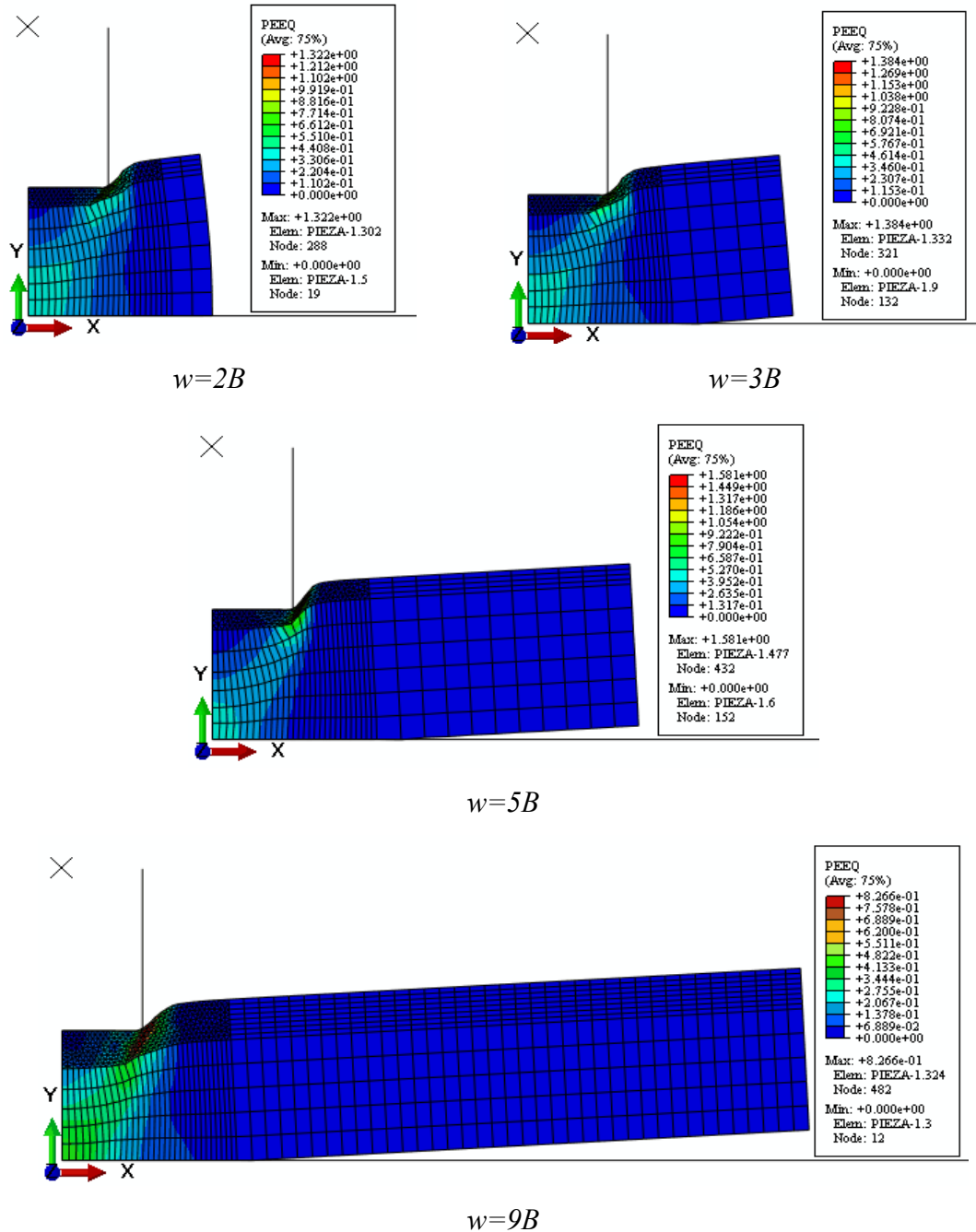


Figura 7.11. Estados de deformaciones alcanzados en los modelos $h=B$ con diferentes relaciones geométricas para un rozamiento $\mu=0,1$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana para la aleación AA 7075-O

7.3. Resultados en modelos axisimétricos

El Proceso de Indentación y el Proceso de Forja con matriz abierta se han estudiado a través del MEF bajo condiciones de simetría axial y metodología implícita.

7.3.1. Estudio de la influencia del rozamiento

A continuación se presentan los resultados obtenidos los modelos estudiados mediante el MEF considerando simetría axial en el Proceso de Indentación para una aleación de aluminio AA 7075-O. En la figura 7.12 se muestran los resultados de las fuerzas necesarias para llevar a cabo el Proceso de Indentación en modelos con diferentes relaciones geométricas en función del rozamiento. El rozamiento considerado varía desde 0 hasta 0,5 variando con incrementos de 0,1.

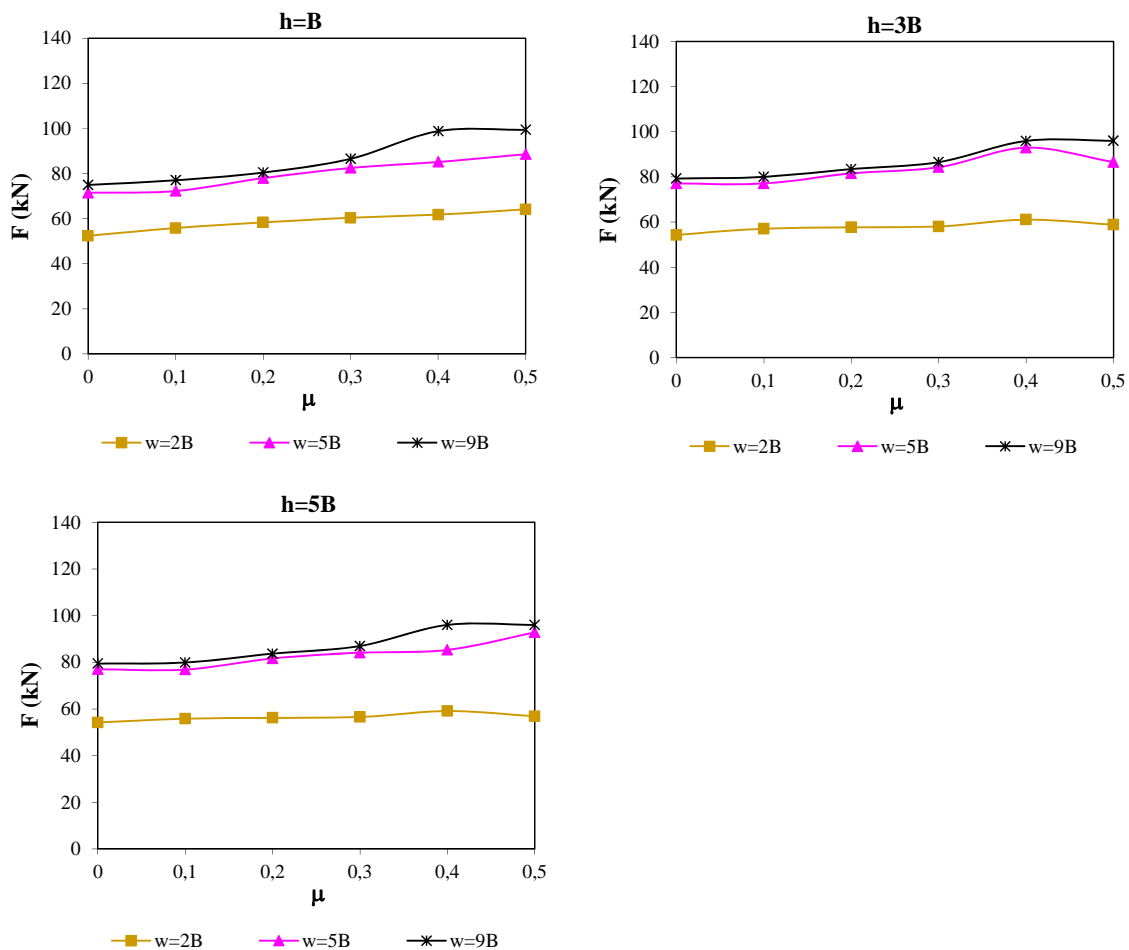
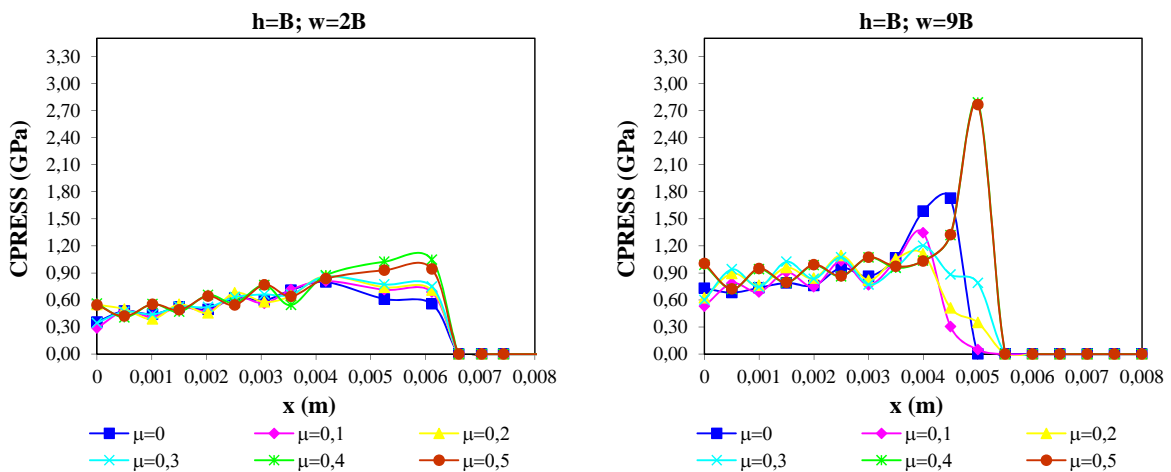


Figura 7.12. Fuerzas obtenidas en función del rozamiento en modelos con diferente relación geométrica en el modelo axisimétrico del Proceso de Indentación para la aleación AA 7075-O

Con carácter general, se observa en las gráficas de la figura 7.12, a medida que se aumenta el coeficiente de rozamiento se produce un leve incremento de la fuerza para llevar a cabo el Proceso de Indentación. No obstante este incremento es poco significativo lo que lleva a concluir que en los Procesos de Indentación axisimétricos las fuerzas apenas dependen del rozamiento.

En el mismo estudio se han analizado las presiones de contacto alcanzadas en el modelo axisimétrico del Proceso de Indentación. En la figura 7.13 se muestran los resultados de los perfiles de presiones de contacto obtenidos en la intercara pieza – punzón.

Al igual que en el caso de deformación plana, debido a la cantidad de modelos resueltos sólo se han representado los modelos con una relación geométrica de tres alturas distintas, $h=B$, $3B$, $5B$, y en cada altura, se han considerado dos anchos diferentes, $w=2B$, $9B$.



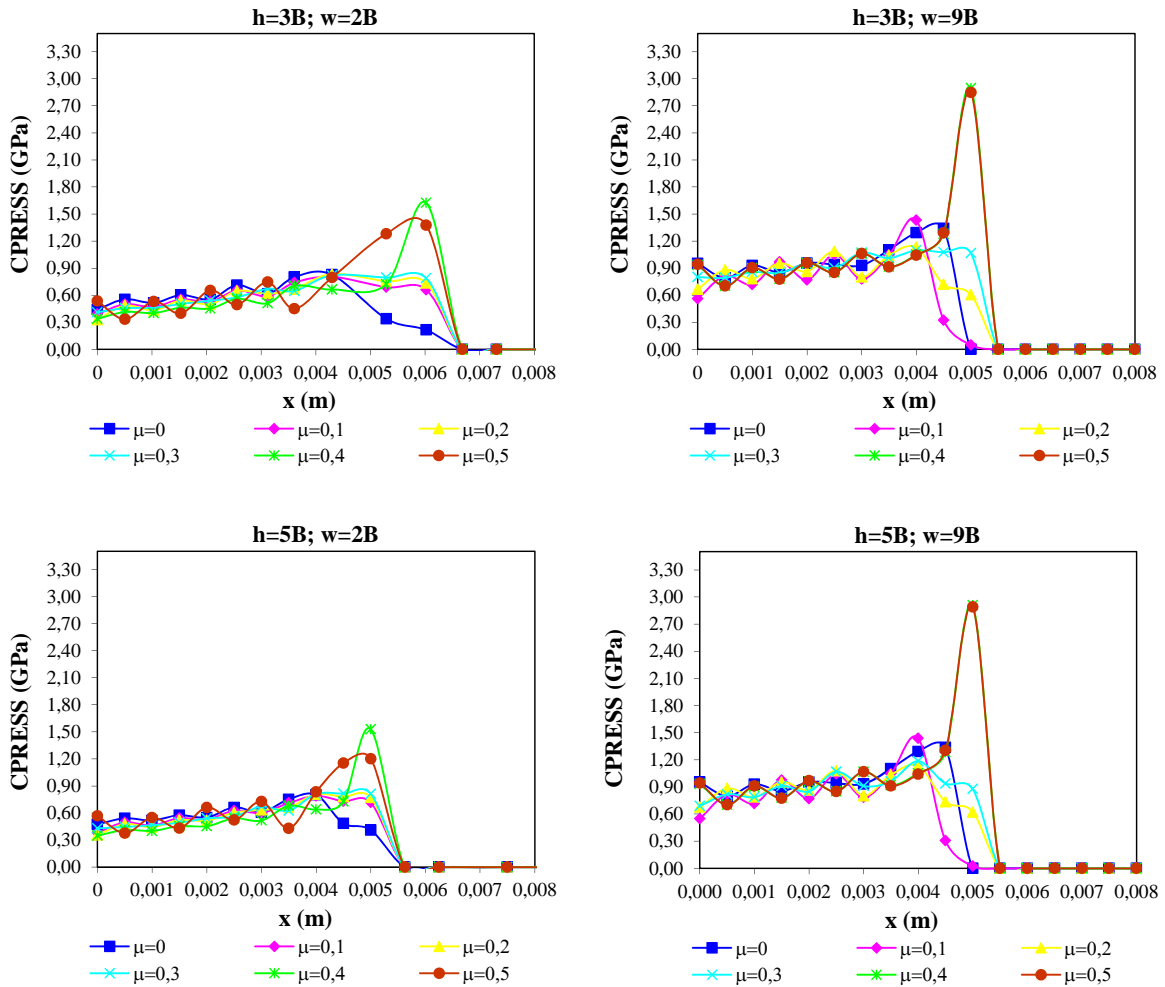


Figura 7.13. Presiones de contacto obtenidas en algunos modelos con diferente relación geométrica y diferentes valores de rozamiento en el modelo axisimétrico del Proceso de Indentación para la aleación AA 7075-O

Para una mayor claridad al valorar la influencia del rozamiento en los perfiles de presiones de contacto, en la figura 7.14 se muestran las mismas gráficas de la figura 7.13 pero realizando una ampliación de la zona de contacto entre la pieza y el punzón. Como se puede observar en las presiones de contacto mostradas en la figura 7.14, la diferencias entre los picos y valles de los perfiles de presión de contacto son más acentuados cuando mayor es el rozamiento existente entre las superficies en contacto. No obstante parece que en términos generales, las presiones de contacto medias son también independientes del rozamiento.

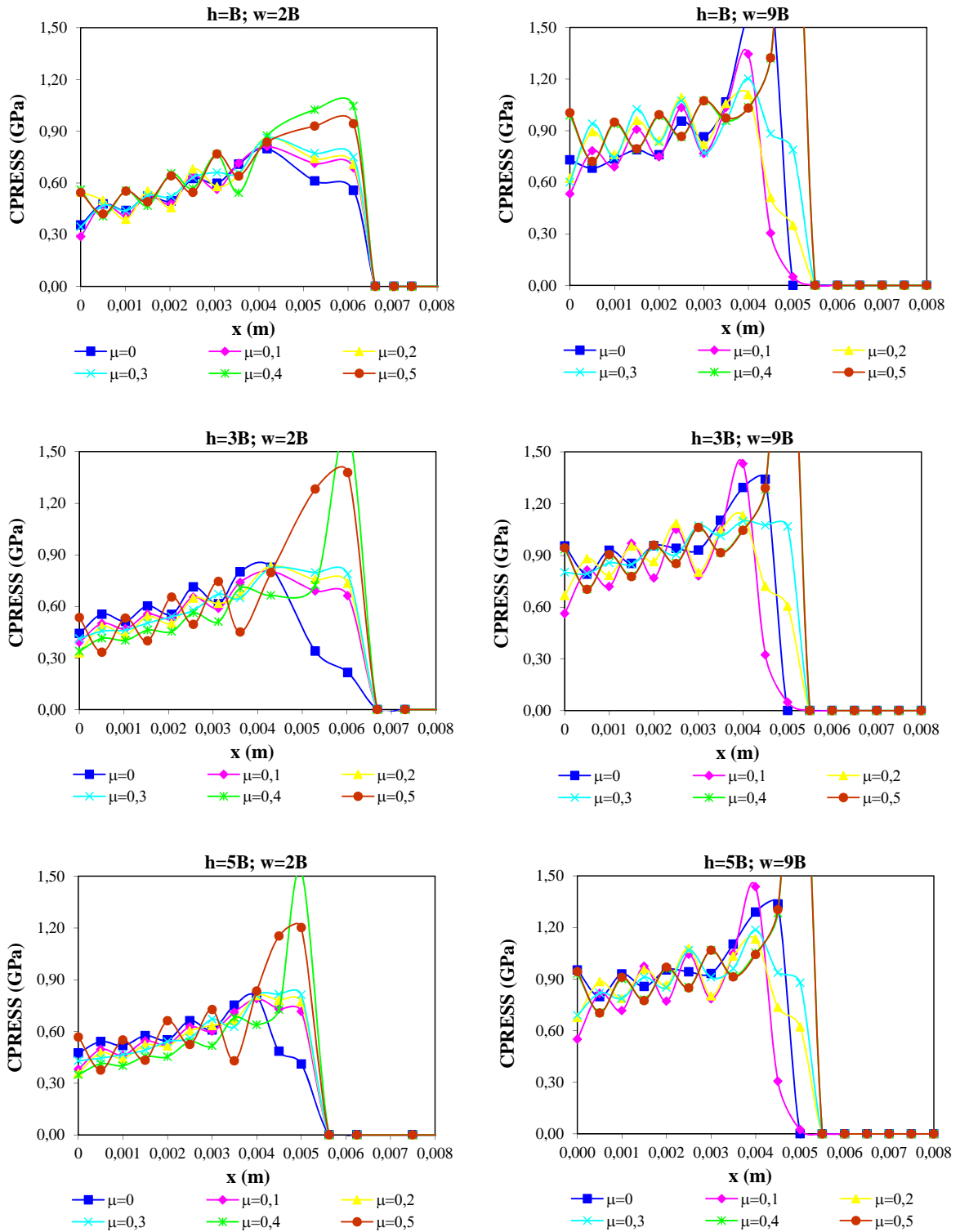


Figura 7.14. Ampliación de las gráficas de presiones de contacto obtenidas en algunos modelos con diferente relación geométrica en el modelo axisimétrico del Proceso de Indentación para la aleación AA 7075-O

En las figuras 7.15 y 7.16 se muestran los estados tensionales y de deformación alcanzados en la pieza en los modelos con una altura $h=3B$ y ancho $w=2B$ considerando dos coeficientes de rozamiento, $\mu=0,1$ y $\mu=0,3$ para el Proceso de Indentación bajo condiciones de simetría axial.

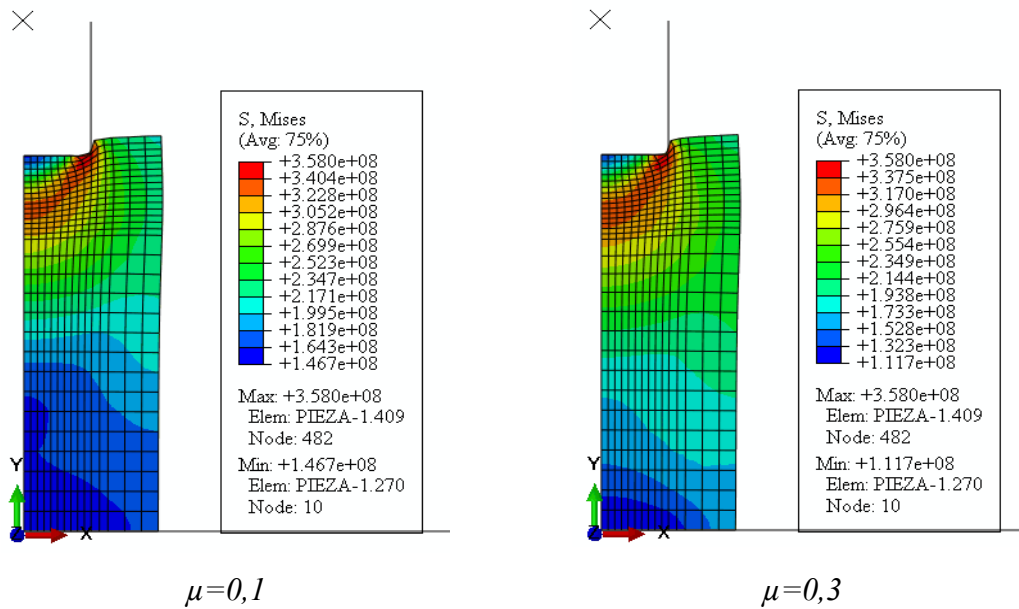


Figura 7.15. Estado tensional alcanzado en el modelo $h=3B$, $w=2B$ con rozamientos diferentes en el Proceso de Indentación bajo condiciones de simetría axial para la aleación AA 7075-O

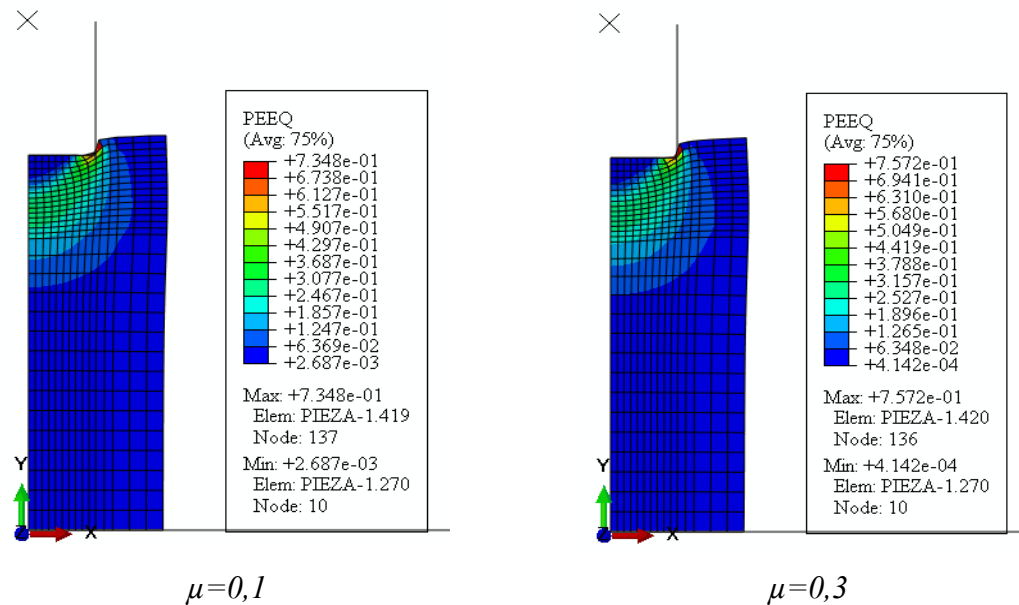


Figura 7.16. Estado de deformaciones alcanzado en el modelo $h=3B$, $w=2B$ con rozamientos diferentes en el Proceso de Indentación bajo condiciones de simetría axial para la aleación AA 7075-O

Como se observa en ambas figuras, 7.15 y 7.16, se alcanzan valores máximos de tensiones y de deformaciones equivalentes muy similares en ambos modelos. Por tanto, se puede concluir que el rozamiento no influye en el estado tensional y de deformaciones alcanzado en una pieza sometida a un Proceso de Indentación bajo condiciones de simetría axial.

Otro de los PCDPC estudiado a través de un modelo axisimétrico de elementos finitos ha sido el Proceso de Forja con matriz abierta. En el estudio se ha analizado la influencia del rozamiento en el Proceso de Forja con matriz abierta para una aleación de aluminio AA 6082-T6 considerando dos relaciones geométricas distintas de pieza. Los modelos geométricos estudiados tienen un diámetro $d=10\text{ mm}$ cada uno pero con diferentes alturas, $h=5\text{ mm}$ y $h=10\text{ mm}$. Se han obtenido los valores de las fuerzas necesarias para llevar a cabo el Proceso de Forja con matriz abierta en función del rozamiento en cada uno de los modelos, representándose en la figura 7.17. El rozamiento considerado en las superficies en contacto ha variado desde $\mu=0,1$ a $\mu=0,5$ en incrementos de 0,1.

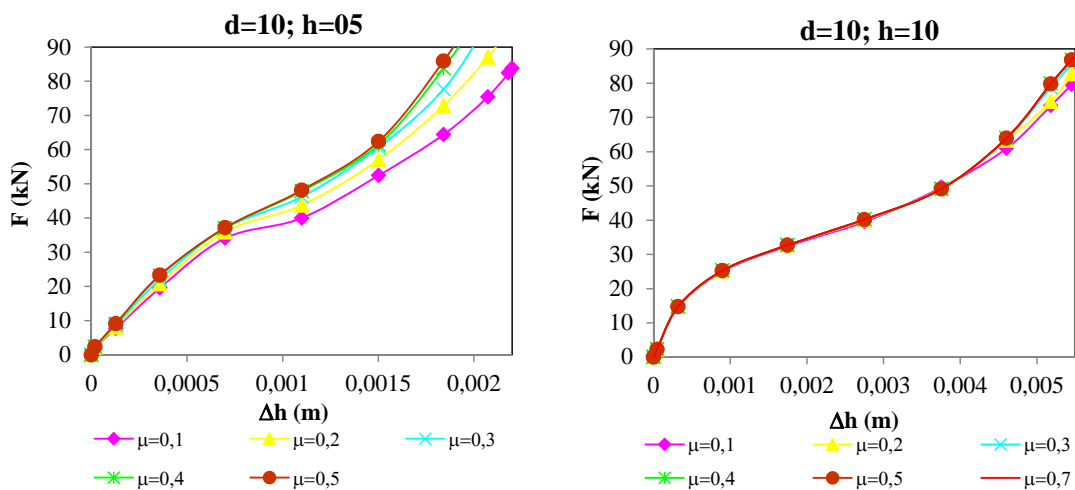


Figura 7.17. Fuerzas obtenidas en el Proceso de Forja con matriz abierta para distintos coeficientes de rozamiento de Coulomb y relaciones geométricas de la aleación AA 6082-T6

En la figura 7.17 se muestra que en el modelo con una altura de pieza $h=5\text{ mm}$ se produce un incremento de la fuerza necesaria para llevar a cabo el Proceso de Forja

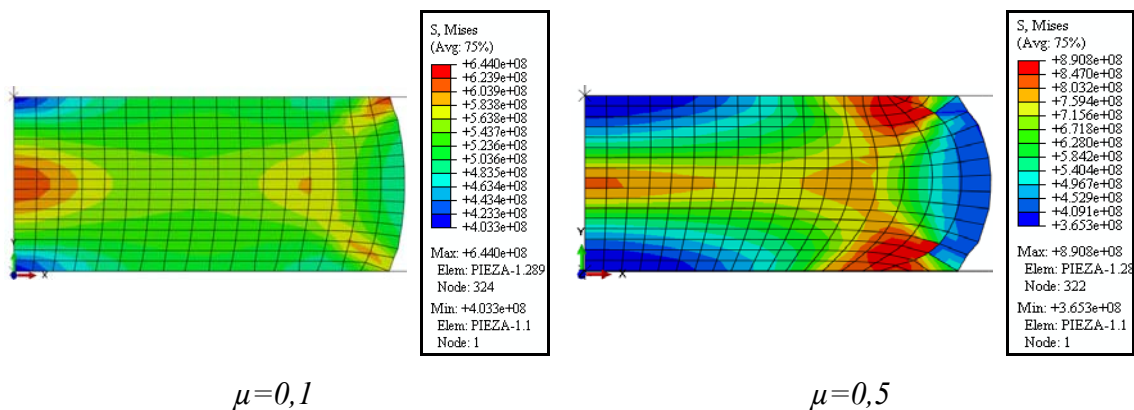
con matriz abierta a medida que se aumenta el rozamiento mientras que en el modelo con una altura $h=10\text{ mm}$ prácticamente las fuerzas obtenidas son las mismas para los distintos rozamientos, aunque tal como se comentó en el Capítulo 2, a partir de una determinada relación geométrica empieza a observarse cierta dependencia.

Para analizar la influencia del rozamiento en el estado tensional y deformacional alcanzado en la pieza en el Proceso de Forja con matriz abierta, se han comparado dichos estados para la geometrías consideradas, $h=5\text{ mm}$ y $h=10\text{ mm}$, en un desplazamiento del punzón de 2 mm. En esta situación en el modelo $h=5\text{ mm}$ las fuerzas dependen del rozamiento mientras que en el modelo $h=10\text{ mm}$ no dependen de este parámetro.

En las figuras 7.18 y 7.19 se muestran los estados tensionales y de deformación alcanzados en la pieza con diferentes geometrías considerando dos coeficientes de rozamiento, $\mu=0,3$ y $\mu=0,5$, en el Proceso de Forja con matriz abierta para la aleación de aluminio AA 6082-T6 para un desplazamiento del punzón de 2 mm.

En la figura 7.18 se muestra la comparativa de los estados tensionales para diferentes relaciones geométricas y condiciones de rozamiento. Se observa que al aumentar el rozamiento se produce un aumento del estado tensional alcanzado siendo este incremento muy elevado para el modelo $h=5\text{ mm}$ donde las fuerzas depende del rozamiento. No obstante, el aumento del estado tensional en el modelo $h=10\text{ mm}$, cuyas fuerzas para ese desplazamiento de punzón no dependen del rozamiento, es muy leve.

$d=10\text{ mm}; h=5\text{ mm}$



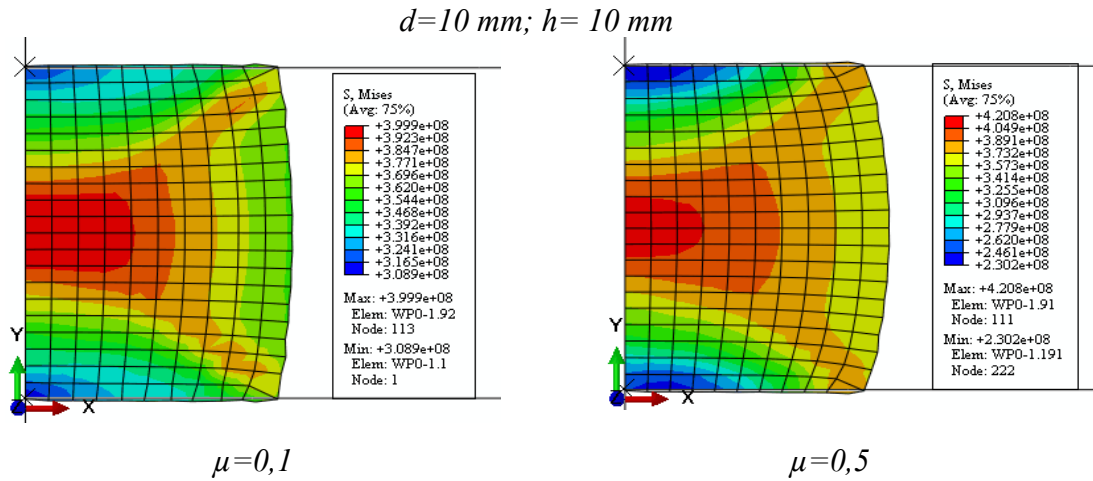


Figura 7.18. Estado tensional alcanzado en diferentes modelos geométricos, $d=10\text{ mm}$; $h=5\text{ mm}$ y $d=10\text{ mm}; h=10\text{ mm}$, considerando distintos rozamientos en el Proceso de Forja con matriz abierta para la aleación AA 6082-T6

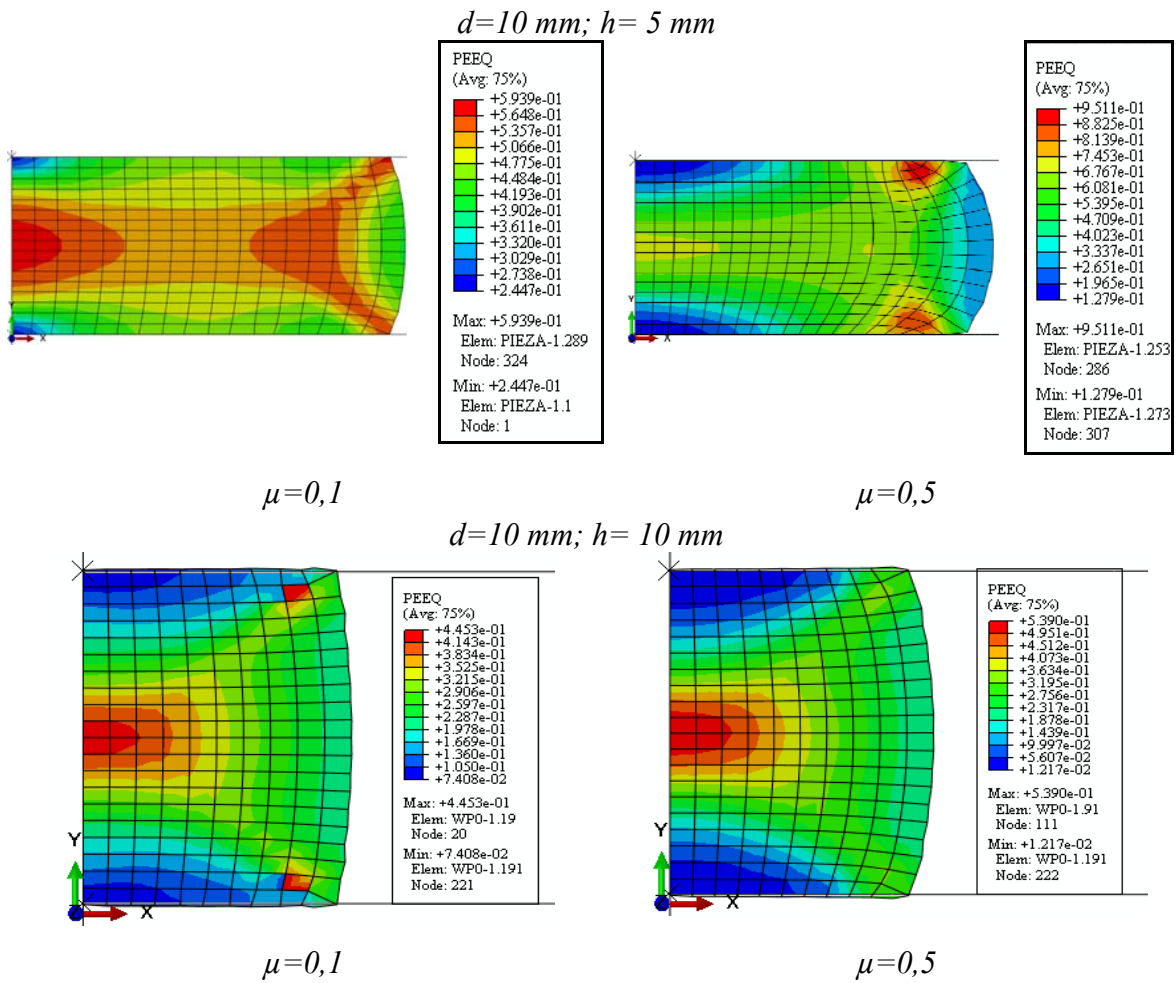


Figura 7.19. Estado de deformaciones equivalentes alcanzado en diferentes modelos geométricos, $d=10\text{ mm}; h=5\text{ mm}$ y $d=10\text{ mm}; h=10\text{ mm}$, considerando distintos rozamientos en el Proceso de Forja con matriz abierta para la aleación AA 6082-T6

Los estados de deformaciones equivalentes alcanzados en la pieza para diferentes geometrías de modelo y considerado distintos rozamientos vienen representados en la figura 7.19. El comportamiento del estado deformacional es muy similar al tensional respecto al rozamiento. En el caso de depender las fuerzas del rozamiento, los estados de deformaciones equivalentes alcanzados son más elevados al aumentar el rozamiento mientras en el caso de no depender, el aumento del estado deformacional al aumentar el rozamiento es pequeño.

Por tanto, en el Proceso de Forja con matriz abierta los estados tensionales y deformacionales dependen del rozamiento pero sin embargo, esta dependencia está condicionada por la geometría de la pieza durante el proceso.

7.3.2. Estudio de la influencia de la relación geométrica

De manera paralela, se ha analizado la influencia de la relación geométrica de la pieza en los resultados obtenidos tanto para el Proceso de Indentación como para el Proceso de Forja con matriz abierta.

A continuación se exponen los resultados obtenidos para el estudio del Proceso de Indentación para una aleación de aluminio AA 7075-O.

En la figura 7.20 se muestran los resultados de las fuerzas necesarias para llevar a cabo el Proceso de Indentación obtenidos mediante el MEF en un modelo axisimétrico en función de la relación geométrica de la pieza.

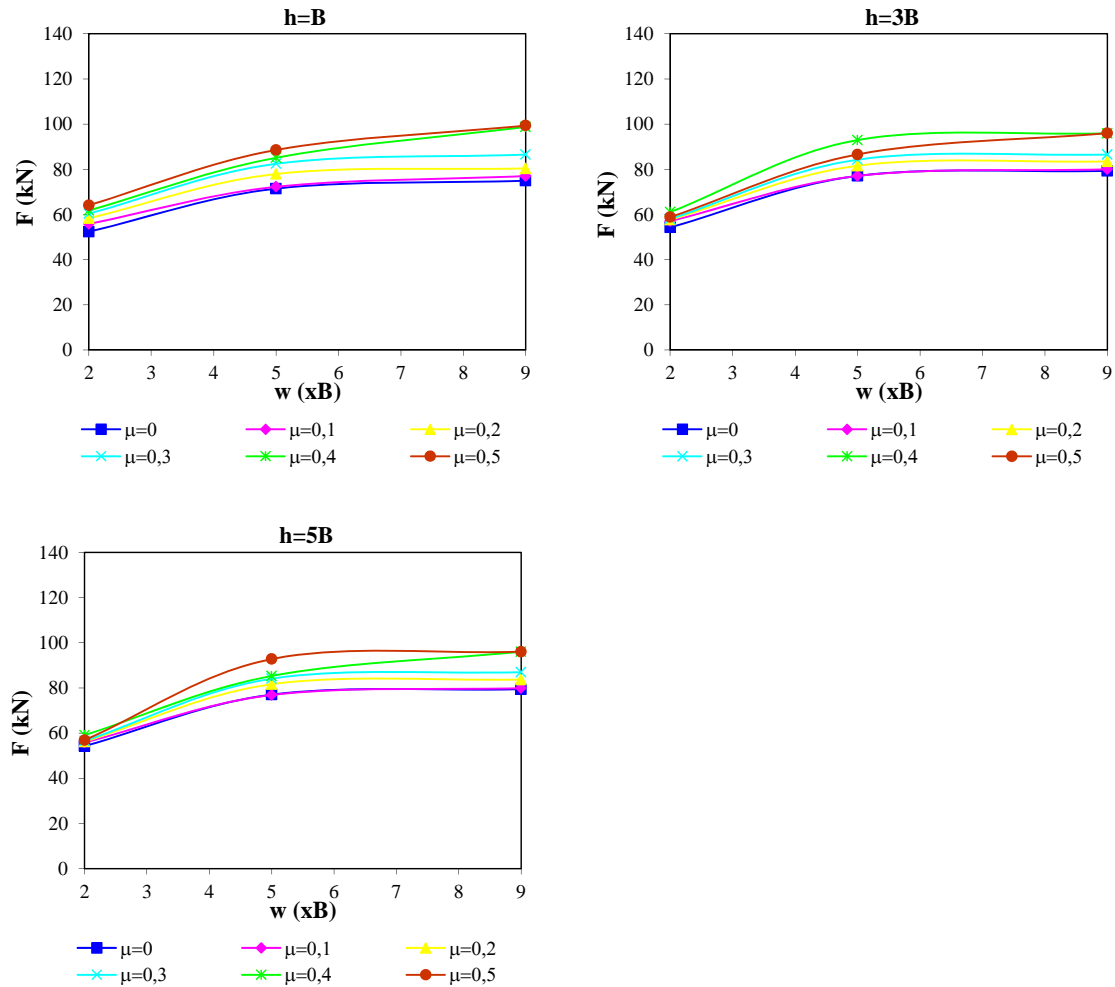


Figura 7.20. Fuerzas obtenidas en función de la relación geométrica para distintos rozamientos en algunos modelos axisimétricos del Proceso de Indentación para la aleación AA 7075-O

Para una altura de pieza constante, a medida que se aumenta el ancho de la misma se incrementan las fuerzas necesarias para el Proceso de Indentación. Sin embargo, si se mantiene constante el ancho de la pieza y se aumenta la altura de la misma, apenas se aprecian cambios en los valores de fuerza obtenidos. Por tanto, en el Proceso de Indentación de un modelo con simetría axial influye más significativamente un cambio de ancho de pieza respecto a la altura de la misma.

Considerando los perfiles de presiones de contacto obtenidos en el Proceso de Indentación de un aleación de aluminio AA 7075-O mostrados en la figura 7.13, se observa que para una misma altura, al aumentar el ancho de la pieza las presiones de

contacto alcanzadas se incrementan mientras que si se mantiene constante el ancho de la pieza, al aumentar la altura apenas cambian los valores de las presiones de contacto.

Los estados de tensión y de deformación alcanzados en la pieza considerando distintas relaciones geométricas en el Proceso de Indentación con simetría axial para la aleación de aluminio AA 7075-O se han representando en las figuras 7.21 y 7.22, respectivamente. De todos los modelos estudiados, se muestran las tensiones y deformaciones equivalentes para aquellos modelos con una altura de pieza $h=3B$ y con dos anchos diferentes, $w=2B$ y $w=9B$, considerando un coeficiente de rozamiento entre las superficies en contacto de $\mu=0,3$.

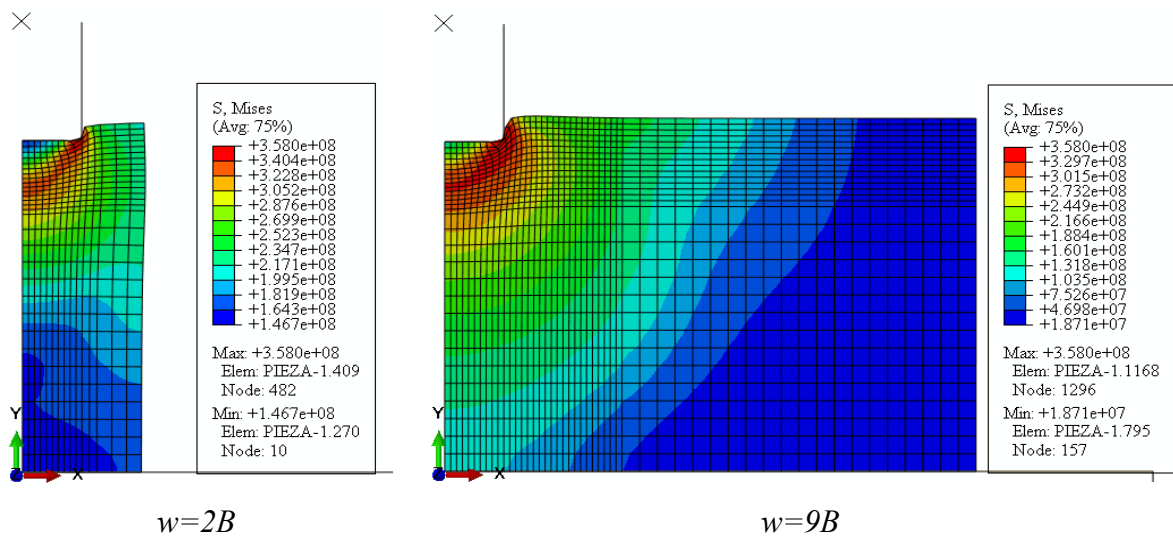


Figura 7.21. Estados tensionales alcanzados en los modelos con una altura $h=3B$ y anchos $w=2B$ y $w=9B$ considerando un rozamiento $\mu=0,3$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de simetría axial para la aleación AA 7075-O

En la figura 7.21 se observa que al aumentar el ancho de la pieza no aumentan las tensiones alcanzadas en la pieza, siendo los mismos valores máximos en modelos. Mientras en la figura 7.22 se muestra el estado de deformaciones equivalentes alcanzado es mayor al aumentar el ancho de la pieza.

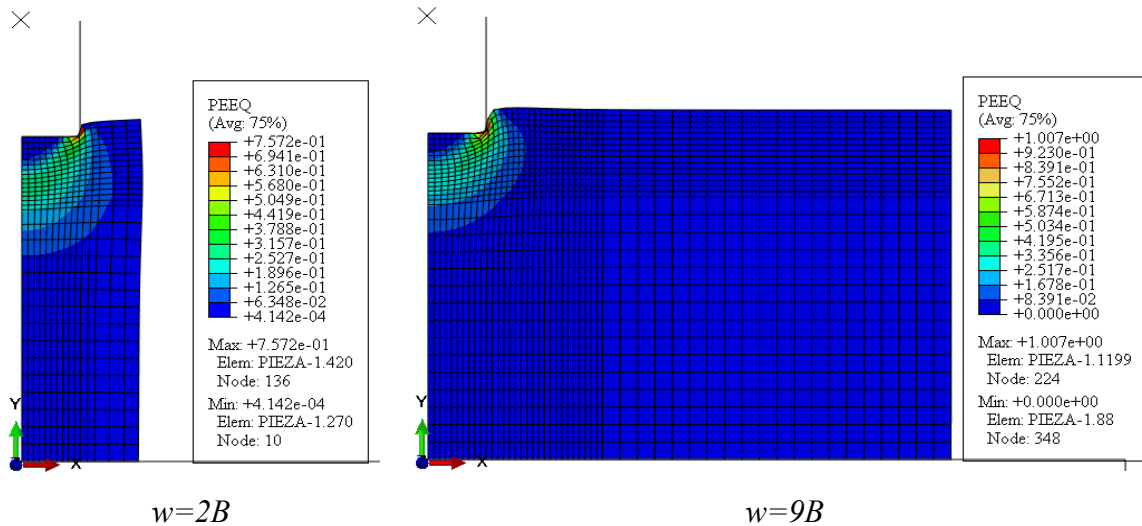


Figura 7.22. Estados de deformación alcanzados en los modelos con una altura $h=3B$ y anchos $w=2B$ y $w=9B$ considerando un rozamiento $\mu=0,3$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de simetría axial para la aleación AA 7075-O

Para comprobar cómo influye el ancho de la pieza en los estados tensionales y deformacionales en el Proceso de Indentación, se han comparado los modelos con una mismo ancho, $w=2B$, y con alturas diferentes, $h=B$ y $h=3B$. El estado tensional y deformacional de cada modelo se ha representado en las figuras 7.23 y 7.24, respectivamente.

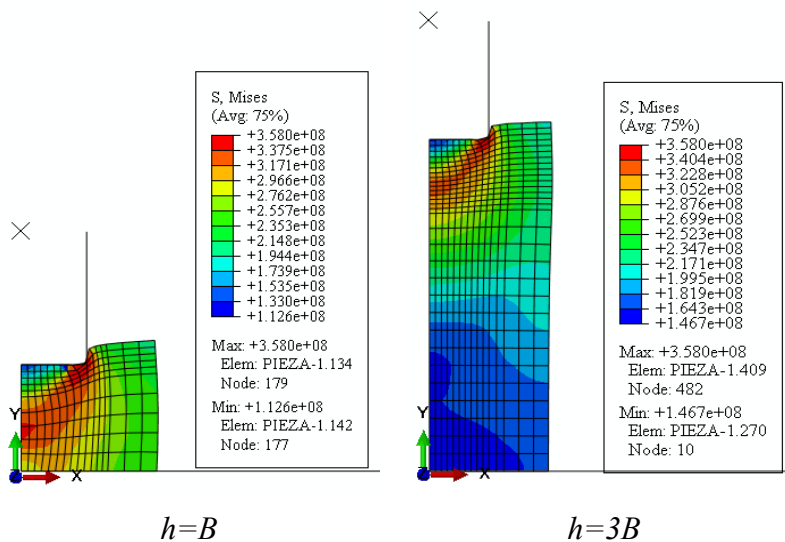


Figura 7.23. Estados tensionales alcanzados en los modelos con un ancho $w=2B$ y alturas $h=B$ y $h=3B$ considerando un rozamiento $\mu=0,3$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de simetría axial para la aleación AA 7075-O

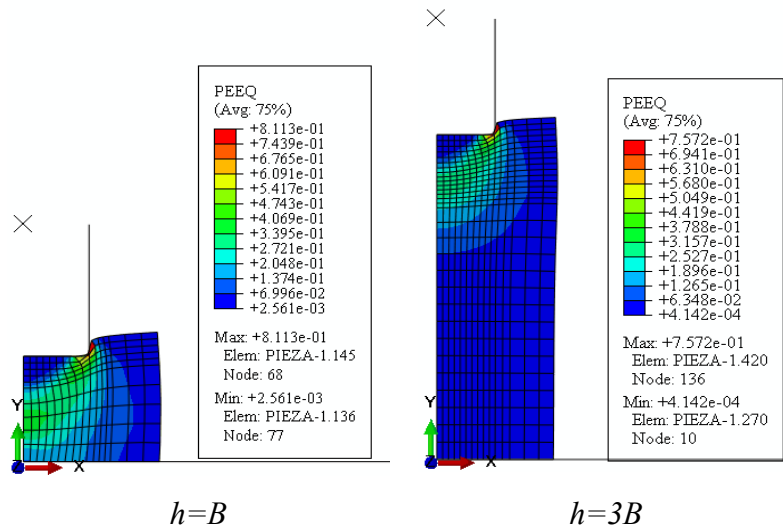


Figura 7.24. Estados de deformación alcanzados en los modelos con un ancho $w=2B$ y alturas $h=B$ y $h=3B$ considerando un rozamiento $\mu=0,3$ en el Proceso de Indentación bajo condiciones de simetría axial para la aleación AA 7075-O

Se puede comprobar en las figuras 7.23 y 7.24 que al aumentar la altura de la pieza las tensiones máximas alcanzadas en la pieza son iguales mientras que las deformaciones equivalentes máximas son mayores cuando la altura de la pieza es menor.

Por último se ha analizado la influencia de la relación geométrica de la pieza en el Proceso de Forja con matriz abierta para la aleación de aluminio AA 6082-T6.

Como se muestra en la figura 7.17, las fuerzas obtenidas en función del rozamiento en ambas geometrías son las mismas hasta alcanzar un determinado desplazamiento del punzón donde las curvas empiezan a diferenciarse. Tal como se demostró en el Capítulo 2 de la presente Tesis, en el punto donde empiezan a diferenciarse las gráficas de fuerza en función del desplazamiento del punzón coincide con el instante del proceso en el que se pierde la relación $h/d \geq 1/2$. Se observa que en la probeta de geometría $d=10 \text{ mm}$ y $h=5 \text{ mm}$, la relación $h/d \geq 1/2$ se pierde casi al inicio del proceso. Lo mismo ocurre con las tensiones y deformaciones alcanzadas en la pieza, cuando la pieza pierde la relación $h/d \geq 1/2$ las tensiones y deformaciones equivalentes varían con el rozamiento mientras que si se mantiene dicha condición la variación es pequeña. Por lo tanto, la relación geométrica de la pieza en un Proceso de Forja con matriz abierta está ligada a la influencia del rozamiento entre las superficies en contacto.

7.3.3. Estudio de la influencia de metodología de aplicación de la carga

En el estudio del Proceso de Forja con matriz abierta, los ensayos se han realizado a través de dos tipos de metodologías de aplicación de la carga, un primer ensayo se ha llevado a cabo aplicando la carga de compresión de manera continua, mientras que un segundo se ha realizado aplicando la carga de manera incremental. Las condiciones de trabajo han sido las mismas en ambos ensayos.

Para el estudio se han empleado piezas de aluminio de la aleación AA 6082-T6 con diferentes geometrías, presentándose en las piezas un mismo diámetro, $d=10\text{ mm}$, pero en cada una tres alturas diferentes, $h=5\text{ mm}$, 10 mm y 20 mm .

En los ensayos realizados se ha comprobado que para cualquier tipo de geometría de la pieza, al realizar un Proceso de Forja con matriz abierta con aplicación de la carga de manera incremental la pieza alcanza una mayor reducción en altura y por tanto, es capaz de alcanzar mayores deformaciones, como se puede observar en la tabla 7.1 donde se da una comparativa de las alturas finales alcanzadas en cada ensayo.

Geometría de pieza (mm)						
AA 6082-T6	d=10; h=5		d=10; h=10		d=10; h=20	
	Continuo	Incremental	Continuo	Incremental	Continuo	Incremental
	2,81	2,53	4,54	4,22	7,34	7,52

Tabla 7.1. Alturas finales de las probetas ensayadas con ambas metodologías

En la figura 7.25 se muestran las diferentes geometrías de las piezas de la aleación de aluminio AA 6082-T6 antes de realizarse los ensayos del Proceso de Forja con matriz abierta, mientras que en la figura 7.26 se exponen las mismas piezas después de llevar a cabo los ensayos. En las fotografías de la figura 7.26, las piezas colocadas a la izquierda se han ensayado mediante el procedimiento de aplicación de la carga continua mientras las piezas de la derecha han sido experimentadas a través de una aplicación de la carga de manera incremental. En las fotos se puede observar como las piezas sometidas al ensayo continuo tienen una menor reducción de altura y se produce

un mayor abarrilamiento (excepto para la de $h=20\text{ mm}$ que sufrió el problema de flexión).

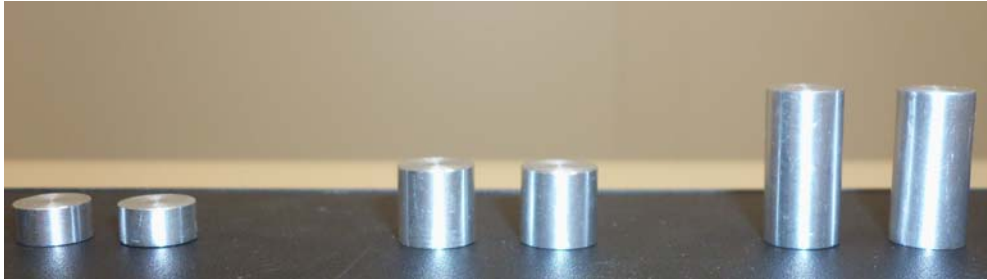


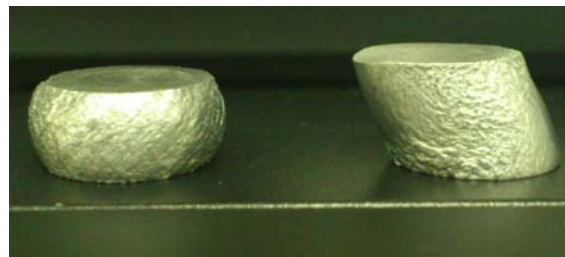
Figura 7.25. Geometría de las piezas antes de realizar los ensayos de la aleación de aluminio AA 6082-T6



$d=10\text{ mm} ; h=5\text{ mm}$



$d=10\text{ mm} ; h=10\text{ mm}$



$d=10\text{ mm} ; h=20\text{ mm}$

Figura 7.26. Geometría de las piezas de aluminio AA 6082-T6 después de los ensayos

Para estudiar los estados tensionales y deformacionales alcanzados en las piezas sometidas a los ensayos, el Proceso de Forja con matriz abierta se ha analizado a través del Método de los Elementos Finitos. En el análisis se han comparado los estados tensionales alcanzados en las piezas con ambas metodologías de aplicación de carga.

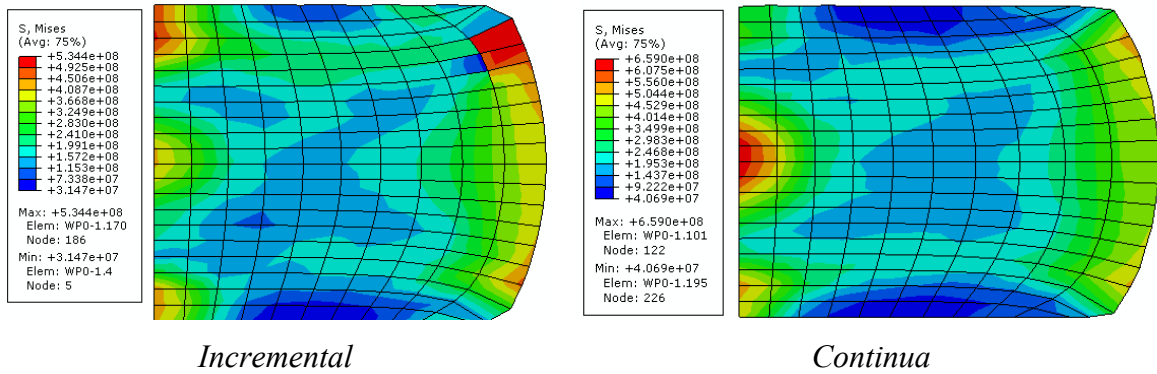


Figura 7.27. Comparativa del estado tensional alcanzado en los ensayos realizados en el Proceso de Forja con matriz abierta en una pieza de aluminio AA 7075-T6 de geometría $d=10\text{ mm}$ y $h=10\text{ mm}$, con distintas metodologías de aplicación de la carga

En la figura 7.27 se muestran los estados tensionales alcanzados para una aleación de aluminio AA 7075-T6 con una geometría de pieza $d=10\text{ mm}$ y $h=10\text{ mm}$ en ambos ensayos, comprobando que en el ensayo con aplicación de la carga de manera incremental se alcanza un estado tensional menor. La tensión máxima alcanzada en el ensayo de manera incremental es de $5,344E10^8\text{ Pa}$ mientras que en el continuo es de $6,590E10^8\text{ Pa}$.

En la figura 7.28 se han representado las deformaciones equivalentes producidas en el Proceso de Forja con matriz abierta realizado tanto con aplicación de la carga de manera continua como incremental de la pieza de aluminio AA 7075-T6 con geometría $d=10\text{ mm}$ y $h=10\text{ mm}$. En la figura se observa que el estado de deformación alcanzado en la pieza es menor en el caso del ensayo con aplicación de la carga de manera incremental.

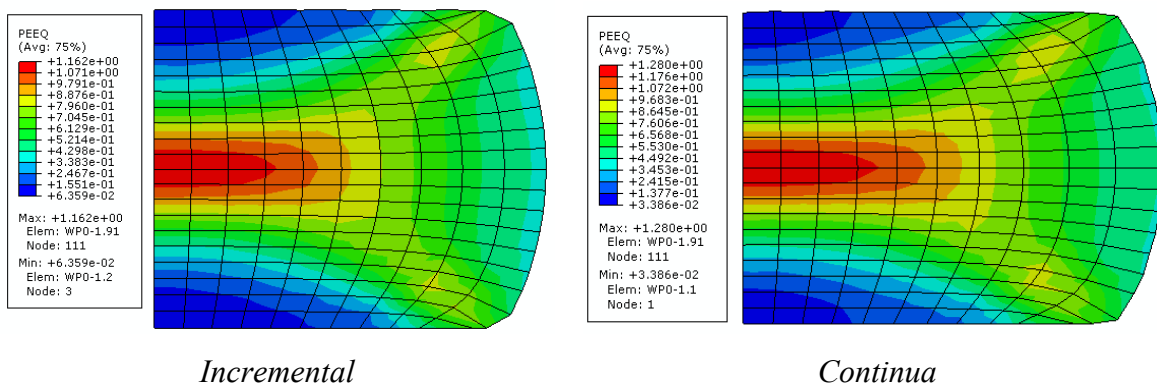


Figura 7.28. Comparativa de las deformaciones equivalentes producidas en los ensayos realizados en el Proceso de Forja con matriz abierta en una pieza de aluminio AA 7075-T6 de geometría $d=10\text{ mm}$ y $h=10\text{ mm}$, con distintas metodologías de aplicación de la carga

Por tanto, en el Proceso de Forja con matriz abierta con aplicación de la carga incrementalmente se alcanzan un estado tensional y de deformaciones equivalentes menores en comparación con el Proceso de Forja con matriz abierta con aplicación de la carga continua. Por tanto, el Proceso de Forja con matriz abierta con aplicación de la carga de manera incremental permite aumentar la conformabilidad de la pieza. Por otro lado, permite una mayor lubricación del proceso, reduciendo el rozamiento y por tanto prolongando la vida útil de la herramienta.

7.4. Comparación de resultados en deformación plana y condiciones axisimétricas

Se ha realizado una comparativa de los resultados obtenidos a través del MEF entre los modelos bajo condiciones de deformación plana y los modelos axisimétricos en el Proceso de Indentación. Se observa que una de las principales diferencias radica en el orden de magnitud de las fuerzas alcanzadas. En los modelos bajo condiciones de deformación plana se alcanzan valores de fuerza del orden del MegaNewton mientras que en los modelos axisimétricos son del orden del kilonewton, como se puede observar en las figuras 7.1 y 7.12 respectivamente.

Esta diferencia de magnitudes de fuerza se debe a que en el modelo bajo condiciones de deformación plana el punzón abarca un área de contacto mayor, y por tanto el volumen conformado es también mayor. La condición de deformación plana considera que una de las dimensiones sea lo suficientemente grande respecto de las otras dos dimensiones, de tal manera que la deformación producida en esa dirección sea muy pequeña y por tanto se considere nula. Si se comparan los modelos bajo condiciones de deformación plana y axisimétrico representados en las figuras 4.2 y 4.28 del Capítulo 4, se observa una superficie de contacto entre el punzón y la pieza mucho mayor en el caso de deformación plana. Por tanto, al haber una mayor superficie de contacto, para realizar un mismo desplazamiento del punzón habrá que ejercer una mayor fuerza.

En el modelo bajo condiciones de deformación plana existe una relación geométrica en la cual el Proceso de Indentación se comporta de manera distinta al resto. Esta relación geométrica se tiene cuando la pieza tiene una altura $h=B$. Para esta altura se ha visto que existe un rango de ancho de pieza, $[3B-5B]$, donde se alcanza la fuerza mínima para llevar a cabo el proceso. Las fuerzas alcanzadas en este modelo geométrico dependen del rozamiento, a medida que se aumenta el rozamiento las fuerzas se incrementan. El mismo comportamiento se presenta en las presiones de contacto, al aumentar el rozamiento se incrementan las presiones de contacto en la intercara pieza – punzón.

Por otro lado, como se ha visto a lo largo de la presente Tesis, la geometría de la pieza es un parámetro determinante en el Proceso de Indentación y por tanto, se ha analizado su influencia en el mismo. Para el resto de modelos, $h>B$, bajo condiciones de deformación plana, se ha comprobado que a partir de una determinada geometría, $h\leq w$, los resultados de fuerzas obtenidos no dependen del rozamiento y bajo esta condición, las fuerzas se mantienen constantes al aumentar la altura mientras que estas se incrementan al aumentar el ancho de la pieza.

En los modelos bajo condiciones de simetría axial, las fuerzas apenas depende del rozamiento considerado, la superficie que entra en contacto es muy pequeña en comparación con el modelo bajo condiciones de deformación plana. Al aumentar el ancho de la pieza, la fuerza se incrementa mientras que al variar la altura, la fuerza se mantiene constante. Como se comprueba, en el modelo axisimétrico, las fuerzas están condicionadas por el ancho de pieza mientras que la altura no es tan influyente.

Por tanto, las fuerzas alcanzadas el Proceso de Indentación tanto en los modelos bajo condiciones de deformación plana como en los axisimétricos dependen del ancho de la pieza y en determinadas relaciones geometrías, no dependen del rozamiento.

Las presiones de contacto alcanzadas en la intercara pieza – punzón en los modelos bajo condiciones de deformación plana en el Proceso de Indentación se ven influenciadas por el rozamiento en función de la altura de la pieza. A menor altura de la pieza las presiones de contacto dependen del rozamiento. Se observa una mayor influencia del rozamiento en aquellas alturas menores siendo muy evidente en el

modelos $h=B$ en el que al aumentar el rozamiento se incrementan las presiones de contacto alcanzadas. En el modelo axisimétrico se observa que la presión media de contacto alcanzada no depende del rozamiento.

Al aumentar el ancho de los modelos estudiados bajo condiciones de deformación plana y simetría axial en el Proceso de Indentación, los valores de las presiones de contacto se incrementan. La altura parece tener una influencia mucho menos significativa. Excepto en el modelo $h=B$ para bajo condiciones de deformación plana donde las presiones de contacto se mantienen constantes al aumentar el ancho de la pieza.

Por último, se ha analizado el estado tensional y de deformación alcanzado en la pieza al someterse a un Proceso de Indentación. El estado tensional alcanzado en ambos modelos no depende del rozamiento existente entre las superficies en contacto. Aunque sí se ha observado que en los modelos bajo condiciones de deformación plana las tensiones máximas alcanzadas sí dependen de la relación geométrica de la pieza, teniendo una influencia mayor el ancho de la pieza. En el caso de simetría axial, las tensiones máximas no dependen de la relación geométrica.

El estado de deformaciones equivalentes alcanzado en la pieza en el modelo bajo condiciones de deformación plana disminuye con el incremento de rozamiento. Mientras que en el modelo axisimétrico las deformaciones equivalentes alcanzadas no dependen del rozamiento ya que la superficie que entra en contacto es pequeña. Por otro lado, se ha comprobado que en ambos modelos al aumentar el ancho de la pieza se alcanzan mayores deformaciones equivalentes mientras que al aumentar la altura disminuyen. Es decir, que la conformabilidad de la pieza el Proceso de Indentación está más restringida por el ancho de la pieza.

Capítulo 8

Conclusiones

8.1. Conclusiones de carácter general

Como ya se ha indicado, la presente Tesis Doctoral ha tenido por objeto principal el estudio y análisis de los PCDPC, haciendo hincapié en el Proceso de Indentación y en el Proceso de Forja con matriz abierta en frío.

En el presente capítulo se han recogido las principales conclusiones que se han obtenido durante el desarrollo de la Tesis. En el estudio se han empleado materiales metálicos dúctiles, que presentan un comportamiento de endurecimiento por deformación, tales como las aleaciones de aluminio. La elección de las aleaciones de aluminio se debe a su gran aplicación en diferentes sectores motivado por sus buenas propiedades mecánicas, su bajo peso específico y su facilidad para ser reciclados, sin mermar sus cualidades. Las aleaciones de aluminio consideradas para este estudio han sido AA 7075-O, AA 7075-T6 y AA 6082-T6.

Inicialmente, se han obtenido las curvas de fluencia de los materiales empleados mediante la realización de ensayos de compresión uniaxial debido a su mayor similitud en el estado tensional alcanzado que el ensayo de tracción uniaxial convencional, con los procesos de conformado por compresión estudiados. En este primer estudio, se ha

definido una metodología en la obtención de las curvas de fluencia en el ensayo de compresión basada en diferentes trabajos.

En el estudio del ensayo de compresión se ha analizado la influencia de algunos parámetros en el proceso tales como el rozamiento de Coulomb, geometría de la pieza y metodología de la aplicación de la carga. Además de los ensayos experimentales realizados, se ha empleado el Método de los Elementos Finitos para su análisis. Debido a la analogía del ensayo de compresión uniaxial con el Proceso de Forja con matriz abierta, todos los estudios realizados son extrapolables al Proceso de Forja con matriz abierta.

Se ha estudiado el Proceso de Indentación y el Proceso de Forja con matriz abierta por las similitudes que presentan ambos procesos en función del tamaño del ancho de la herramienta respecto de la pieza.

En ambos procesos se han estudiado parámetros tales como el rozamiento de Coulomb, la geometría de la pieza y el material. Para estudiar la influencia de estos parámetros se ha extraído como variables de salida fundamentales las fuerzas para llevar a cabo el proceso y las presiones que se producen en la superficie de contacto entre la herramienta y la pieza para posteriormente evaluarlas, incluyéndose diagramas de tensiones y deformaciones en los casos más significativos.

Los procesos de compresión estudiados han sido analizados a través del Método de los Elementos Finitos. El estudio realizado en el MEF se ha llevado a cabo a través del programa de simulación numérica, el código comercial Abaqus, donde los modelos analizados han sido resueltos a través de dos metodologías de resolución, implícita y explícita (a través de los módulos de resolución Abaqus/Standard Abaqus/Explicit, respectivamente). Los resultados obtenidos mediante ambas metodologías han sido comparados con los obtenidos mediante ensayos experimentales, dando como resultado una mejor aproximación a la situación real del proceso analizado con la metodología de resolución implícita. También cabe decir que las diferencias encontradas en ambas metodologías son pequeñas en la mayoría de los casos, obteniéndose resultados aceptables pero poniendo también de manifiesto los inconvenientes que presenta cada una de ellas como resultado de la aplicación a los diferentes casos.

Con el MEF se ha analizado dos tipos de modelos, bajo condiciones de deformación plana y con simetría axial. Los modelos han sido estudiados en la condiciones de trabajo más comúnmente empleadas en la práctica deduciéndose que algunos de los resultados obtenidos en el Proceso de Indentación bajo condiciones de deformación plana no son extrapolables a los condiciones de axisimetría, ni viceversa, como es el caso de las fuerzas necesarias para realizar el proceso.

Por último, se ha estudiado el Proceso de Forja con matriz abierta mediante dos metodologías de aplicación de carga, continua e incremental. Se ha demostrado que en el Proceso de Forja con matriz abierta con aplicación de la carga de manera incremental se obtiene una mayor reducción de la pieza en altura y un menor abarrilamiento. El análisis de ambas metodologías de aplicación de la carga se ha realizado tanto con ensayos experimentales como a través del Método de los Elementos Finitos. En el MEF se ha comprobado que el conformado de una pieza a través de aplicación de la carga de manera incremental se alcanzan estados tensionales y de deformaciones equivalentes menores, lo que conlleva a aumentar la conformabilidad de la pieza y permite una mayor lubricación del proceso, reduciendo el rozamiento y por tanto prolongando la vida útil de la herramienta.

El Proceso de Forja con matriz abierta también ha sido analizado a través de métodos analíticos convencionales como el Método de Deformación Homogénea (MDH). Los resultados obtenidos en el MDH han sido comparados con los arrojados por el MEF observándose coherencia entre los mismos. Para el estudio del Proceso de Forja con matriz abierta a través el MDH se ha considerado el material con un comportamiento sin y con endurecimiento por deformación.

8.2. Conclusiones de carácter particular

En este apartado se da una visión más particular de los resultados obtenidos en los casos planteados en la presente Tesis:

- En el cálculo de la obtención de las curvas de fluencia a través del ensayo de compresión uniaxial se ha empleado un factor de corrección para solventar el

problema de la deformación no uniforme de la pieza durante el proceso de compresión apareciendo un estado tensional triaxial debido al rozamiento existente entre las superficies en contacto (abarrilamiento). El método del factor de corrección del abarrilamiento se basa en la geometría de dicho abarrilamiento producido durante el ensayo y minimiza el efecto del rozamiento en los valores de fuerza obtenidos en el ensayo.

- En los ensayos de compresión uniaxiales incrementales realizados se ha comprobado la existencia de diferente rozamiento entre la intercara superficie superior de la “pieza - plato superior” y la intercara superficie inferior de la “pieza - plato inferior”. Durante la realización del ensayo de compresión uniaxial con aplicación de carga de manera incremental se ha observado que a medida que avanza el proceso de compresión el abarrilamiento producido en la pieza se inicia en la parte superior de la misma, por lo que se deduce que existe un mayor rozamiento en la intercara superficie superior de la “pieza - plato superior” de la máquina. Para aplicar el factor de corrección se debe realizar el ensayo de compresión de manera incremental.

- En el ensayo de compresión se ha demostrado que la obtención de las curvas de fluencia dependen entre otros factores de la geometría de la pieza a ensayar, asumiendo que hay que elegir una geometría de pieza con una relación altura inicial frente al diámetro inicial lo más elevada posible pero sin superar el valor de 1,5 y así, evitar el problema de flexión de la misma durante el ensayo como se ha comprobado experimentalmente. Otro de los factores a estudiar ha sido la influencia del rozamiento en el ensayo de compresión axial. Se ha demostrado que siempre que exista a lo largo del proceso la relación entre el diámetro de la pieza y la altura $h/d \geq 1/2$, la fuerza obtenida en función del desplazamiento de la herramienta no depende del rozamiento entre las superficies en contacto.

- El Proceso de Indentación ha sido estudiado a través de MEF, validando el modelo mediante una comparativa con el estudio de Hencky de doble indentación en lados opuestos de una pieza bajo condiciones de deformación plana. Hencky con su estudio, estimó el inicio de la fluencia del material sometido a una carga de compresión. En la presente Tesis, además de comprobar

el inicio de la fluencia de material sometido a una carga de compresión en un Proceso de Indentación simple, se ha estudiado lo que ocurre a lo largo del proceso.

- En la comparativa realizada en el MEF para ambas metodologías de resolución, implícita y explícita, en el Proceso de Indentación se ha comprobado que los resultados de fuerzas y presiones de contacto presentan el mismo comportamiento en ambas metodologías, pero se alcanzan valores algo más elevados en los modelos analizados con metodología implícita. También se observa una ligera mayor influencia del rozamiento en la metodología implícita. Probablemente se produzca por las propias características del proceso y de la modelización del contacto en la metodología implícita. Los perfiles de presiones son más suaves en la metodología explícita ya que se ha incorporado el mallado adaptativo en el modelo. Los valores máximos de tensiones son prácticamente los mismos en ambas metodologías de resolución, mientras que los máximos de deformaciones son más elevados en el modelo explícito.
- El Proceso de Indentación estudiado mediante el MEF ha sido modelizado bajo condiciones de deformación plana y simetría axial. Se observa que una de las principales diferencias en ambos modelos radica en el orden de magnitud de las fuerzas alcanzadas. Esta diferencia de magnitudes de fuerza se debe a que en el modelo bajo condiciones de deformación plana el punzón abarca un área de contacto mayor, y por tanto el volumen conformado es también mayor. Por tanto, al haber una mayor superficie de contacto, para realizar un mismo desplazamiento del punzón habrá que ejercer una mayor fuerza.
- En el modelo bajo condiciones de deformación plana existe una relación geométrica en la cual el Proceso de Indentación se comporta de manera distinta al resto. Esta relación geométrica se tiene cuando la pieza tiene una altura $h=B$. Para esta altura se ha visto que existe un rango de ancho de pieza, $[3B-5B]$, donde se alcanza la fuerza mínima para llevar a cabo el proceso. Las fuerzas alcanzadas en este modelo geométrico dependen del rozamiento, a medida que se aumenta el rozamiento las fuerzas se incrementan. El mismo comportamiento

- se presenta en las presiones de contacto, al aumentar el rozamiento se incrementan las presiones de contacto en la intercara “pieza - punzón”.
- Para el resto de modelos, $h > B$, bajo condiciones de deformación plana, se ha comprobado que a partir de una determinada geometría, $h \leq w$, los resultados de fuerzas obtenidos no dependen del rozamiento y bajo esta condición, las fuerzas se mantienen constantes al aumentar la altura, mientras que estas se incrementan al aumentar el ancho de la pieza.
 - En los modelos bajo condiciones de simetría axial, las fuerzas apenas depende del rozamiento considerado, la superficie que entra en contacto es muy pequeña en comparación con el modelo bajo condiciones de deformación plana. Al aumentar el ancho de la pieza, la fuerza se incrementa mientras que al variar la altura, la fuerza se mantiene constante. Como se comprueba, en el modelo axisimétrico, las fuerzas están condicionadas por el ancho de pieza mientras que la altura no es tan influyente.
 - Por tanto, las fuerzas alcanzadas el Proceso de Indentación tanto en los modelos bajo condiciones de deformación plana como en los axisimétricos dependen del ancho de la pieza y en determinadas relaciones geometrías, no dependen del rozamiento.
 - Las presiones de contacto alcanzadas en la intercara “pieza - punzón” en los modelos bajo condiciones de deformación plana en el Proceso de Indentación se ven influenciadas por el rozamiento en función de la altura de la pieza. A menor altura de la pieza las presiones de contacto dependen del rozamiento. En el modelo axisimétrico se observa que la presión media de contacto alcanzada no depende del rozamiento.
 - Al aumentar el ancho de los modelos estudiados bajo condiciones de deformación plana y simetría axial en el Proceso de Indentación, los valores de las presiones de contacto se incrementan. La altura parece tener una influencia mucho menos significativa.

- El estado tensional alcanzado en ambos modelos del Proceso de Indentación no depende del rozamiento existente entre las superficies en contacto. Aunque sí se ha observado que en los modelos bajo condiciones de deformación plana las tensiones máximas alcanzadas sí dependen de la relación geométrica de la pieza, teniendo una influencia mayor el ancho de la pieza. En el caso de simetría axial, las tensiones máximas no dependen de la relación geométrica.
- El estado de deformaciones equivalentes alcanzado en la pieza en el modelo bajo condiciones de deformación plana disminuye con el incremento de rozamiento. Mientras que en el modelo axisimétrico las deformaciones equivalentes alcanzadas no dependen del rozamiento ya que la superficie que entra en contacto es pequeña.
- El Proceso de Forja con matriz abierta ha sido analizado mediante métodos analíticos convencionales y el MEF, validando el modelo con ensayos experimentales. Se ha comprobado que al considerar un material rígido plástico perfecto los resultados difieren bastante frente al comportamiento con endurecimiento por deformación. Se ha demostrado que las fuerzas para llevar a cabo el Proceso de Forja con matriz abierta no dependen del rozamiento siempre que se mantenga la relación $h/d \geq 1/2$. En los resultados obtenidos de tensiones y deformaciones máximas mediante el MEF se ha comprobado que si la geometría de la pieza mantiene la relación $h/d \geq 1/2$, estos resultados apenas varían al aumentar el rozamiento.
- A lo largo del estudio de los modelos mediante el MEF, se ha tenido algún problema de convergencia en la resolución de los modelos implícitos. Estos problemas se deben a la gran distorsión que sufre la malla en los procesos de deformación plástica, donde se alcanzan grandes deformaciones. Estos problemas de convergencia motivaron el hecho de recurrir a una metodología de resolución explícita, que permitía incorporar la técnica del mallado adaptativo ALE, especialmente necesaria cuando se pretende estudiar operaciones de

conformado incremental como las que tienen lugar en los procesos de forja localizada incremental.

- Por último, en la comparativa realizada de las metodologías de resolución del MEF, metodologías implícita y explícita, con ensayos experimentales, se ha comprobado que la metodología de resolución implícita se ajusta de manera más apropiada a la situación real del proceso, si bien los resultados obtenidos mediante la metodología explícita se pueden considerar bastante aceptables en función de la variable que se pretenda analizar en cada caso. No obstante, hay que tener presente las limitaciones que conlleva el empleo de una u otra metodología.

8.3. Desarrollo de trabajos futuros

Las principales líneas futuras de investigación a desarrollar en este campo son las siguientes:

- Estudio del conformado de piezas volumétrica mediante técnica incremental, definiendo determinadas trayectorias de la herramienta y obtener un efecto de conformado global de la pieza, siendo una vía alternativa a otros métodos convencionales de fabricación.
- Estudio experimental - simulativo de otros Procesos de Conformado Plástico dado al amplio abanico de procesos interesantes pertenecientes a este grupo originando un estado tensional en la pieza diferente al estudiado en la presente Tesis Doctoral.
- Desarrollo de una plataforma interactiva para la enseñanza de los Procesos de Conformado por Deformación Plástica a Compresión, dentro del marco del Espacio Europeo de Educación Superior, obteniendo un método más efectivo de enseñanza - aprendizaje.

Referencias Bibliográficas

Abdel-Malek, S.; Halle, Th.; Meter, L.W.: 2003. *Ductile failure of steel HY80 under high strain rates and triaxial stress states, experimental results and damage description*, Journal de Physique, vol. 110, pp. 183-188.

Altan, T.; Ngaile, G.; Shen, G.: 2005. *Cold and hot forging: fundamentals and applications*, ASM International, Materials Park, Ohio.

Altan, T.; Oh, S.I.; Gegel, H.L.: 1983. *Metal forming fundamentals and applications*, ASM International, Materials Park, Ohio.

Avitzur, B.: 1968. *Metal forming: processes and analysis*, McGraw-Hill, New York.

Babuska, I.; Szabo, B.: 1982. *On the rates of convergence of the finite-element method*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, vol. 18, n° 3, pp. 323-341.

Bamberger, A.; Chavent, G.; Lailly, P.: 1980. *Etude de schémas numériques pour les équations de l'élastodynamique linéaire*, INRIA Inventeurs du Monde Numérique, Rapports de Recherche, vol. 41

Bank, R.E.: 1982. *Analysis of a multilevel iterative methods for nonlinear finite element equations*, Mathematics of Computation, American Mathematical Society. vol. 39, pp. 453-465.

Bariani, P.F.; Dal Negro, T.; Bruschi, S.: 2004. *Testing and modelling of material response to deformation in bulk metal forming*, CIRP Annals – Manufacturing Technology, vol. 53, N° 2, pp. 573-595.

Bargueño, V.; Sebastián, M.A.: 1986. *Estudio de la interacción prensa-proceso en operaciones elementales de recalcado*, Anales de Ingeniería Mecánica, n° 2, pp. 59-63.

Baxevani, E.A.; Giannakopoulos, A.E.: 2009. *The modified Rockwell test: a new probe for mechanical properties of metals*, Experimental Mechanics, vol. 49, n° 3, pp. 371-382.

Bland, D.R.; Ford, H.: 1948. *The calculation of roll force and torque in cold strip rolling with tension*, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, vol. 159, pp. 144-153.

Bell, J.: 1984. *Mechanics of solids, vol. 1: the experimental foundations of solid mechanics*, Springer-Verlag, New York.

Belytschko, T.; Mullen, R.:1978. *Explicit integration of structural problems*, Proceedings of the International Conference on Finite Elements in nonlinear Solid and Structural Mechanics, pp. 672-720.

Biwa, S.; Storakers, B.: 1995. *An analysis of fully plastic Brinell indentation*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 43, n° 8, pp. 1303-1333.

Bridgman, P.W.: 1952. *Studies in large plastic flow and fracture*, McGraw-Hill, New York.

Brinell, J.A.: 1900. *Way of determining the hardness of bodies and some applications of the same*, Teknisk Tidskrift, vol 5, pp. 69.

Boyer, H.E.: 1986. *Atlas of stress – strain curves*, ASM International, Materials Park, Ohio.

Bowden, F.P.; Tabor, D: 1939. *The area of contact between stationary and between moving surface*, Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences, vol. 169, nº 938, pp. 391-413.

Buschhausen A.; Weinmann K.; Lee J.Y.; Altan T.: 1992. *Evaluation of lubrication in cold forging using a double backward extrusion process*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 33, pp. 95-108.

Camacho, A.M.: 2005a. *Análisis por el método de los elementos finitos de procesos estacionarios de conformado por deformación plástica*, Tesis Doctoral, E.T.S de Ingenieros Industriales, Universidad Nacional de Educación a Distancia.

Camacho, A.M.; Marín, M.; Rubio, E.M.; Sebastián, M.A.: 2005b. *Analysis of forces and contact pressure distributions in forging processes by the Finite Element Method*, Proceedings of the 16th International DAAAM Symposium “Intelligent Manufacturing & Automation: focus on young researchers and scientists”, pp. 53-54.

Camacho, A.M.; Marín, M.; Domingo, R.; González, C.: 2006a. *Analysis of open die flat forging processes in plane strain conditions by FEM*, Annals of DAAAM for 2006 & Proceedings of the 17th International DAAAM Symposium, pp. 75-76.

Camacho, A.M.; Marín, M.; Sevilla, L.; Domingo, R.: 2006b. *Influence of strain hardening on forces and contact pressure distributions in forging processes*, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, vol. 15, pp. 166-173.

Camacho, A.M.; Vallellano, C.; García-Lomas, F.J.; Sebastián, M.A.: 2010. *Effect of punch geometry on strain/stress state induced in workpiece by localized-incremental forging operations*, Steel Research International, vol. 81, nº 9, pp. 958-961.

Collatz, L.: 1966. *The numerical treatment of differential equations*, Springer-Verlag, New York.

Chen, Y.; Clausen, A.H.; Hopperstad, O.S.; Langseth, M.: 2009. *Stress – strain behaviour of aluminium alloys at a wide range of strain rates*, International Journal of Solids and Structures, vol. 46, pp. 3825-3835.

Clough, R.W.: 1960. *The finite element method in plane stress analysis*, Proceedings of the American Society of Civil Engineers, 2nd Conference on Electronic Computation, pp. 345-378.

Clough, R.W.; Rashid, Y.: 1965. *Finite element analysis of axisymmetric solids*, Journal of the Engineering Mechanics Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers, vol. 91, pp. 71-85.

Coulomb C.A.: 1776. *Essai sur une application des règles, de maximis et minimis à quelque problèmes de statique, relatifs à l'architecture*, Memoires de l'Academie Royale pres Divers Savants, vol. 7, pp. 343–387.

Courant, R.: 1943: *Variational methods for the solution of problems of equilibrium and vibrations*, Bulletin of the American Mathematical Society, 49, pp. 1–23.

Dahl, C; Vazquez, V.; Altan, T.: 1999. *Determination of flow stress of 1524 steel at room temperature using the compression tests*, Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing, ERC/NSM-99-R-22.

Diot, S.; Guines, D.; Gavrus, A.; Ragneau, E.: 2007. *Two-step procedure for identification of metal behavior from dynamic compression tests*, International Journal of Impact Engineering, vol. 34, pp. 1163-1184.

Duckham, A.; Knutsen, R.D.: 1998. *Asymmetric flow during plane strain compression testing of aluminum alloys*, Materials Science and Engineering A, vol. 256, pp. 220-226.

Ekevid, T; Wiberg, N.E: 2002. *A comparison of parallel implementation of explicit DG and central difference method*, Communications in Numerical Methods in Engineering, vol. 18, n°: 8, pp. 585-597.

Engel, Z.: 1994. *Huber's yield criterion in plasticity*, Akademia Górniczo – Hutnicza, Cracovia.

Ettouney, O.; Hardt, D.E.: 1983. *A method for in process failure prediction in cold upset forging*, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Journal of Engineering for Industry, vol. 105, pp. 161-167.

Filice, L.; Fratini, L.; Micari, F.: 2002. *Analysis of material formability in incremental forming*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 51, n° 1, pp. 199-202.

Fereshteh-Saniee, F.; Fatehi-Sichani, F.: 2006. *An investigation on determination of flow curves at room temperature and under forming conditions*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 177, pp. 478-482.

Fereshteh-Saniee, F.; Pillinger, I.; Hartley, P.: 2004. *Friction modeling for the physical simulation of the bulk metal forming processes*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 153-154, pp. 151-156.

Forcellese, A.; Gabrielli, F.; Barcellona, A.; Micari, F.: 1994. *Evaluation of friction in cold metal forming*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 45, pp. 619-624.

García-Garino, C.; Gabaldón, F.; Goicolea, J.M.: 2006. *Finite element simulation of the simple tension test in metals*, Finite Elements in Analysis and Design, vol. 42, pp. 1187-1197.

Geiringer, H.: 1930. *Beitrag zum vollständigen ebenen Plastizitätsproblem*, Proceedings of the 3rd International Congress of Applied Mechanics, vol. 2, pp. 185-190, Estocolmo.

Guest, J.: 1900. *On the strength of ductile materials under combined stress*, Proceedings of the Physical Society of London, vol. 17, pp. 396-413.

Guo, Y.M.; Nakanishi, K.: 2002. *An axisymmetric formulation of the rigid-plastic domain boundary element method and indentation analyses*, Advances in Engineering Software – Engineering Computational, vol. 33, n° 7-10, pp. 497-505.

Green, A.P.: 1951a. *A theoretical investigation of the compression of a ductile material between smooth flat dies*, Philosophical Magazine, vol. 42, pp. 900-918.

Green, A.P.: 1951b. *The use of plasticine models to simulate the plastic flow of metals*, Philosophical Magazine, vol. 42, pp. 365-373.

Groche, P.; Fritsche, D.; Tekkaya, E.A.; Allwood, J.M.; Hirt, G.; Neugebauer, R.: 2007. *Incremental bulk metal forming*, CIRP Annals – Manufacturing Technology, vol. 56, N° 2, pp. 635 – 656.

Gronostajski, Z.: 2000. *The constitutive equations for FEM analysis*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 106, pp. 40-44.

Han, H.: 2002. *The validity of mathematical models evaluated by two-specimen method under the unknown coefficient of friction and flow stress*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 122, pp. 386-396.

Hardy, C.; Baronet, C. N.; Tordion, G. V.: 1971. *The elasto-plastic indentation of a halfspace by a rigid sphere*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, vol. 3, 451-462.

Hartley, C.S.; Srinivasan, R.: 1983. *Constitutive equations for large plastic deformation of metals*, Journal of Engineering Materials and Technology, vol. 105, pp. 162-167.

Hayes, D.J.; Marcal, P.V.: 1967. *Determination of upper bounds for problems in plane stress using finite element techniques*, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 9, pp. 245-251.

Hencky, H.: 1923. *Über einige statisch bestimmte Fälle des Gleichgewichts in plastischen Körpern*, Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, vol. 3, pp. 241-251.

Hibbitt, D; Karlsson, B; Sorensen, P.: 2010. *ABAQUS v6.10, User's Manuals*, USA.

Hill, R.: 1948. *A theoretical analysis of stress and strain in extrusion and piercing*, Journal of the Iron and Steel Institute, vol. 158, pp. 177.

Hill, R.: 1983. *The mathematical theory of plasticity*, Oxford University Press, Oxford, (1ª impresión en 1950).

Hirt, G.: 2010. *Lecture: fabrication technology of metals*, Institut für Bildsame Formgebung, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.

Horton, H.L.; Ryffel, H.H.; Schubert, P.B.: 1959. *Machinist's handbook*, The Industrial Press, 16ª edición, New York.

Hosford, W.F.; Caddell, R.M.: 1983. *Metal forming: mechanics and metallurgy*, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, Nueva Jersey.

Hutchings, I.M.: 2009. *The contributions of David Tabor to the science of indentation hardness*, Journal of Materials Research, vol. 24, nº 3, pp. 581-589.

Im, Y.T.; Cheon, J.S.; Kang, S.H.: 2002: *Determination of friction condition by geometrical measurement of backward extruded aluminium alloy specimen*, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 124, pp. 409-415.

Im, Y.T.; Kang, S.H.; Cheon, J.S.: 2006: *A novel technique of friction and material property measurement by tip test in cold forging*, Proceedings of the Institute of Mechanical Engineers, Part B, Journal of Engineering Manufacture, vol. 220, nº:1, pp. 81-90.

Im, Y.T.; Kang, S.H.; Cheon, J.S.; Kim, S.Y.: 2003: *Finite element investigation of tip test with an aluminum alloy*, The Japan Society of Mechanical Engineers, International Journal, Series A, vol. 46, Nº 3, pp. 224-229.

Ivlev, D.D.; Maksimova, L.A.; Nepershin, R.I.: 2002. *The indentation of a flat punch into an ideal rigid-plastic half-space under the action of shear contact stresses*, Journal of Applied Mathematics and Mechanics, vol. 66, n° 1, pp. 129-134.

Johnson, K. L.: 1970a. *The correlation of indentation experiments*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 18, n° 2, pp. 115-126

Johnson, K. L.: 1985. *Contact mechanics*, Cambridge University Press, Cambridge.

Johnson, W.; Kudo, H.: 1962. *The mechanics of metal extrusion*, Manchester University Press, Manchester.

Johnson, W.; Sowerbby, R.; Haddow, J.B.: 1970b. *Plane strain slip - line fields: Theory and bibliography*, Edward Arnold Ltd, London.

Jung, K.H.; Lee, H.C.; Kim, D.K.; Kang, S.H.; Im, Y.T.: 2011. *Friction measurement by the tip test for cold forging*, En impresión: Wear, pp. 1-8.

Kalpakjian, S.; Schmid, S.: 2002. *Manufactura, ingeniería y tecnología*, Pearson Educación Méjico.

Kammer, C.: 1999. *Aluminium handbook, fundamental and materials, 1*, Aluminium Verlag, Alemania.

Kang, S.H.; Lee, K.S.; Lee, Y.S.: 2011. *Evaluation of interfacial condition by boss and rib test based on backward extrusion*, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 53, pp. 59-64.

Kármán, Th. von: 1925. *Beitrag zur theorie des walzvorges*, Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, vol. 5, pp. 617-623.

Katajarinne, T.; Komulainen, A.; Kivivuori, S.: 2010. *Force and frictional conditions in incremental forming*, Steel Research International, vol. 81, n° 9, pp. 934-937.

Kobayashi, S.: 1964. *Upper bound solution axisymmetric forming problems*, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, vol. 86, pp. 112-126.

Kobayashi, S.; Oh, S.I.; Altan, T.: 1989. *Metal forming and the finite element method*, Oxford University Press.

Kopp, R.; Wiegels, H.:1999. *Einführung in die Umformtechnik*, Institut für Bildsame Formgebung, Aachen.

Kopp, R.; Luce, R.; Leisten, B.; Wolske, M.; Tshirnich, M.; Rehrman, T.; Volles, R.: 2001. *Flow stress measuring by use of cylindrical compression test and special application to metal forming processes*, Steel Research, vol. 72, n°:10, pp. 394-401.

Kudo, H.: 1960. *Some analytical and experimental studies of axi-symmetric cold forging and extrusion*, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 2, pp. 102-127.

Kugener, S.: 1995. *Simulation of the crimping process by implicit and explicit finite element methods*, AMP Journal of Technology, vol. 4, pp. 8-15.

Kulkarni, K.M.; Kalpakjian, S.: 1969. *A study of barreling as an example of free deformation in plastic working*, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Journal of Engineering for Industry, vol. 91, n° 3, pp. 743-754.

Kunogi, M.: 1956. *A new method of cold extrusion*. Journal of the Science Research Institute, vol. 50, pp. 215-246.

Lange, K.: 1985. *Handbook of metal forming*, McGraw – Hill, New York.

Laue, Max von: 1913. *Röntgenstrahlinterferenzen*, Physikalische Zeitschrift, vol. 14, pp. 1075-1079.

Lee, C.H.; Kobayashi, S.: 1973. *New solutions to rigid-plastic deformation problems using a matrix method*, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, series B, vol. 95, pp. 865-873.

Lee, C. H.; Masaki, S.; Kobayashi, S.: 1972. *Analysis of ball indentation*. International Journal of Mechanical Sciences vol. 14, pp. 417-426.

Ling, Y.: 1996. *Uniaxial true stress-strain after necking*, AMP Journal of Technology, vol. 5, pp. 37-47.

Lippmann, H; Mahrenholts, O.: 1967. *Plastomechanik der Umformung metallischer Werkstoffe*, Springer-Verlag, Alemania.

Lode, W.: 1926. *Versuche über den Einfluß mittleren Hauptspannung auf das fließ der Metalle Eisen, Kupfer and Nickel*, Zeitschrift für Physik A Hadrons und Nuclei, vol. 36, pp. 913-939.

Lung, M; Mahrenholtz, O.: 1973. *A finite element procedure for analysis of metal forming processes*, Transactions of the Canadian Society for Mechanical Engineering, vol. 2, pp. 31-36.

Mackerle, J.: 2000. *Parallel Finite element and boundary element analysis: theory and applications - A bibliography (1997-1999)*, Finite Elements in Analysis and Design, vol. 35, pp. 283-296.

Mackerle, J: 2003. *Finite element method and boundary element method parallel processing: Theory and applications--a bibliography (1996-2002)*, Engineering Computations, vol. 20, pp. 436-484.

Majzoobi, G.H.; Freshteh-Saniee, F.; Khosroshabi, S.F.Z.; Mohammadloo, H.B.: 2010. *Determination of materials parameters under dynamic loading. Part I: Experiments and simulations*, Computational Materials Science, vol. 49, pp. 192-200.

Male, A.T.; Cockcroft, M.G.: 1964. *A method for the determination of the coefficient of friction of metals under conditions of bulk plastic deformation*, Journal of the Institute of Metals, vol. 93, pp. 38-46

Marcal, P.V.; King, I.P.: 1967. *Elastic-plastic analysis of two-dimensional stress systems by the finite element method*, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 9, pp. 143-145.

Marín, M.; de Agustina, B.; Camacho, A.M.; Sebastián, M.A.: 2008a. *Strain analysis for different shape factors in indentation processes*, Proceedings of International Multi-conference on Engineering and Technological Innovation, pp. 55-59.

Marín, M.; de Agustina, B.; Camacho, A.M.; Sebastián, M.A.: 2008b. *Evaluation of forces in indentation processes considering geometric parameters of the workpiece*, Annals of DAAAM for 2008 & Proceedings of the 19th International DAAAM Symposium, pp. 0801- 0802.

Marín, M.M.; Camacho A.M.; Rubio, E.; Sebastián, M.A.: 2008c. *Influence of the geometry of the workpiece on contact pressures in frictionless indentation processes*, European Simulation and Modelling Conference, pp. 51-55.

Martchek, K.J.: 2006. *Modeling more sustainable aluminum: case study*, The International Journal of Life Cycle Assessment, vol. 11 pp. 34-37.

Martínez, H.V.; Cruz, L.J.: 2007. *Simulación numérica del contacto deslizante para el sistema 2117-T4/X19CrNi17.2 en compresión uniaxial*, Dyna – Colombia, vol. 74, n. 152, pp. 167-180.

McMeeking, R.M.; Rice, J.R.: 1975. *Finite element formulations for problems of large elastic-plastic deformation*, International Journal of the Solids Structures, vol. 11, pp. 601-616.

Meyer, E.: 1908. *Contribution to the knowledge of hardness and hardness testing*, Zeitschrift Vere in Deutscher Ingenierure, vol. 52, pp. 645-654

Meyer, L.W.; Krüger, L.; Halle, T.: 2001. *Strength and failure characterization and behaviour under impact loading*, Impact Engineering and Application, vol. I, II, pp. 91-98.

Meyer, L.W.; Weise, A.; Hanh, F.: 1997. *Comparison of constitutive flow curve relations in cold and hot forming*, Journal de Physique, vol. 7, pp. 13-20.

Mielnik, E.M.: 1991. *Metalworking science and engineering*, McGraw-Hill.

Mises, R. von: 1913. *Mechanik der festen Körper im plastische-deformablen Zustand* Nachrichten von der königlichen Gesellschaft der wissenschaften zu Göttingen, Zeitschrift für angewandte Mathematik und Physik, pp. 582-592.

Montmitonnet, P.; Edlinger, M. L.; Felder, E.: 1993. *Finite element analysis of elastoplastic indentation: part I-homogeneous media*, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Journal of Tribology, vol. 115, pp. 10-14.

Mori, K.: 2002. *Rigid-plastic finite element simulation of metal forming processes*, Advanced Technology of Plasticity 2002, vol. 1, pp. 261-270.

Mori, K.; Osakada, K.: 1982. *Simulation of plane strain rolling by the rigid-plastic finite element method*, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 24, pp. 515-527.

Mott, B.W.: 1956. *Micro-indentation hardness testing*, Butterworth, London.

Mungi, M.P.; Rasane, S.D.; Dixit; P.M.: 2003. *Residual stresses in cold axisymmetric forging*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 142, pp. 256-266.

Murthy, T.G.; Huang, C.; Chandrasekar, S.: 2008. *Characterization of deformation field in plane-strain indentation of metals*, Journal of Physics D: Applied Physics, vol. 41, pp. 1-8.

Nadai, A.L.: 1931. *Plasticity: a mechanics of the plastic state of matter*, McGraw-Hill, New York.

Nadai, A.L.: 1937. *Plastic behavior of metals in the strain-hardening range. Part I*, Journal of Applied Physics, vol. 8, n° 3, pp. 205-213.

Nadai, A.L.: 1939. *The force required for rolling steel strip under tension*, Journal of Applied Mechanics, vol. 6, pp. 54-62.

Nakamura, T.; Bay, N.; Zhang, Z.: 1998. *FEM simulation of friction testing method based on combined forward conical can-backward straight can extrusion*, Transactions of The American Society of Mechanical Engineers, Journal of Tribology, vol. 120, pp. 716-723.

Nepershin, R.I.: 2002. *The indentation of a flat punch into a rigid-plastic half-space*, Journal of Applied Mathematics and Mechanics, vol. 66, n° 1, pp. 135-140.

Nye, J.F.: 1947. *Experiments on the compression of a body between rough plates*, Armament Research Department, Research Report, vol. 39/47, Division for Physical Research, Ministry of Supply, United Kingdom.

Oleksik, V.; Pascu, A.; Mara, D.; Bologna, O.; Racz, G.; Breaz, R.: 2010. *Influence of geometric parameters on strain and thickness reduction in incremental forming process*, Steel Research International, vol. 81, n° 9, pp. 930-933.

Olesiak, Z.S.: 2000. *Professor Maksymilian Tytus Huber his life and activity*, European Journal of Mechanics A/Solids, vol. 19, pp. 101-119.

O'Neill, H.: 1944. *The significance of tensile and other mechanical test properties of metals*, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, vol. 151, pp. 116-130.

Orowan, E.: 1943. *The calculation of roll pressure in hot and cold flat rolling*, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, vol. 150, pp. 140-167.

Orowan, E.; Pascoe, K.P.: 1946. *A simple method of calculating roll pressure and power consumption in hot flat rolling*, Iron and Steel Institute Special Report, n° 34, pp. 124-146.

Osakada, K.: 1980. *A review of finite element analysis of metal forming*, Proceedings of the 4th International Conference on Production Engineering, pp. 44-49.

Parteder, E.; Bunten, R.: 1998. *Determination of flow curves by means of a compression test under sticking friction conditions using an iterative finite element procedure*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 74, pp. 227-233.

Pietrzyk, M.; Jedrzejewski, J.: 2001. *Identification of parameter in the history dependent constitutive model for steels*, CIRP Annals – Manufacturing Technology, vol. 50, N° 1, pp. 161-164.

Prager, W.; Hodge, P.G.: 1951. *Theory of perfectly plastic solids*, Wiley, New York.

Prandtl, L.: 1920. *Über die Härte plastischer Körper*, Nachrichten von der Königlichen Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse, pp. 74-85.

Prandtl, L.: 1923. *Anwendungsbeispiele zu einem Henckyschen Satz über das plastische Gleichgewicht*, Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, vol. 3, pp. 401-468.

Prior, A.M.: 1994. *Application of implicit and explicit finite element techniques to metal forming*, Journal of Materials Processing Technology, vol.45, pp. 649–656.

Ramezani, M.; Ripin, Z.M.: 2010. *A friction model for dry contacts during metal-forming processes*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 51, pp. 93-102.

Rannacher, R.: 1991. *On the convergence of the Newton–Raphson method for strongly nonlinear finite element equations*, Nonlinear Computational Mechanics, Springer, Berlin.

Recker, D.; Franzke, M.; Hirt, G.: 2011. *Fast models for online-optimization during open die forging*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 60, pp. 295-298.

Rebello, N.; Nagtegaal, J.C.; Taylor, L.M.; Passmann, R.: 1992. *Industrial application of implicit and explicit finite element method to forming process*, Proceedings of the 4th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes, (NUMIFORM), Sophia Antipolis, Francia, pp. 99-108.

Rebouca, P.P.; Cavalcante, T.D.; Albuquerque, V.H.C.; Tavares, J.M.R.S.: 2010. *Brinell and Vickers hardness measurement using image processing and analysis techniques*, Journal of Testing and Evaluation, vol. 38, n° 1, pp. 88-94.

Richards, J.W., 1900. *Recent progress in the aluminum industry*, Journal of Franklin Institute, vol. 149, pp. 451–459.

Rockwell, S.P.: 1922. *The testing of metals for hardness*, Transactions of the American Society for Steel Treating, vol. 11, 1013-1033.

Rowe, G.W.: 1972. *Conformado de metales*, Urmo, Bilbao, (traducción de *An introduction to the principles of metalworking* de 1965).

Rowe, G.W.; Sturgess, C.E.N.; Hartley, P.; Pillinger, I.: 1991. *Finite-element plasticity and metalforming analysis*, Cambridge University Press, Cambridge.

Sachs, G.: 1927. *Zur Theorie des Ziehvorganges*, Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, vol. 7, pp. 235-236.

Sachs, G.: 1928. *Plasticity problems in Metals*, Transactions of the Faraday Society, vol. 24, pp. 84-92.

Schrader, T.; Shirgaolar, M.; Altan, T.: 2007. *A critical evaluation of the double cup extrusion test for selection of cold forging lubricants*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 189, pp. 36-44.

Sebastián, M.A.: 1980. *Análisis de los procesos de conformación por deformación plástica por el método de los elementos finitos*, Tesis Doctoral, E.T.S. de Ingenieros Industriales, Universidad Politécnica de Madrid.

Seo, J.M.; Noh, J.H.; Hwang, B.B.: 2010. *Sensitivity of dimensional changes to ring geometry using FE simulation*, Steel Research International, vol. 81, nº 9, pp. 310-313.

Seron, F.J.; Sanz, F.J.; Kindelan, M.; Pérez, C.: 1990. *El método de los elementos finitos para el modelado de la ecuación de ondas con un procesador vectorial*, Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño de Ingeniería, vol. 6, nº 4, pp. 573-593.

Shen, G.; Vedhanayagam, A.; Kropp, E.; Altan, T.: 1992. *A method for evaluating friction using a backward extrusion-type forging*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 33, pp. 109-123.

Siebel, E.: 1923. *Untersuchungen über Bildsame Formänderung unter besonderer Berücksichtigung des Schmiedens*, Maschinenbau/Betrieb, vol. 9, pp. 307-312.

Sillekens, W.H.; Dautzenberg, J.H.; Kals, J.A.G.: 1991. *Strain path dependence of flow curves*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 40, nº: 1, pp. 255-258.

Smith, R.L.; Sandland, G.E.: 1922. *An accurate method of determining the hardness of metals, with particular reference to those of a high degree of hardness*, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, vol. 1, pp. 623-641.

Sofuoglu, H.; Gedikli, H.: 2002. *Determination of friction coefficient encountered in large deformation processes*, Tribology International, vol. 35, pp. 27-34.

Sofuoglu, H.; Rasty, J.: 1999. *On the measurement of friction coefficient utilizing the ring compression test*, Tribology International, vol. 32, pp. 327-335.

Späth, W.: 1940. *Physics and technology of hardness and softness*, Springer, Berlin.

Sweizerhoff, K.: 1993. *Metal forming simulation with explicit time integration*, International LS-DYNA 3D conference, Birmingham, U.K.

Tabor, D.: 1948. *A simple theory of static and dynamic hardness*, Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences, vol. 192, n° 1029, pp. 247-274.

Tabor, D.: 1951. *Hardness of Metals*. Clarendon Press, Oxford.

Taylor, G.I.: 1934. *The mechanism of plastic deformation of crystals, part I-Theoretical*, Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, vol. 145, pp. 362-404.

Taylor, G.I.: 1938. *Plastic strain in metals*, Journal Institute of Metals, vol. 62, pp. 307-324.

Taylor, G.I.; Elam, C.F.: 1923. *The distortion of an aluminium crystal during a tensile test*, Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, vol. 102, pp. 643-647.

Taylor, G.I.; Quinney, H.: 1932. *The plastic distortion of metals*, Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, vol. 230, pp. 323-362.

Tekkaya, A.E.: 2005. *A guide for validation of FE-simulations in bulk metal forming*, The Arabian Journal for Science and Engineering, vol. 30, pp. 113-136.

Thomsen, E.G.; Ynag, C.T.; Kobayashi, S.: 1965. *Mechanics of plastic deformation in metal processing*, Macmillan, New York.

Timoshenko, S.P.: 1953. *History of strength of materials*, Dover Publication, New York.

Topcu, N.: 2005. *Numerical, analytical and experimental analysis of indentation*, Doctoral, Graduate School of Natural and Applied Sciences, Middle East Technical University.

Toros, S.; Ozturk, F.; Kacar, I.: 2008. *Review of warm forming of aluminium – magnesium alloys*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 207, pp. 1-12.

Trinks, W.: 1937. *Pressure and roll fluttering in cold rolling*, Blast Furnace Steel Plant, vol. 25, pp. 617-623.

Turner, M.J.; Clough, R.W.; Martin, H.C.; Topp, L.J.: 1956. *Stiffness and deflection analysis of complex structures*, Journal of Aeronautical sciences, vol. 23, n° 9, pp. 805-824.

Vallellano, C.; Cabanillas, P.A.; García-Lomas, F.J.: 2008. *Analysis of deformations and stresses in flat rolling of wire*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 195, n° 1-3, 1 pp. 63-71.

Wagoner, R.H.; Chenot, J.L.: 2001. *Metal forming analysis*, Cambridge University Press, Cambridge.

Wahlberg, A.: 1901. *Brinell's method of determining hardness and other properties of iron and steel*, Journal of the Iron and Steel Institute, vol. 59, pp. 243-298.

Wang, J.P.: 2002. *An investigation into friction in dynamic plane upsetting*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 123, pp. 323-328.

Wang, S.L.; Ramaekers, J.A.H.: 1996. *Measurement of friction and material flow-stress by a plane-strain compression tribometer*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 57, pp. 345-350.

Wanheim, T.; Nielsen, M.S.; Lindegren, M.: 2000. *Strain history curves and simulative materials testing*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 49, n°: 1, pp. 199-204.

Watts, A.B.; Ford, H.: 1952. *An experimental investigation of the yielding of strip between smooth dies*, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, part B1, pp. 448-553.

William, F. S.: 1998. *Fundamentos de la Ciencia e Ingeniería de Materiales*, Mc Graw Hill, Madrid

Xincai, T.: 2002. *Comparisons of friction models in bulk metal forming*, Tribology International, vol. 35, pp. 385-393.

Yamada, Y.; Yoshimura, N.; Sakurai, T.: 1968. *Plastic stress-strain matrix and its application for the solution of elastic-plastic problems by finite element method*, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 10, pp. 343-354.

Yamashita, M.; Hattori, T.; Yamada, K.; Nishimura, N.: 2010. *Frictional effect on deformation behavior in incremental sheet forming*, Steel Research International, vol. 81, n° 9, pp. 926-929.

Yang, D.Y.; Lee, C.H.: 1978. *Analysis of three-dimensional extrusion of sections through curved dies by conformal transformation*, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 26, pp. 541-552.

Yew, C.H.; Goldsmith, W.: 1964. *Stress distribution in soft metals due to static and dynamic loading*, Journal of Applied Mechanics, vol. 31, pp. 636-646.

Zhang, Z.J.; Dai, G.Z.; Wu, S.N; Dong, L.X.; Liu, L.L.: 2009. *Simulation of 42CrMo steel billet upsetting and its defects analyses during forming process based on the software DEFORM-3D*; Materials Science and Engineering A, vol. 499, pp. 49-52.

Zienkeiwicz, O.C.; Cheung, Y.C.: 1967. *The finite element method in structural and continuum mechanics*, McGraw-Hill, New York.

Zienkeiwicz, O.C.; Taylor, R.L.: 1994. *El método de los elementos finitos: mecánica de sólidos y fluidos. Dinámica y no linealidad*, vol. 2, McGraw-Hill, Madrid.

Relación de normas

ASTM, E9-09: 2011. *Standard test methods of compression testing of metallic materials at room temperature*, Annual Book of ASTM Standards, 03.01, Philadelphia, Estados Unidos.

DIN 8580: 2003. *Manufacturing processes. Terms and definitions, division*, Deutsches Institut für Normung (DIN), Berlin.

DIN 8582: 2003. *Manufacturing processes forming – Classification, subdivision, terms and definitions, alphabetical index*, Deutsches Institut für Normung (DIN), Berlin.

DIN 8583 – 1: 2003. *Manufacturing processes forming under compressive conditions - Part 1: General; Classification, subdivision, terms and definitions*, Deutsches Institut für Normung (DIN), Berlin.

UNE 380300: 1983. *Aluminio y aleaciones de aluminio para forja. Generalidades*, Asociación Española de Normalización y Certificación (AENOR), Madrid.

UNE 380301: 1989. *Aluminio y aleaciones de aluminio para forja. Equivalencias oficiales*, Asociación Española de Normalización y Certificación (AENOR), Madrid.

UNE-EN ISO 4545-1: 2006. *Materiales metálicos. Ensayo de dureza Knoop. Parte 1: método de ensayo*, Asociación Española de Normalización y Certificación (AENOR), Madrid.

UNE-EN ISO 6506-1: 2006. *Materiales metálicos. Ensayo de dureza Brinell. Parte 1: método de ensayo*, Asociación Española de Normalización y Certificación (AENOR), Madrid.

UNE-EN ISO 6507-1: 2006. *Materiales metálicos. Ensayo de dureza Vickers. Parte 1: método de ensayo*, Asociación Española de Normalización y Certificación (AENOR), Madrid.

UNE-EN ISO 6508-1: 2007. *Materiales metálicos. Ensayo de dureza Rockwell. Parte 1: método de ensayo*, Asociación Española de Normalización y Certificación (AENOR), Madrid.

UNE-EN ISO 6892-1: 2010. *Materiales metálicos. Ensayo de tracción. Parte 1: método de ensayo a temperatura ambiente*, Asociación Española de Normalización y Certificación (AENOR), Madrid.

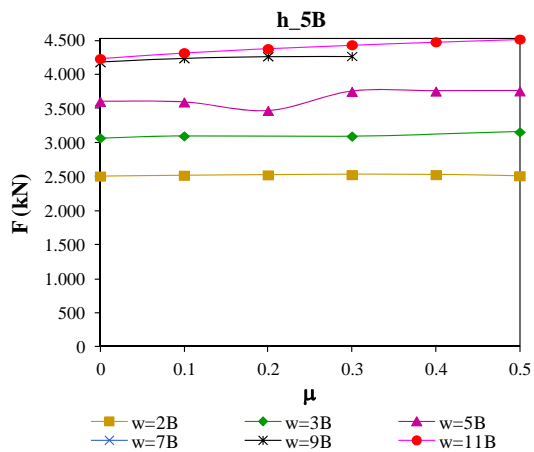
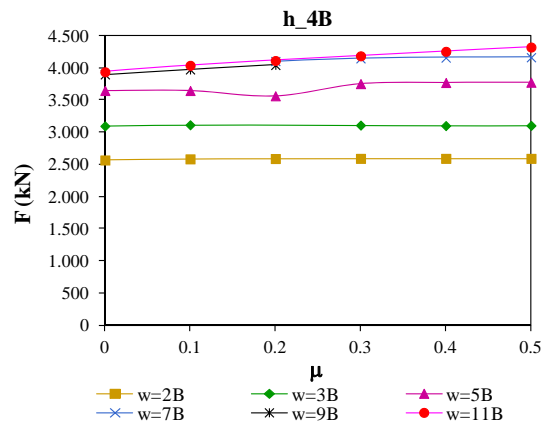
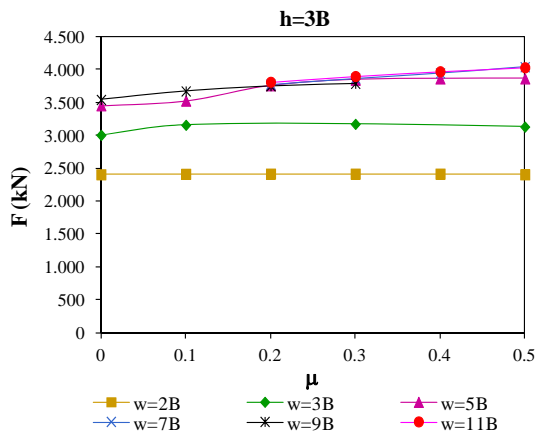
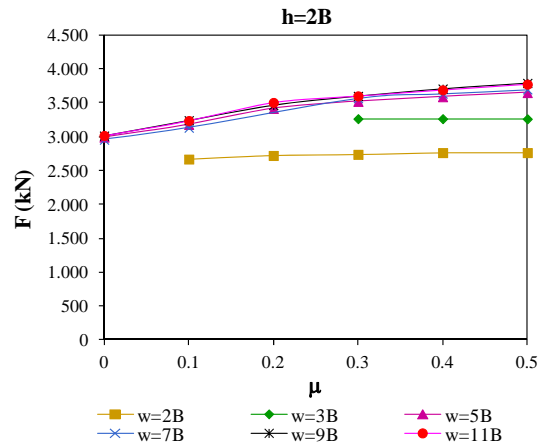
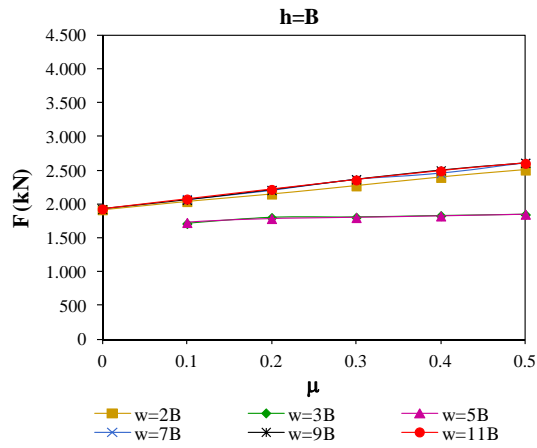
Anexos

Procesos de Indentación

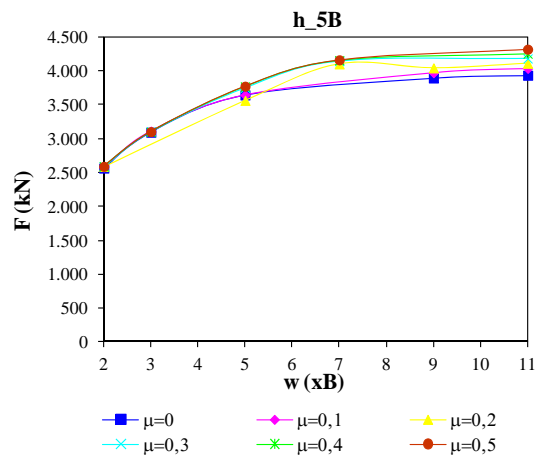
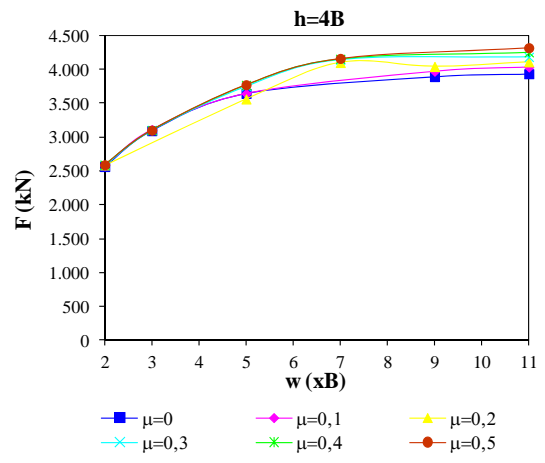
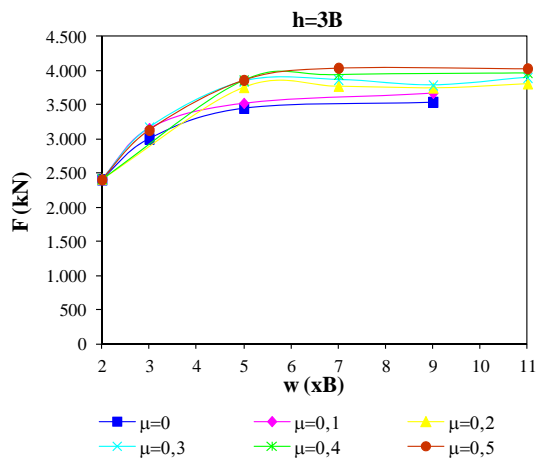
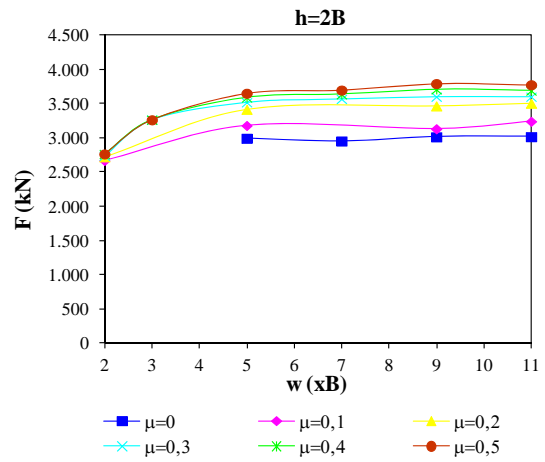
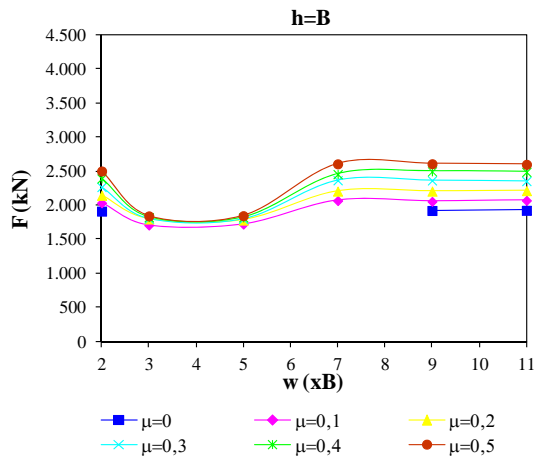
Deformación plana

Fuerzas

Influencia del rozamiento

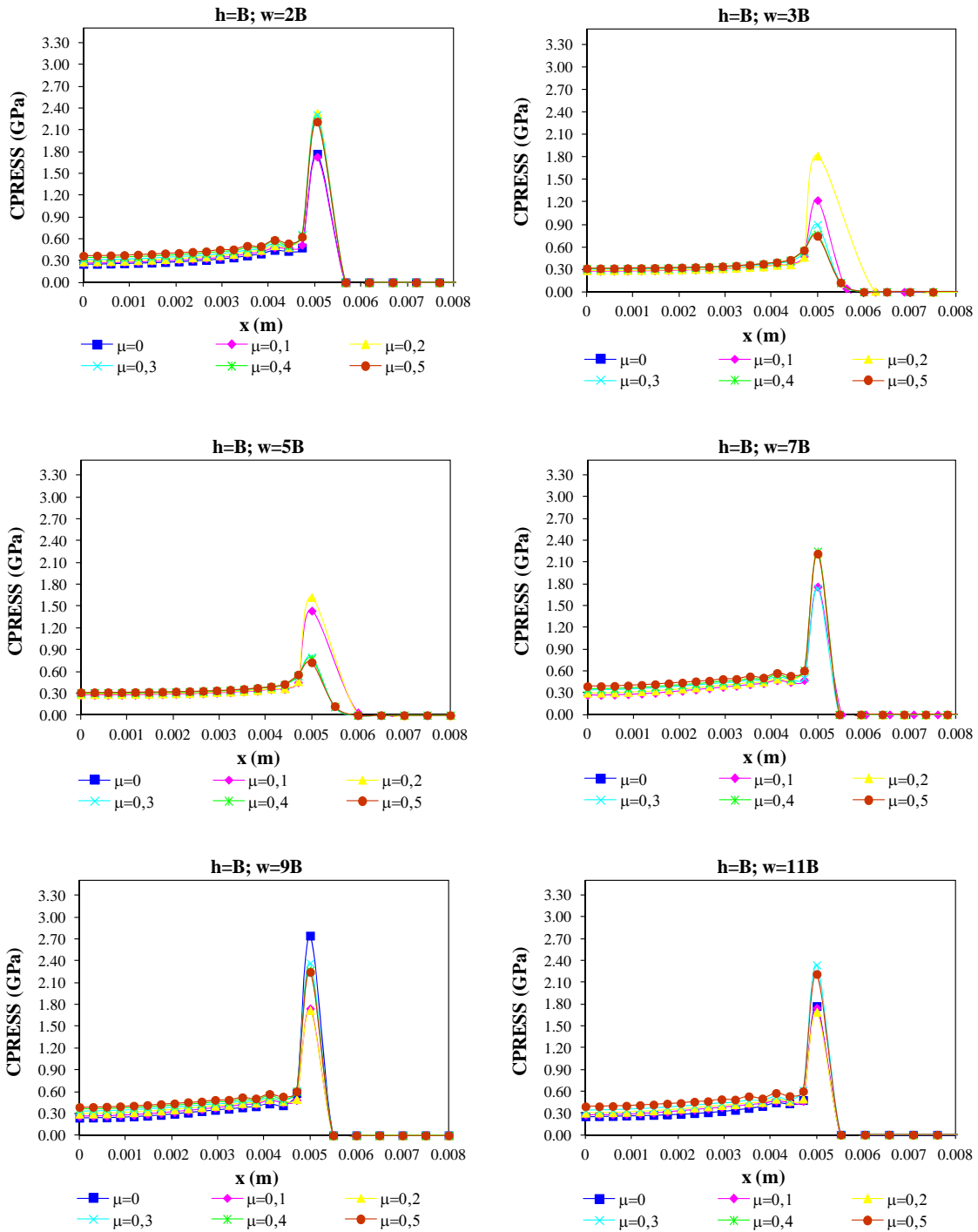


Influencia de la relación geométrica

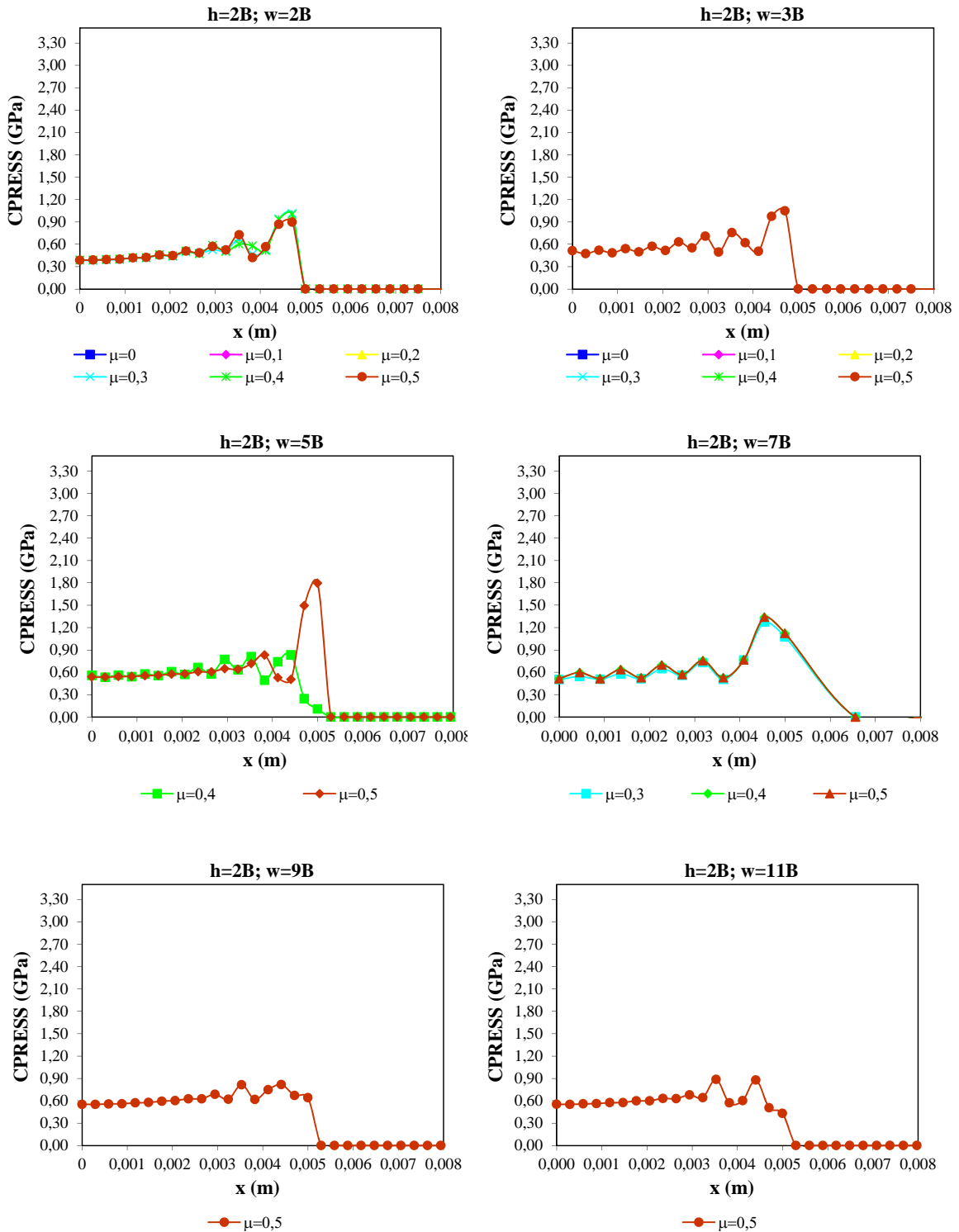


Presiones de Contacto

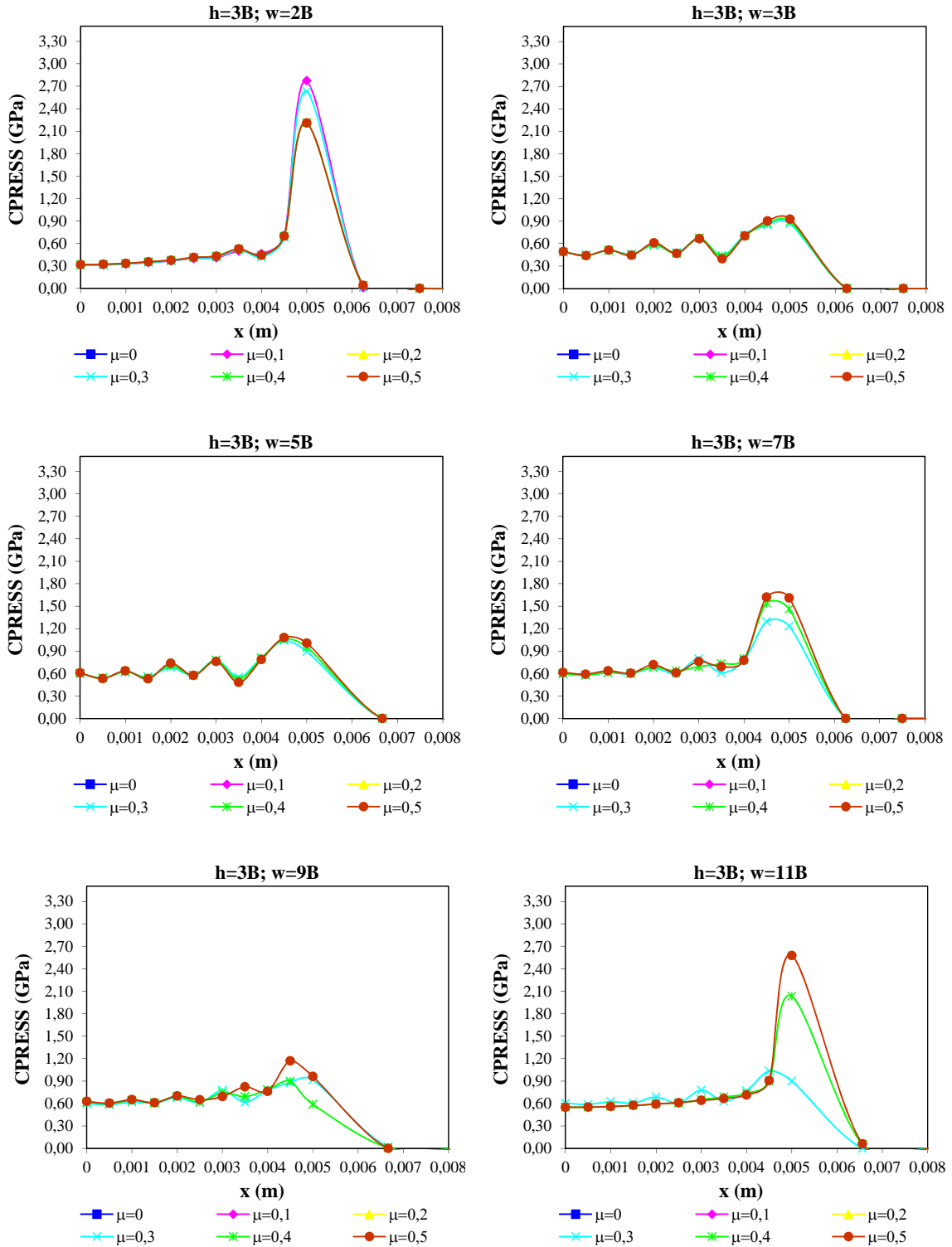
h=B



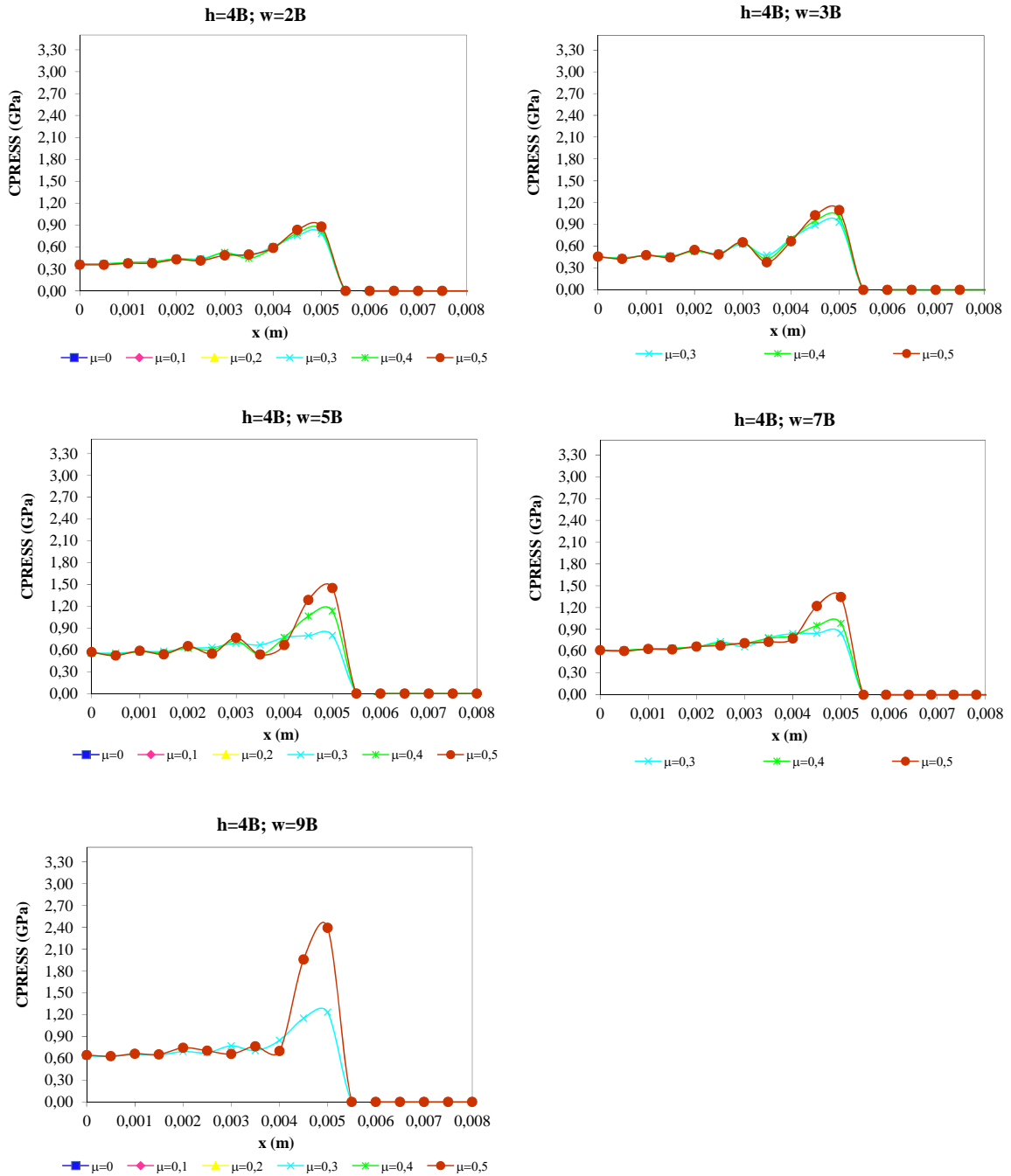
h=2B



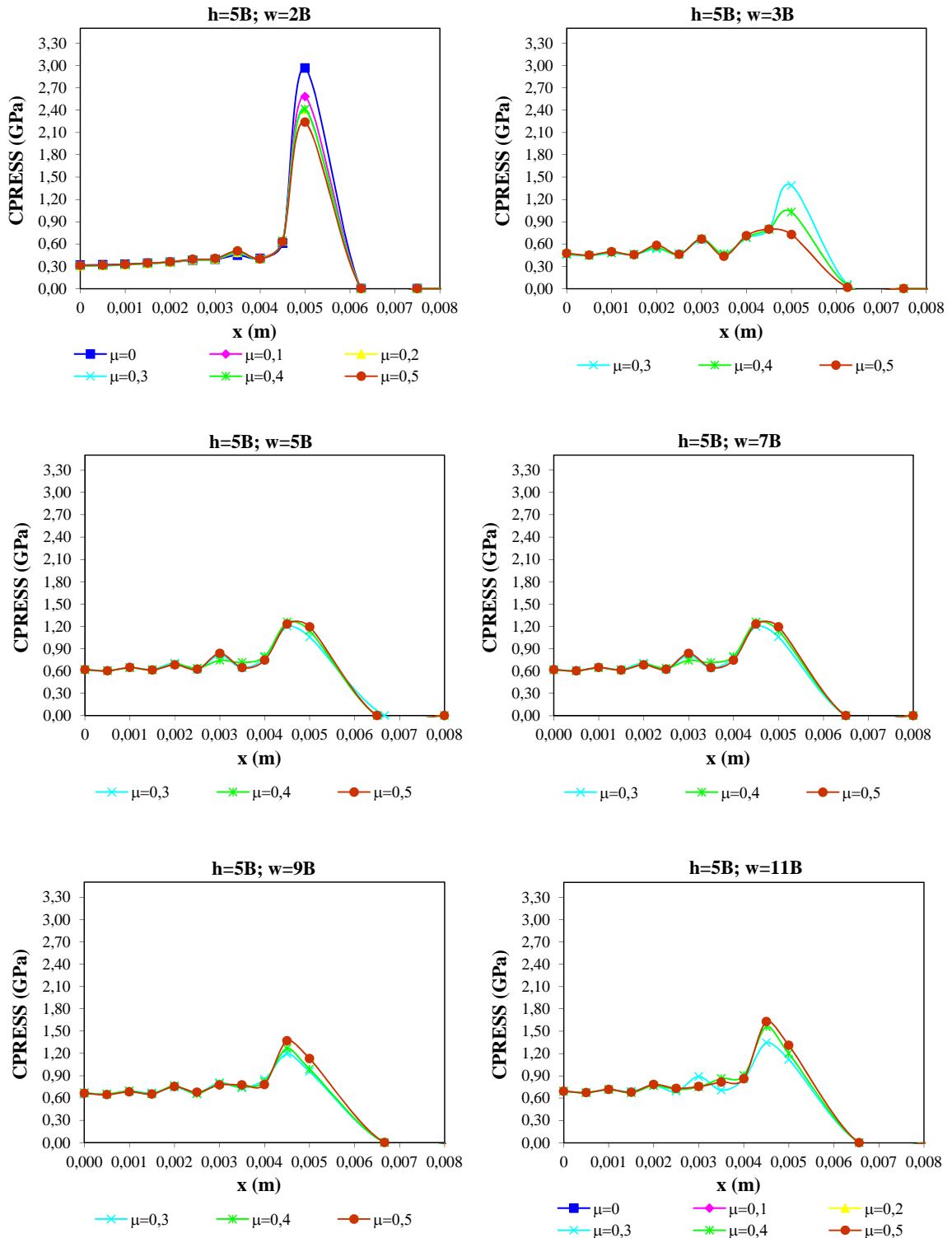
h=3B



h=4B



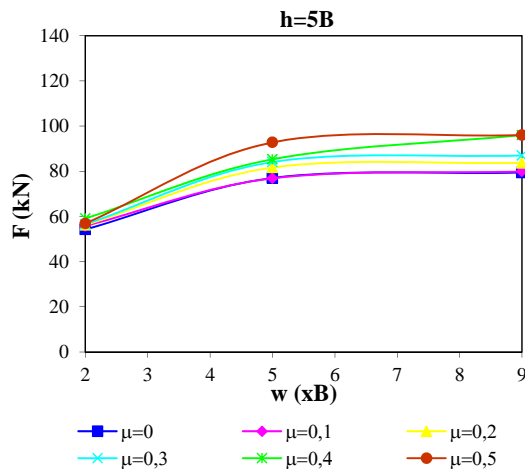
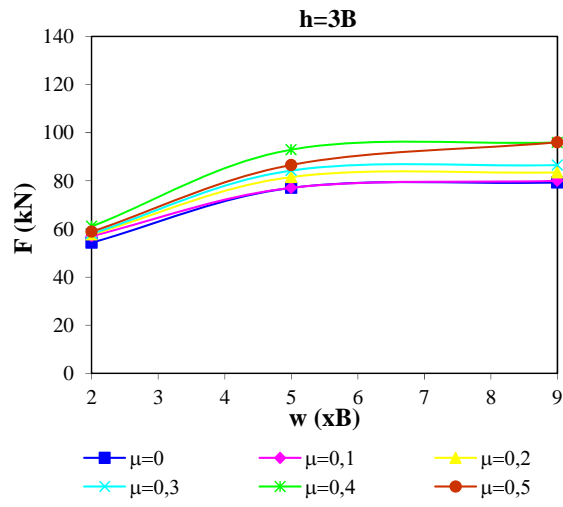
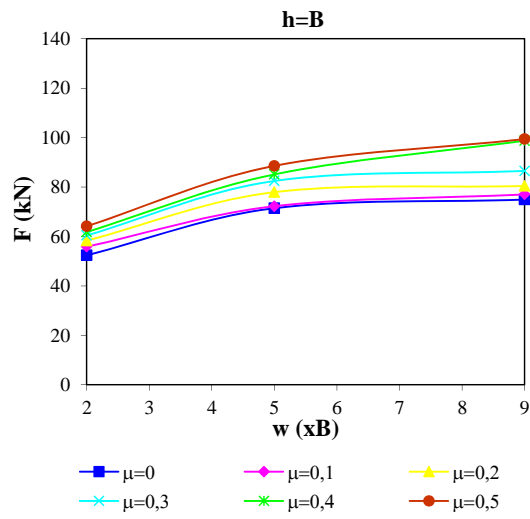
h=5B



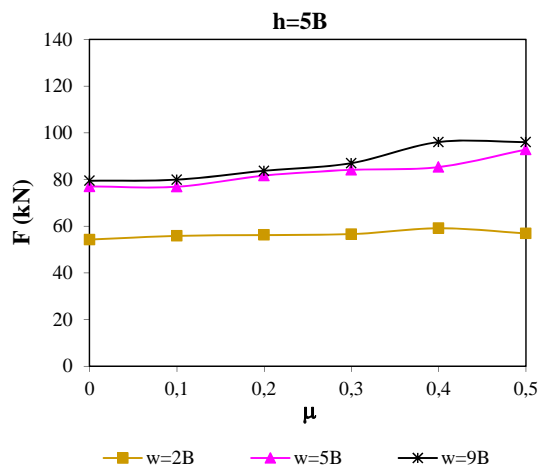
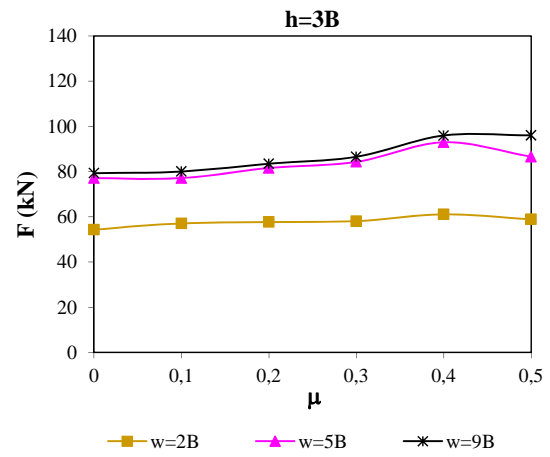
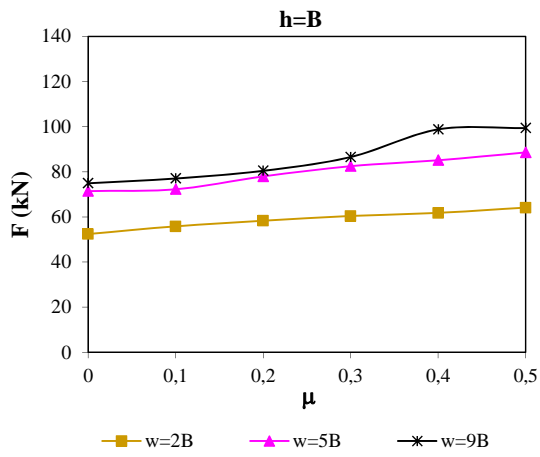
Modelos axisimétricos

Fuerzas

Influencia del rozamiento

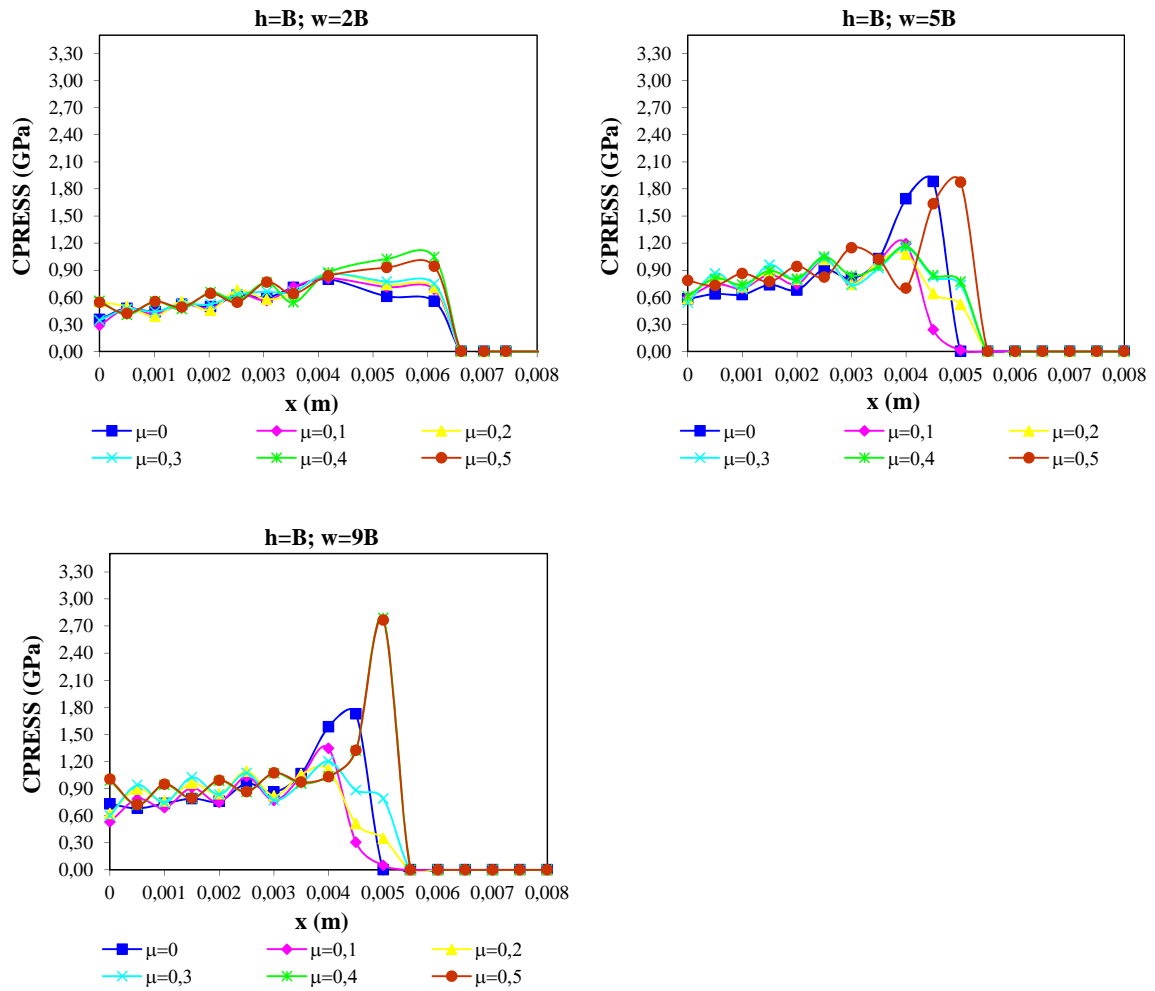


Influencia de la relación geométrica

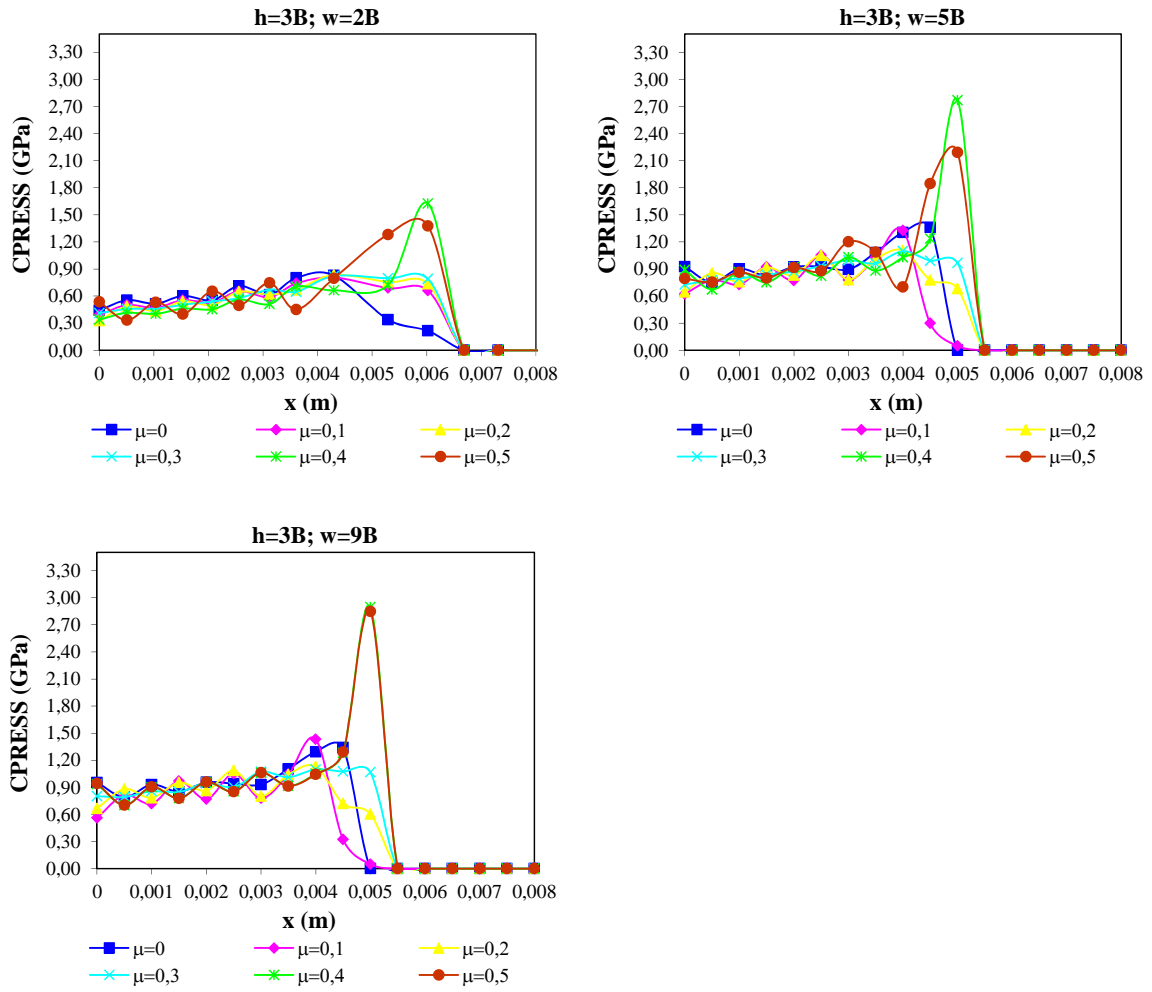


Presiones de Contacto

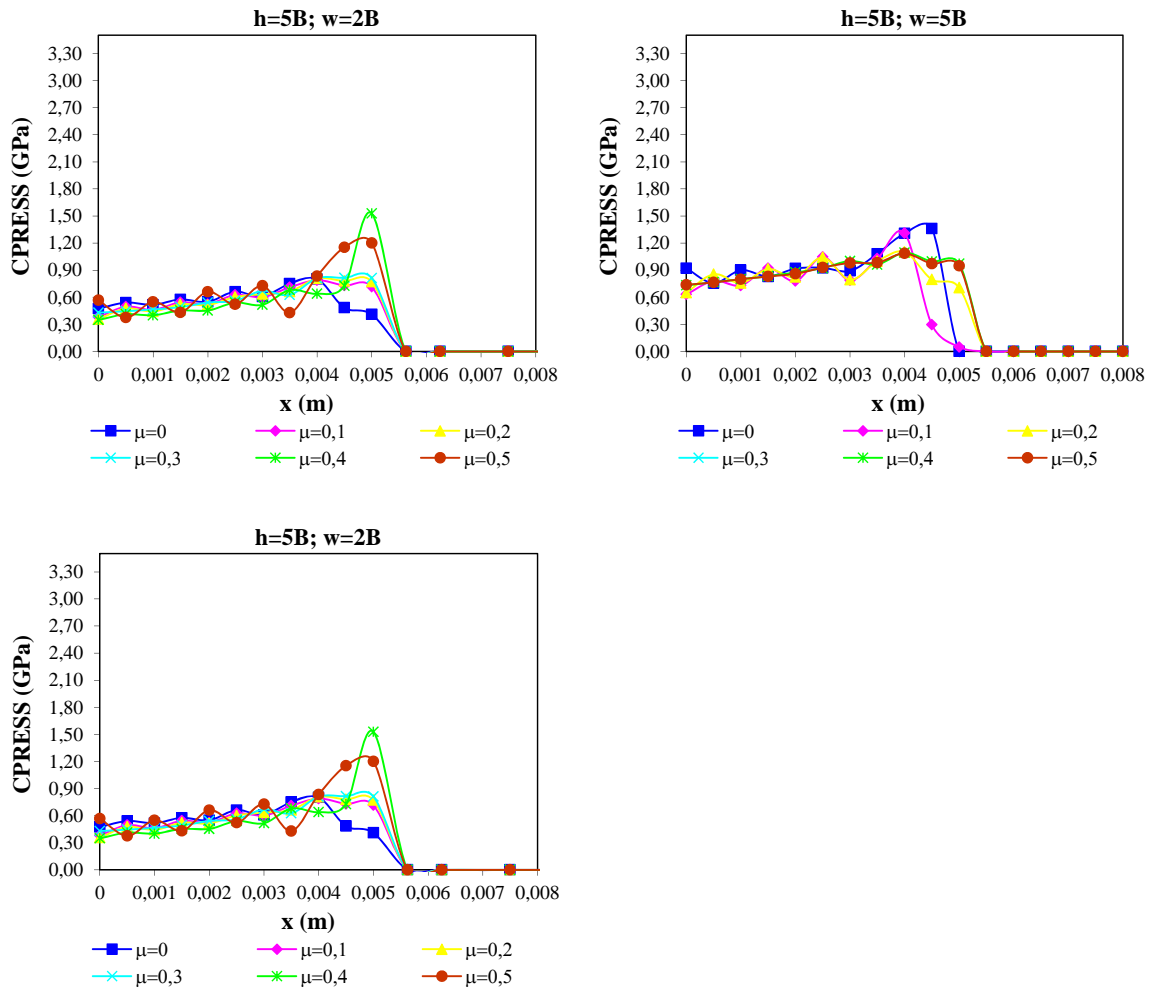
$h=B$



h=3B

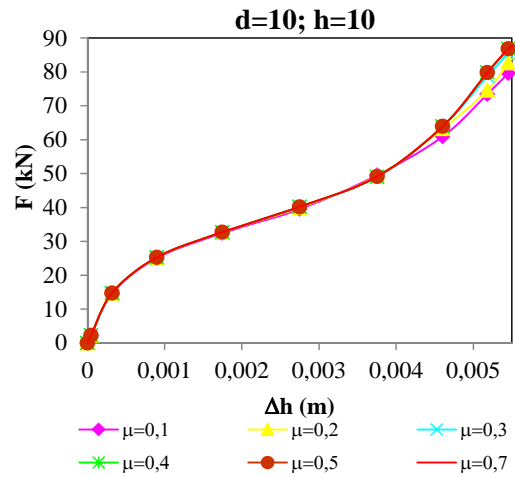
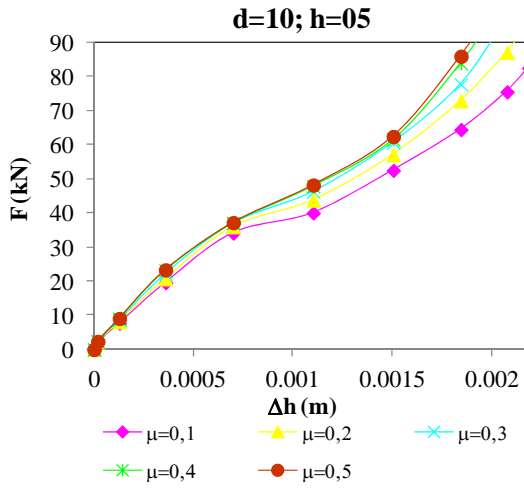


h=5B



Procesos de Forja con matriz abierta

AA 6082-T6



AA 7075-T6

