



GOI ESKOLA  
POLITEKNIKOA  
ESCUELA  
POLITÉCNICA  
SUPERIOR

## **TESIS**

Para obtener el título de **DOCTOR** de  
MONDRAGÓN UNIBERTSITATEA

### **Título:**

Desarrollo de procesos de hidroconformado de  
chapa de aleaciones de aluminio a temperaturas  
moderadas

Autor: Andrea Aginagalde

Director: Dr. Carlos García

Codirector: Dr. Lander Galdos

12 de enero de 2009







**Eskerrak**



## Eskerrak

Tesi honen garapena bost urteetan jasotako ikasketen, ikerkuntza esperientzien eta topatu ditudan oztopoak gainditu izanaren emaitza izan da. Indarrak xahutzear zirenean aurrera ekiten lagundu didazuelako, eskerrik beroenak etxekoei, Karmelo, Koro, Zigor eta Alexi. Baita nire Donostiako, Bilboko eta Arrasateko lagun handiei ere.

Esker ona adierazi nahi nieke Eskola Politeknikoan lagundu didaten pertsoneri. Nire zuzendari Carlos Garcia eta Lander Galdosi, zuen gidatze ahaleginengatik. Ezinbesteko laguntza eman didaten Angel Oruna, Jon Ander Esnaola eta tailerreko lagunei. Urte hauetan zehar Hydroko ekipoa osatu duten guztiei, eta azken finean, eguneroko lanean lagundu didan orori.

Ohio State University-ko Engineering Research Center-eko zuzendari Taylan Altan-i, eta bere lantalde osoari bertan eman nituen sei hilabeteetan erakutsi zidatenagatik.

Eusko Jaurlaritzako Industria, Merkataritza eta Turismo sailari, tesi hau aurrera eramateko eman zidan IKERTU bekagatik. Batz S. Koop.-eko Luis Barañanori tesian sinetsi eta aurrera eramateko eskainitako babesagatik.

Ministerio de Ciencia y Tecnología-ri, Plan Nacional de Investigación Científica, Desarrollo e Innovación Tecnológica programaren barruan emandako laguntzagatik (MAT2004-06726-C02-01 proiektua).



**Laburpena**



# Laburpena

Epe ertain eta luzera lerro estrategikotzat definitzen diren bi lan arlotan oinarritzen da ikerkuntza lan hau: material arinen erabilera eta hauen konformatzea errazten duten fabrikazio prozesu berritzaileen garapena.

Material arinen taldearen barruan, ezaugarri mekaniko hobereneko aluminiozko aleazio batzuk aztertu dira tesi honetan. Izan ere, hauen ezaugarri deigarriei esker (berziklagarritasuna, erresistentzi/pisu ratio altua, korrosio erresistentzia ezinhobea, soldatzeko egokiera ona) aluminiozko aleazioz ekoizten diren pieza kopurua igoera etengabea dago. Horrelako osagai gehienek deformazio teknologien beharra dute haien fabrikaziorako.

Giro tenperaturan horrelako aleazioek duten deformatzeko gaitasun murrizari aurre egiteko, fabrikazio prozesuak beroarekin laguntzeko lan ildo berritzaileari ekitea erabaki d.

Txapazko hidrokongormaketa aukeratu da lan honetarako teknologia ardatz bezala, piezen erresistentziaren hobetzea eta ondorioz pisuaren murrizketa ematen duelako, osagaien dimentsio eta gainazal doitasun oso ona posible egiten duelako, marruskadura murriztearen ondorioz lortzen den deformagarritasun maila handiagoa, lodieren banaketan hobekuntza eta erreminta kostuen murrizketa ematen dituelako.

Ondorioz, tesi honen helburua aluminiozko aleazioen hidrokongormaketa beroan garatzea izan da. Horrela, etorkizunean erabili ahal izango den ezagutza sortuz aluminiozko pieza konplexuak garatu ahal izatea nahi izan da.

Horretarako, txapazko aluminio aleazioen karakterizazio uniaxialaren inguruko ikerketa egin da, beharrezkoa baita lanerako baldintza egokienak topatzeko.

Ondoren, txapazko berorako hidrokongormaketa makina bat diseinatu eta martxan jarri da. Instalazioaren itxiera mekanismoa eta sistema hidraulikoa berritzaileak direnez patentatuak izan dira. Gainera, piezen deformazioak era automatikoan neurtzeko sistema optikoa sortu da.

Garatutako instalazioa egiaztatu ondoren, aleazioak prozesuko baldintzapean karakterizatu dira, hau da, tentsio egoera biaxialpean. Hara eta gehiago, deformagarritasun muga diagramak (FLDak) kalkulatu dira tenperatura epeletan, hauste irizpide bezala erabili ahal izateko.

Pieza prototipo bat ere konformatu da, beroko hidrokongormaketa prozesuaren emaitzak giro tenperaturako hidrokongormaketa bidez ekoiztutakoekin alderatu ahal izateko.

Azkenik, beroko txapazko aluminio aleazioen hidrokongormaketarako zenbakizko simulazio eredu bat garatu da. Karakterizazio uniaxialak eta biaxialak kontuan izanik bi eredu desberdin konparatu dira eta lortutako emaitzak pieza prototipoaren esperimendazio datuekin baieztatu dira.

## Resumen

Este trabajo de investigación se centra en dos líneas llamadas a ser estratégicas a medio y largo plazo: el empleo de materiales ligeros y el desarrollo de procesos de fabricación innovadores que faciliten su conformado.

En esta tesis, dentro de la familia de materiales ligeros, se han estudiado algunas de las aleaciones de aluminio de mejores prestaciones mecánicas, por sus atractivas características (alta reciclabilidad, elevado ratio resistencia/peso, excelente resistencia a la corrosión y buena soldabilidad) que hacen que la fabricación de componentes de aluminio sea una tendencia en aumento. Muchos de estos componentes en forma de chapa necesitan de las tecnologías de deformación en su elaboración.

Para hacer frente a la reducida conformabilidad de este tipo de aleaciones a temperatura ambiente, se ha optado por asistir a los procesos de deformación con calor.

Se ha elegido el hidroconformado de chapa como la tecnología sobre la que se ha centrado el trabajo, ya que permite la mejora de la resistencia de la pieza y en consecuencia la reducción de peso, posibilita una muy buena precisión dimensional y superficial, y provoca un mayor grado de conformado, conseguido gracias a la reducción de la fricción, la mejora en la distribución de espesores y la reducción de costes de herramienta.

En definitiva, el objetivo de este ha sido el desarrollo de la tecnología de hidroconformado de chapa para aleaciones de aluminio a temperaturas moderadas. Se ha pretendido generar conocimiento para la futura obtención de componentes de aluminio de altas prestaciones mediante esta nueva tecnología.

Para ello, se ha realizado un estudio inicial de caracterización uniaxial de aleaciones de chapa de aluminio en caliente, necesario para la definición de las condiciones de trabajo que optimicen el conformado.

A continuación, se ha diseñado y se ha puesto a punto un prototipo de hidroconformado de chapa en caliente. La instalación dispone de un sistema de cierre y de un sistema hidráulico innovadores, que han sido patentados. Además, se ha desarrollado un sistema de medición óptico para el cálculo de deformaciones en las piezas de forma automática.

En tercer lugar, el estudio se ha centrado en la caracterización de las aleaciones en estados de tensión biaxiales. Además, se han calculado los Diagramas Límite de Conformado (FLD) en caliente de las aleaciones, para utilizarlos como herramienta de criterio de fallo.

También se ha conformado una pieza prototipo para evaluar los resultados obtenidos mediante el hidroconformado a temperaturas moderadas de aleaciones de aluminio respecto al conformado a temperatura ambiente.

Finalmente, se ha desarrollado un modelo de simulación numérica del hidroconformado de chapa de aleaciones de aluminio a temperaturas moderadas. Se han comparado los resultados obtenidos con la caracterización del material bajo diferentes estados tensionales. El modelo generado se ha evaluado con los resultados experimentales del conformado de la pieza prototipo.

## Abstract

This research work is based on two strategic lines at medium and long term: the use of lightweight materials and the development of innovative processes that improve the forming of these materials.

In this thesis, within the lightweight materials family, some of the aluminium alloys with best mechanical properties have been selected due to the attractive characteristics they present (high recyclability, elevated resistance/weight ratio, excellent corrosion resistance, good soldability), which make the trend in aluminium compounds fabrication in constant increase. Most of this components need the forming technologies for their elaboration.

In order to increase the reduced deformation levels obtained at room temperature with these alloys, the innovative actuation line to assist the forming processes with heat has been chosen.

Sheet hydroforming technology has been selected as the innovative technology where this work is centred in, because of its advantages as, the improvement of the part resistance and as a result the reduction of the weight, the very good dimensional and superficial precision of the components, the friction reduction induced higher deformation levels, thickness distribution enhancement and tool costs reduction.

The objective of this work has been to develop the warm sheet hydroforming technology for aluminium alloys. The creation of knowledge that will permit the fabrication of high added value aluminium alloy parts with the application of this technology has been pretended.

To reach this goal, a preliminary aluminium alloys uniaxial warm characterization study has been completed, necessary to define the working conditions to optimize the forming of the materials.

Secondly, a warm sheet hydroforming prototype has been designed and set up. The closing system and the hydraulic system of the installation are innovative, hence, both of them have been patented. Moreover, an automatic strain measurement optical system has been developed.

Next, the study has been focused on the biaxial characterization of the material. Besides, the Forming Limit Diagrams (FLDs) of the alloys have been obtained at warm temperatures with the purpose of using the resulting data as a failure criterion tool.

In a further stage a prototype part has been formed to evaluate the obtained results with the warm sheet hydroforming technology in comparison to those obtained at room temperature.

Finally, a numerical model for the warm sheet hydroforming of aluminium alloys has been created. The results obtained with models based on uniaxial and biaxial characterization have been compared. The developed model has been evaluated with the prototype part forming experimental data.



# **Índice de Contenidos**



<b>SÍMBOLOS Y ABREVIACIONES.....</b>	<b>XIX</b>
<b>1 INTRODUCCIÓN.....</b>	<b>3</b>
1.1 LAS ALEACIONES DE ALUMINIO.....	3
1.2 TECNOLOGÍA DE HIDROCONFORMADO DE CHAPA.....	4
1.3 MOTIVACIÓN E INTERÉS PARA DESARROLLAR EL HIDROCONFORMADO DE CHAPA DE ALEACIONES DE ALUMINIO A TEMPERATURAS MODERADAS.....	5
1.4 OBJETIVOS Y ORGANIZACIÓN DEL TRABAJO.....	5
<b>2 ASPECTOS GENERALES.....</b>	<b>11</b>
2.1 GENERALIDADES SOBRE ALEACIONES DE ALUMINIO.....	11
2.1.1 <i>Introducción al aluminio</i> .....	11
2.1.1.1 Producción y reciclaje.....	11
2.1.1.2 Características del aluminio.....	12
2.1.2 <i>Aleaciones de aluminio</i> .....	13
2.1.2.1 Aportaciones de los elementos aleantes.....	13
2.1.2.2 Tipos de aleaciones normalizadas.....	13
2.1.3 <i>Interés de las aleaciones de aluminio en forma de chapa</i> .....	14
2.1.4 <i>Conformabilidad de las aleaciones de chapa de aluminio</i> .....	15
2.2 GENERALIDADES SOBRE EL HIDROCONFORMADO DE CHAPA.....	16
2.2.1 <i>Introducción</i> .....	16
2.2.1.1 Hidroconformado de chapa pasivo.....	16
2.2.1.2 Hidroconformado de chapa activo.....	17
2.2.2 <i>Revisión histórica</i> .....	18
2.2.2.1 Desde 1900 hasta 1970.....	18
2.2.2.2 Desde 1970 hasta hoy en día.....	20
2.2.3 <i>Maquinaria para hidroconformado de chapa</i> .....	27
2.2.3.1 Prensas.....	27
2.2.3.2 Sistema hidráulico.....	29
2.2.3.3 Moldes.....	30
2.2.4 <i>Variables de proceso</i> .....	31
2.2.4.1 Presión interna.....	31

2.2.4.2	Fuerza de pisado.....	33
2.2.4.3	Fricción.....	34
2.2.5	<i>Campos de aplicación.....</i>	34
<b>3</b>	<b>CARACTERIZACIÓN DE MATERIAL.....</b>	<b>39</b>
3.1	INTRODUCCIÓN.....	39
3.2	SELECCIÓN DE MATERIALES.....	40
3.2.1	<i>Selección de las aleaciones de aluminio a estudiar.....</i>	40
3.2.2	<i>Tratamientos de las aleaciones seleccionadas.....</i>	41
3.2.3	<i>Conclusiones de la selección de materiales.....</i>	44
3.3	CARACTERIZACIÓN UNIAXIAL DE MATERIALES.....	44
3.3.1	<i>Metodología de ensayo.....</i>	44
3.3.2	<i>Resultados.....</i>	45
3.3.2.1	Curvas tensión deformación.....	45
3.3.2.2	Coefficiente del endurecimiento .....	49
3.3.2.3	Coefficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación .....	50
3.4	CARACTERIZACIÓN MICROESTRUCTURAL.....	51
3.4.1	<i>Procedimientos para engastado y ataque.....</i>	52
3.4.2	<i>Análisis del tratamiento térmico.....</i>	54
3.4.3	<i>Análisis de los precipitados y el tamaño de grano durante el conformado.....</i>	54
3.3.2.1	Análisis de la evolución de los precipitados.....	55
3.3.2.1	Análisis de la evolución del grano.....	57
<b>4</b>	<b>INSTALACIÓN EXPERIMENTAL.....</b>	<b>65</b>
4.1	PROTOTIPO DE HIDROCONFORMADO DE CHAPA A TEMPERATURAS MEDIAS.....	65
4.1.1	<i>Sistema de cierre.....</i>	65
4.1.2	<i>Sistema hidráulico en caliente.....</i>	67
4.1.2.1	Selección del fluido térmico.....	68
4.1.2.2	Intensificador de presión.....	69
4.1.2.3	Grupo hidráulico.....	70
4.1.2.4	Grupo de agua.....	70
4.1.2.5	Atemperador.....	70

---

4.1.2.6	Funcionamiento del circuito hidráulico en caliente.....	70
4.1.3	<i>Molde</i> .....	72
4.1.4	<i>Control de las variables de proceso</i> .....	73
4.1.4.1	Control de la temperatura.....	73
4.1.4.2	Control de la presión.....	74
4.2	SISTEMA DE MEDICIÓN DE DEFORMACIONES ÓPTICO.....	76
4.2.1	<i>Otros sistemas de medición de piezas</i> .....	76
4.2.1	<i>Características del sistema de captura</i> .....	77
4.2.2	<i>Estereovisión</i> .....	78
4.2.2.1	Calibración de las cámaras.....	78
4.2.2.1	Cálculo de la estereovisión.....	81
4.2.3	<i>Cálculo de deformaciones</i> .....	82
<b>5</b>	<b>EXPERIMENTACIÓN</b> .....	<b>91</b>
5.1	CARACTERIZACIÓN BIAxIAL DE MATERIAL.....	91
5.1.1	<i>Ensayo de expansión libre o bulge test</i> .....	91
5.1.2	<i>Metodología de ensayo</i> .....	92
5.1.3	<i>Obtención de curvas tensión deformación</i> .....	93
5.1.3.1	Curvas tensión deformación para la aleación AA5754H111.....	95
5.1.3.2	Curvas tensión deformación para la aleación AA6082O.....	99
5.1.4	<i>Obtención de diagramas límite de conformado, FLDs</i> .....	104
5.1.4.1	Metodología de ensayo.....	105
5.1.4.2	Resultados.....	108
5.2	OBTENCIÓN DE PIEZA PROTOTIPO.....	117
5.2.1	<i>Selección de la geometría</i> .....	117
5.2.2	<i>Plan de ensayos</i> .....	118
5.2.3	<i>Resultados</i> .....	118
5.2.3.1	Calentamiento del sistema.....	118
5.2.3.2	Curvas de presión reales.....	119
5.2.3.2	Precisión de la geometría obtenida.....	122
5.2.4	<i>Propiedades mecánicas finales de las piezas</i> .....	125

<b>6</b>	<b>MODELO PARA LA SIMULACIÓN NUMÉRICA.....</b>	<b>131</b>
6.1	INTRODUCCIÓN.....	131
6.1.1	<i>Estudios sobre simulaciones de hidroconformado de chapa convencional.....</i>	131
6.1.2	<i>Fases de la simulación de hidroconformado de chapa a temperaturas moderadas</i>	133
6.2	MODELO DE SIMULACIÓN TÉRMICO.....	134
6.2.1	<i>Simulación del calentamiento de la geometría bulge test.....</i>	134
6.2.2	<i>Simulación del calentamiento de la geometría prototipo.....</i>	136
6.3	MODELO DE SIMULACIÓN TERMOMECAÁNICO ACOPLADO.....	138
6.3.1	<i>Simulación termomecánica de los ensayos bulge test.....</i>	139
6.3.2	<i>Simulación termomecánica del conformado de la pieza prototipo.....</i>	142
<b>7</b>	<b>CONCLUSIONES.....</b>	<b>149</b>
<b>8</b>	<b>REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>153</b>
ANEXO I	DISTRIBUCIÓN DE TEMPERATURA EN LAS PROBETAS DENTRO DE LA MÁQUINA DE TRACCIÓN INSTRON.....	163
ANEXO II	PLANOS DE LA INSTALACIÓN EXPERIMENTAL.....	167
ANEXO III	PROPIEDADES DEL FLUIDO TÉRMICO DYNALENE 600.....	183
ANEXO IV	MODELOS ANALÍTICOS PARA LA OBTENCIÓN DE LAS CURVAS TENSIÓN-DEFORMACIÓN MEDIANTE ENSAYOS BULGE TEST.....	187
ANEXO V	ESTUDIO DEL MODELO DE BANABIC.....	193
ANEXO VI	RESULTADOS DE LOS ENSAYOS PARA LA OBTENCIÓN DE FLDs.....	201

## **Símbolos y abreviaciones**



# Símbolos y abreviaciones

Símbolo	Unidad	Descripción
$A$	$\text{mm}^2$	Area de la chapa
AA		Asociación estadounidense del aluminio, <i>Aluminum Association</i>
Al		Aluminio
$\text{Al}_2\text{O}_3$		Alúmina
$a$	mm	Lado mayor del agujero rectangular para hidropunzonado
$B$		Constante de radiación
$b$	mm	Lado menor del agujero rectangular para hidropunzonado
$a_0$	mm	Eje mayor de la matriz elíptica
$b_0$	mm	Eje menor de la matriz elíptica
$C$	$\text{W m}^2/\text{K}^4$	Constante de Stefan Boltzman ( $5.67 \times 10^{-8}$ )
CCD		Elemento acoplado en carga, <i>Charge Coupled Device</i>
$C_2$		Parámetro de material en el modelo de Banabic
$C_e$	$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$	Calor específico
Cr		Cromo
Cu		Cobre
$cf$		Centro óptico de la cámara
$d$		Espesor de la ventana de protección en el sistema de hidroconformado de chapa
$d_m$	mm	Diámetro de la matriz de los ensayos de bulge test
dU		Ratio de energía interna del material
<b>D</b>		Tensor de deformaciones
$d_1$		Distancia del rayo de refracción en $n_1$
$d_c$	mm	Diámetro de la copa de embutición
$dpp$		Puntos por píxel, dots per pixel
<i>DSHF</i>		Hidroconformado de chapa doble, <i>Sheet Hydroforming</i>
$E$	GPa	Módulo de Young
EN AW		Norma europea para designación de aleaciones de aluminio de forja, <i>European Norm Aluminum Wrought</i>
$e$		Espesor de la chapa
$e_{xx}$		Deformaciones en el eje x
$e_{yy}$		Deformaciones en el eje y
Fe		Hierro
<i>FLD</i>		Diagrama Límite de Conformado, <i>Forming Limit Diagram</i>

$f$	W	Flujo de calor
H		Estado de acritud de las aleaciones de aluminio, tratamiento por el que el material endurece por aplicación de deformación controlada
$h$	W/m <sup>2</sup> K	Coefficiente de convección
HB		Dureza Brinell
H111		Endurecimiento alcanzado por un enderezado por tracción controlada con un alargamiento de un 1% aproximadamente
IFU		Universidad de Stuttgart, <i>Institut Für Umformtechnik</i>
$k$		Constante de material en la ley de comportamiento de Boogard
$k$	W/mK	Conductividad térmica
<b>K</b>		Matriz de deformaciones
$L$		Espesor del medio en el que se transfiere el calor
LVDT		Captador lineal de posición, <i>Linear Variable Displacement Transducers</i>
Mg		Magnesio
Mn		Manganeso
$m$		Coefficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación
$n$		Coefficiente de endurecimiento por deformación
<b>n</b>		Vector normal al plano de la ventana de protección
<b>n<sub>1</sub></b>		Vector perpendicular a <b>n</b>
$n_{cf}$		Nuevo centro óptico de la cámara
O		Estado de tratamiento recocido
$p$		Presión de conformado
$\tilde{p}$		Coordenadas homogéneas del punto $p$
$p_{image}$		Punto observado proyectado en el plano imagen
PC		Ordenador, Personal Computer
$p_{def}$		Punto $p$ deformado
PID		Tipo de control Proporcional Integral Derivativo
<b>pl1</b>		Rayo de proyección del punto de la primera cámara
<b>pl2</b>		Rayo de proyección del punto de la segunda cámara
Q		Calor
$q$		Ratio de transferencia de calor, flujo de calor por unidad de área que entra en el cuerpo
$r$		Anisotropía
$r_d$		Radio de conformado de la matriz
$r_m$		Radio de la matriz en el ensayo bulge test
<b>R</b>		Matriz ortonormal de rotación
$R_e$	MPa	Límite elástico

---

$R_m$	MPa	Resistencia a la rotura
RMS		Valor cuadrático medio, <i>Root Mean Square</i>
$R_{p\ 0,2}$	MPa	Resistencia mecánica
Si		Silicio
<i>SHF</i>		Hidroconformado de chapa, <i>Sheet Hydroforming</i>
<i>SPF</i>		Conformado superplástico, <i>SuperPlastic Forming</i>
$s_0$		Espesor inicial de la chapa en el modelo de Banabic
$t$		Tiempo de cálculo
$T^a$	°C	Temperatura
T		Tratamiento térmico aplicado a las aleaciones de aluminio endurecibles térmicamente
$T_{air}$		Temperatura del aire
$T_{Al}$		Temperatura del aluminio
$T_i$		Temperatura de conformado en caliente
$T_s$		Temperatura de la fuente de calor
T4		Tratamiento térmico que consiste en un enfriamiento forzado (temple) desde la temperatura de conformado seguido de un proceso de maduración natural
T6		Tratamiento térmico que consiste en un temple seguido de un proceso de maduración artificial y natural
Ti		Titanio
<b>U</b>		Matriz ortonormal
V	$m^3$	Volumen del material sólido
<b>v</b>		Vector unitario que define la dirección del rayo original desde el centro óptico al punto proyectado en el plano imagen
<i>WF</i>		Conformado a temperaturas medias, <i>Warm Forming</i>
<i>WSHF</i>		Hidroconformado de chapa a temperaturas medias, <i>Warm Sheet Hydroforming</i>
x	m	Posición
Zn		Zinc

Símbolo	Unidad	Descripción
$\alpha$	°	Ángulo de entrada del rayo de proyección al observar el punto a través de las cámaras
$\alpha_1$		Ratio de las tensiones principales ( $\sigma_2 / \sigma_1$ ) en el punto más alto de la copa en el modelo de Banabic
$\beta$		Ángulo de desviación del rayo dentro del material atravesado
$\beta_d$		Ratio de embutición
$\Delta t$		Incremento de tiempo
$\mathcal{E}$		Deformación
$\dot{\mathcal{E}}$	s <sup>-1</sup>	Velocidad de deformación
$\dot{\mathcal{E}}_e$	s <sup>-1</sup>	Velocidad de deformación equivalente
$\epsilon_s$		Emisividad de la fuente de calor
$\epsilon_{Al}$		Emisividad del aluminio
$\epsilon_{Air}$		Emisividad del aire
$\xi$		Coefficiente de refracción
$\lambda$		Escalar
$\gamma$		Módulo de Poisson
$\mu$		Coefficiente de fricción
$\theta$	°C	Temperatura
$\rho$	Kg/dm <sup>3</sup>	Densidad
$\sigma$	N·m <sup>-2</sup>	Tensión
$\sigma_2$	N·m <sup>-2</sup>	Tensión media en el área del radio de embutición de la chapa
$\sigma_m$	N·m <sup>-2</sup>	Tensión media en el área periférica de la chapa

# **Capítulo 1:**

## **Introducción**



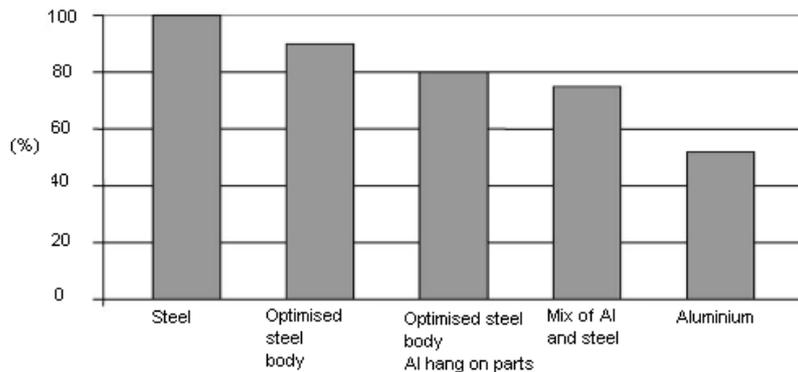
# 1 Introducción

La presente tesis titulada “Desarrollo de procesos de hidroconformado de chapa de aleaciones de aluminio a temperaturas moderadas” se enmarca dentro de la línea de investigación de “Procesos avanzados de conformación de materiales” de Mondragon Goi Eskola Politeknikoa de Mondragon Unibertsitatea.

## 1.1 Las aleaciones de aluminio

El sector del transporte en general es un gran consumidor de energía. El rendimiento del combustible puede mejorarse notablemente reduciendo el peso de los vehículos, por ejemplo, mediante el empleo de materiales de mayor resistencia, como los aceros de alta resistencia, o mediante el uso de materiales más ligeros, como los polímeros. Pero la reducción de peso puede optimizarse mediante el uso de materiales aún menos pesados, tales como el aluminio, cuyo peso por unidad de volumen es 65% menor que el del hierro.

La reducción de peso en la estructura de un coche puede ser de un 50% con el uso exclusivo de aleaciones de aluminio frente al uso de acero, como muestra la **Figura 1.1** [ASN 03]. Por otro lado, el consumo de aluminio en la industria del automóvil se ha incrementado en un 64% desde el 2002 al 2008 [THE 08]. Además, la reciclabilidad del aluminio es de un 100%, reduciendo así el impacto ambiental tanto en la gestión de residuos como en la energía necesaria para producir el material, que se ve reducida hasta un 5% [ROG 07].



**Figura 1.1:** Potencial para reducir peso en la estructura de un coche con el uso exclusivo de aleaciones de aluminio frente al uso de acero [ASN 03].

Sin embargo, el uso del aluminio queda muy por debajo del acero, principalmente debido a su mayor coste y peor conformabilidad a temperatura ambiente. El alargamiento a la rotura de las aleaciones de aluminio es menor de un 30% frente a un valor aproximado de un 50% para los aceros de embutición a temperatura ambiente [THE 93]. La razón por la que las aleaciones de aluminio presentan esta limitación es que se tratan de materiales bifásicos en los que las durezas de las partículas de la segunda fase reducen la ductilidad del material [SHE 78]. Esto constituye un fuerte obstáculo para la expansión de su uso tanto en el mundo de la automoción como en otros sectores como el aeronáutico.

El reto fundamental para la introducción masiva del aluminio es por tanto, superar sus problemas de conformabilidad. La posibilidad de aumentar la capacidad de deformación de las aleaciones de aluminio tanto a temperaturas criogénicas [TAY 76] como a temperaturas elevadas [MOR 77, AYR78, SHE 78 ODO 84, TAY 80] ha sido documentada hace ya décadas. El conformado a temperaturas elevadas es más favorable que el conformado en frío en la industria y generalmente resulta en un mayor nivel de productividad [LI 03].

Dependiendo del rango de temperaturas a las que se deforma el material pueden diferenciarse el conformado superplástico (*SPF, Superplastic forming*) y el conformado a temperaturas moderadas (*WF, Warm forming*). La **Figura 1.2** establece los límites de trabajo de cada

proceso en función de la relación entre la temperatura de conformado ( $T_i$ ) y la de fusión ( $T_m$ ) del material.

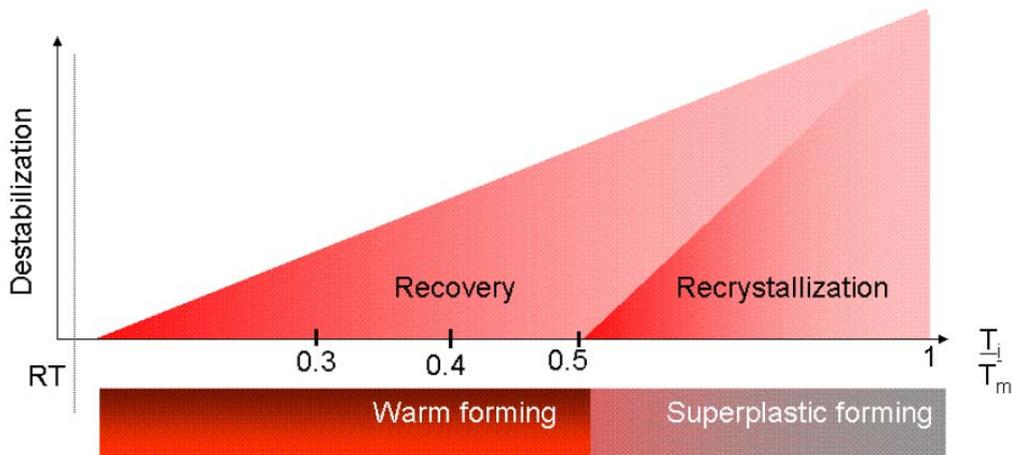


Figura 1.2: Rango de temperaturas para identificar las condiciones de conformado [NOV 02].

El conformado superplástico de aleaciones de aluminio (conformado a temperaturas mayores que la mitad de la temperatura de fusión en grados Kelvin) es una posible alternativa. Sin embargo, tiene los siguientes inconvenientes:

- Requiere de velocidades de deformación bajas (del rango de  $10^{-4}$  a  $10^{-2}$  s $^{-1}$ ) que llevan a productividades muy bajas del orden de una pieza por hora.
- Produce componentes de baja rigidez.
- Necesita de un gran consumo de energía para calentar el material hasta el rango de temperaturas superplásticas.
- Precisa de controladores de temperatura precisos y sofisticados para lograr una uniformidad de temperatura tanto en los moldes como en el material a conformar.

Con el fin de hacer frente a estas carencias, muchos investigadores han trabajado en el conformado de aleaciones de aluminio a temperaturas moderadas [ALT 04, BOO 02, CON 01, GEI 01, GOL 04, GRO02, KOÇ 01, LI 04, NOV 03, PRI 03, WU 01]. En definitiva, se puede definir el conformado a temperaturas moderadas como el que se corresponde a la producción de componentes en el rango de temperaturas comprendidas entre un 20% y un 50% por debajo de la temperatura de fusión en grados Kelvin.

## 1.2 Tecnología de hidroconformado de chapa

El hidroconformado de chapa es una tecnología emergente para la obtención de piezas metálicas utilizada hoy en día en diversos sectores de la industria (industria del automóvil, aeronáutica, saneamiento, decoración, otros). El hidroconformado de chapa es la tecnología donde se conforma una chapa mediante la aplicación de presión a través de un fluido.

Las principales ventajas de la tecnología son [AHM 00a, CER 03, CON 01, LAN 04, VAH 00]:

- La mejora de la resistencia de la pieza y en consecuencia la reducción de peso.
- Una buena precisión dimensional y superficial.
- Un mayor grado de conformado gracias a la reducción de la fricción.
- La mejora de la distribución de espesores debido a que la acción de la presión es constante sobre todo el material.
- La reducción de costes de herramienta debido a no necesitar una de las dos herramientas, la matriz o el punzón.
- La producción de chapas de gran volumen.

Estas ventajas y la evolución que han sufrido los sistemas hidráulicos en los últimos años han hecho de este proceso una herramienta válida para el conformado de piezas del sector del automóvil, principal impulsor de la tecnología. Así, durante la última década, la industria del automóvil ha incrementado considerablemente el uso de la tecnología de hidroconformado como se muestra en la **Figura 1.3**.

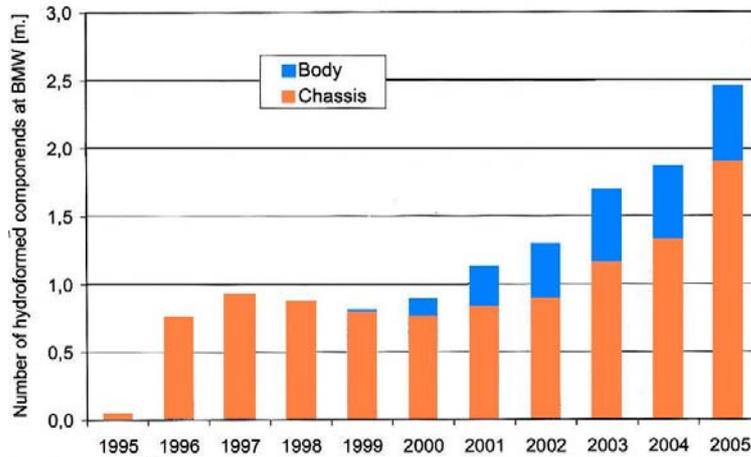


Figura 1.3: Número de componentes hidroconformados en BMW [WEN 05].

### 1.3 Motivación e interés para desarrollar el hidroconformado de chapa de aleaciones de aluminio a temperaturas moderadas

Los sectores de referencia, como el automóvil, aeronáutico y transporte en general, están haciendo frente a requisitos medioambientales como la reducción del consumo energético y de las emisiones de CO<sub>2</sub>. Para ello es necesario disminuir el peso de las estructuras fabricadas. En esta línea, las tendencias en tecnologías de conformado van hacia la utilización de nuevos materiales y el desarrollo de procesos más complejos y flexibles para la obtención de componentes de altas exigencias.

En este contexto, los materiales emergentes son aquellos que muestran elevados ratios resistencia/peso, como los aceros de alta resistencia, aleaciones de aluminio y aleaciones de magnesio. La ductilidad de estos materiales aumenta con la temperatura, razón por la cual se está investigando en procesos de conformado en caliente. Estas técnicas permiten la fabricación de piezas de peso reducido además de la obtención de formas más complejas [KOP 08].

Por otra parte, uno de los procesos innovadores es el hidroconformado debido a que aporta flexibilidad en el diseño y reducción del peso de los componentes y permite la obtención de formas que no se pueden conseguir convencionalmente [GEI 08]. Además de las estrechas tolerancias dimensionales, se obtienen altas calidades superficiales, se reduce la recuperación elástica, se minimiza el número de componentes y es posible integrar varios procesos dentro de la misma herramienta.

Englobando estas ideas surge la motivación para la realización de este trabajo de investigación que se basa en la adaptación de un proceso de conformado innovador (el hidroconformado, en concreto, de chapa) para deformar aleaciones de aluminio a temperaturas moderadas.

## 1.4 Objetivos y organización del trabajo

El objetivo central de este trabajo ha sido desarrollar los procesos de hidroconformado de chapa de aleaciones de aluminio a temperaturas moderadas. Esto ha supuesto perseguir la consecución de los siguientes objetivos parciales:

- Adquirir los conocimientos referentes a las aleaciones de aluminio e hidroconformado de chapa.
- Caracterizar de modo convencional las aleaciones de aluminio seleccionadas a diferentes temperaturas y velocidades de deformación.
- Fabricar un prototipo de hidroconformado de chapa a temperaturas medias.
- Desarrollar técnicas de caracterización de material biaxiales adaptadas al hidroconformado de chapa.
- Caracterizar las aleaciones de aluminio en estado de tensiones biaxial mediante ensayos simulativos del proceso real.
- Llevar a cabo la experimentación con una pieza prototipo.
- Desarrollar herramientas de modelización específicas basadas en métodos numéricos.

En la **Figura 1.4** se muestra el esquema del trabajo, el cual se ha estructurado en 5 ámbitos que, en este documento, se han cubierto de los capítulos 2 a 6.

En el Capítulo 2, "*Aspectos generales*", se introducen tanto las aleaciones de aluminio como los procesos de hidroconformado de chapa. En el primer bloque se muestran las razones para el continuo crecimiento en la utilización de aleaciones de aluminio en ingeniería mecánica. Además se describe el interés de las aleaciones en forma de chapa para aplicaciones de construcción ligera. Finalmente, se explica cómo afrontar la reducida capacidad de deformación de estos materiales en los procesos convencionales mediante el conformado en caliente. El segundo bloque describe las variantes de los procesos de hidroconformado de chapa y se repasa la evolución histórica de este tipo de procesos, basada en el análisis de las patentes existentes. Además, se describe la maquinaria necesaria y las variables que intervienen en el proceso. Finalmente, se muestran las aplicaciones de la tecnología.

En el Capítulo 3, "*Caracterización de material*", se recogen los trabajos realizados para la caracterización de las aleaciones de aluminio a diferentes velocidades de deformación y temperaturas. Se exponen los resultados obtenidos de la caracterización tanto uniaxial como microestructural. De este modo es posible definir las condiciones óptimas de conformado así como la correcta selección del tratamiento antes de conformar el material.

En el Capítulo 4, "*Instalación experimental*", se presenta la máquina de hidroconformado diseñada y fabricada a lo largo del presente trabajo en Mondragón Unibertsitatea. Se describen los elementos que componen el sistema de cierre, el grupo hidráulico en caliente, los moldes y se explica el tipo de control empleado. Por otro lado, se describe el sistema óptico desarrollado para medir las deformaciones en las chapas de forma automática.

En el Capítulo 5, "*Experimentación*", se presentan las curvas tensión-deformación obtenidos y los diagramas límite de conformabilidad (FLD) obtenidos empleando ensayos de tipo *bulge test* de chapa. Las mediciones de las deformaciones son realizadas con el sistema de estereovisión. A continuación se analiza el hidroconformado a temperaturas moderadas frente al hidroconformado a temperatura ambiente de una pieza prototipo. Finalmente se evalúan las propiedades mecánicas finales de las piezas obtenidas.

En el Capítulo 6, "*Modelo para simulación*", se presentan los trabajos realizados para la obtención de un modelo numérico para los procesos de hidroconformado de chapa a temperaturas moderadas. Se determinan los modelos térmicos para dos configuraciones distintas de sistemas de calentamiento. También se desarrolla un modelo termomecánico acoplado para el conformado de las piezas. Inicialmente se realiza una comparación de resultados para los ensayos de *bulge test* en función del modelo utilizado. Una vez seleccionado el modelo más fiable, se realiza la comparación de los resultados numéricos y experimentales de la pieza prototipo para validar el modelo.

Y por último, se incluye un capítulo donde se recogen las conclusiones del trabajo (Capítulo 7).

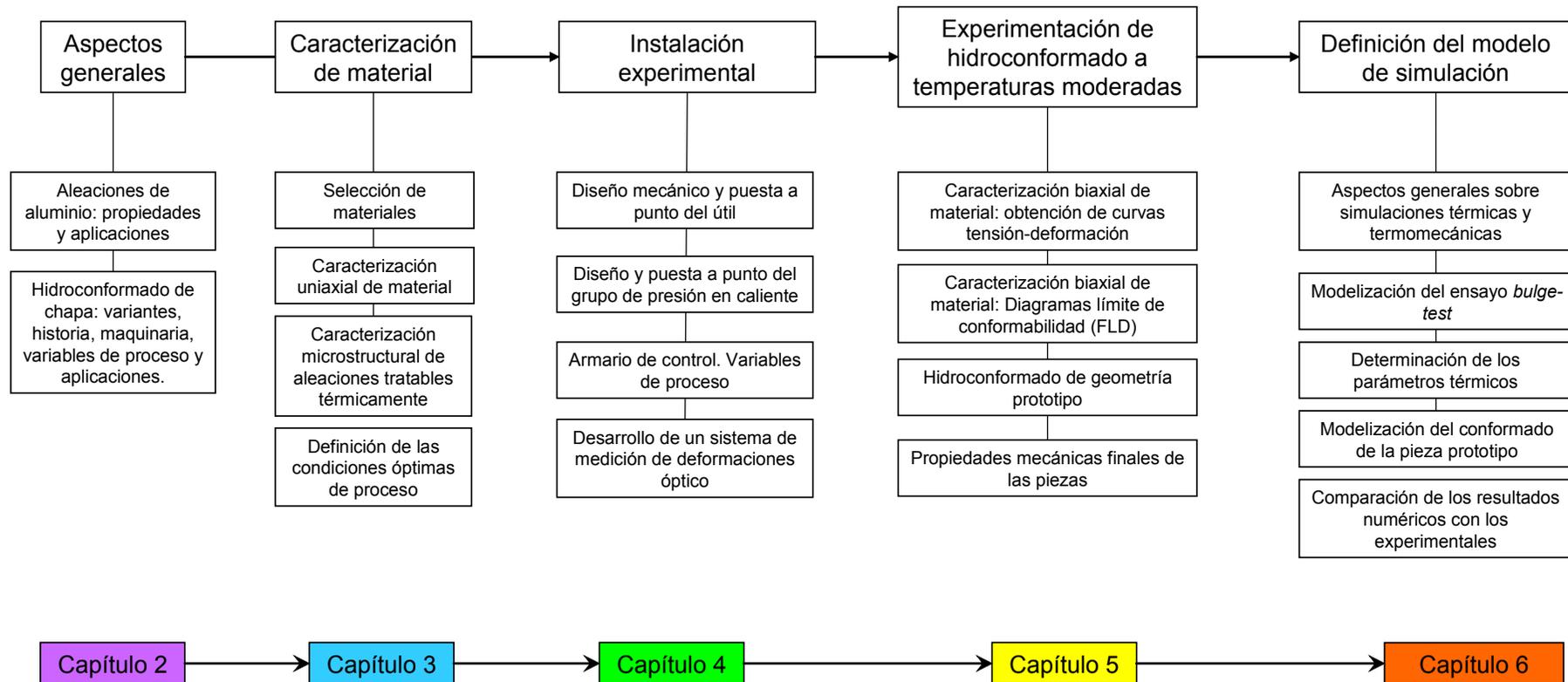


Figura 1.4.: Esquema de trabajo



## **Capítulo 2:**

### **Aspectos generales**



## 2 Aspectos generales

Este capítulo está dividido en dos apartados principales que describen las generalidades, por un lado, sobre aleaciones de aluminio y, por otro lado, sobre los procesos de hidroconformado de chapa.

El primer bloque muestra que la utilización de las aleaciones de aluminio está en continuo crecimiento debido principalmente a la buena combinación de propiedades físicas y mecánicas que lo hacen muy útil en ingeniería mecánica. Los imperativos medioambientales han ampliado el interés por las aleaciones de aluminio en forma de chapa para aplicaciones de construcción ligera. La principal limitación de estos materiales se basa en la baja conformabilidad del material a temperatura ambiente en comparación con los aceros. Sin embargo, la capacidad de deformación puede aumentarse considerablemente con la temperatura.

El segundo bloque describe las variantes de procesos de hidroconformado de chapa (sheet hydroforming, *SHF*). A continuación se repasa la evolución histórica de este tipo de procesos, basada en el análisis de las patentes existentes. También se describe la maquinaria necesaria y las variables que intervienen en el proceso. Finalmente, se muestran las aplicaciones de la tecnología.

### 2.1 Generalidades sobre aleaciones de aluminio

#### 2.1.1 Introducción al aluminio

El aluminio es un metal no férreo. Es el tercer elemento más común encontrado en la corteza terrestre. Los compuestos de aluminio forman el 8% de la corteza de la tierra y se encuentran presentes en la mayoría de las rocas, de la vegetación y de los animales [GUE 08]. En estado natural se encuentra en muchos silicatos (feldespatos, plagioclasas y micas). Como metal se extrae del mineral conocido con el nombre de bauxita.

Este metal posee una combinación de propiedades que lo hacen muy útil en ingeniería mecánica, tales como su baja densidad ( $2,7 \text{ kg/dm}^3$ ) y su alta resistencia a la corrosión. Mediante aleaciones adecuadas se puede aumentar su resistencia mecánica (hasta los 690 MPa). Es buen conductor de la electricidad y se mecaniza con facilidad. Por todo ello, es desde mediados del siglo XX el metal que más se utiliza después del acero [SAL 84].

El principal inconveniente para su obtención reside en la elevada cantidad de energía eléctrica que requiere su producción. Este problema se compensa por su bajo coste de reciclado, su dilatada vida útil y la estabilidad de su precio.

##### 2.1.1.1 *Producción y reciclaje*

La producción mundial alcanzó las 6.700 toneladas hacia 1900, 700.000 en 1939 y en 1943 llegó a los dos millones debido al impulso de la II Guerra Mundial. Desde entonces la producción se ha disparado hasta superar la de todos los demás metales no férricos [WIK 08].

En 2006 la producción mundial de este metal ascendía a 33,1 millones de toneladas como muestra la **Tabla 2.1**. Los mayores productores mundiales son China (con 8,7 millones de toneladas al año) y Rusia (con 3,7 millones de toneladas al año). De esta producción, una parte muy importante se debe al reciclado, mientras que el resto procede de las reservas de bauxita [USG 06].

Actualmente, el proceso ordinario de obtención del metal consta de dos etapas: la obtención de alúmina a partir de la bauxita y posterior electrólisis del óxido para obtener el aluminio.

Año	África	América del Norte	América latina	Asia	Europa y Rusia	Oceanía	Total
1973	0,249	5,039	0,229	1,439	2,757	0,324	10,037
1978	0,336	5,409	0,413	1,126	3,730	0,414	11 428
1982	0,501	4,343	0,795	1,103	3,306	0,548	10,496
1987	0,572	4,889	1,486	927	3,462	1,273	12,604
1992	0,617	6,016	1,949	1,379	3,319	1,483	14,763
1997	1,106	5,930	2,116	1,910	6,613	1,804	19,479
2003	1,428	5,945	2,275	2,457	8,064	2,198	21,935
2004	1,711	5,110	2,356	2,735	8,433	2,246	22,591
2006	1,986	5,765	3,132	8,721	13,732	2,674	33,123

**Tabla 2.1.:** Producción de aluminio en millones de toneladas [IAA 08].

El aluminio es 100% reciclable sin merma de sus cualidades. La recuperación del metal a partir de la chatarra era una práctica conocida desde principios del siglo XX. Sin embargo, es a partir de los años 1960 cuando se generaliza, más por razones medioambientales que estrictamente económicas. El reciclaje representa el 5% de lo que consume la producción metalúrgica a partir del mineral.

Para proceder al reciclaje del aluminio primero hay que proceder a realizar una clasificación de la chatarra y compactarla adecuadamente. Un residuo de aluminio es fácil de manejar porque es ligero, no arde y no se oxida y también es fácil de transportar. El aluminio reciclado es un material cotizado y rentable [ARP 07].

La producción mundial de aluminio secundario a partir del reciclado se eleva a 7,6 millones de toneladas en 2005, siendo el 20% de la producción total de este metal [ROG 07]. En Europa, el aluminio disfruta de tasas de reciclado altas que oscilan entre el 42% de las latas de bebidas y el 85% de materiales de construcción y el 95% del transporte [CON 07].

El aluminio secundario se produce en muchos formatos y se emplea en un 80% para aleaciones de inyección. Otra aplicación importante es la extrusión [COR 07].

### 2.1.1.2 Características del aluminio

Entre las características físicas del aluminio, destacan las siguientes:

- Es un metal ligero, cuya densidad o peso específico es de  $2,7 \text{ kg/dm}^3$  (un tercio de la del acero).
- Tiene un punto de fusión bajo:  $660 \text{ }^\circ\text{C}$ .
- Es de color blanco brillante, con buenas propiedades ópticas y un alto poder de reflexión de radiaciones luminosas y térmicas.
- Tienen una elevada conductividad eléctrica y una elevada conductividad térmica.
- Es resistente a la corrosión, a los productos químicos, a la intemperie y al agua de mar, gracias a la capa de  $\text{Al}_2\text{O}_3$  formada en su superficie.
- Es abundante en la naturaleza. Es el tercer elemento más común en la corteza terrestre, tras el oxígeno y el silicio.
- Es un material fácil y barato de reciclar.

Entre las características mecánicas del aluminio se tienen las siguientes:

- Es un material de fácil mecanizado y soldable.
- Es maleable, es decir, permite la producción de láminas muy delgadas.
- Es bastante dúctil y permite la fabricación de cables eléctricos.
- Es un material blando; para su uso como material estructural es necesario alearlo con otros metales para mejorar sus propiedades mecánicas.

### 2.1.2 Aleaciones de aluminio

Las aleaciones de aluminio están divididas en dos grupos principales, las aleaciones de forja y las aleaciones de fundición. Este trabajo se centra en el primer grupo, descartando las aleaciones de fundición a partir de este punto.

Desde el punto de vista físico, el aluminio puro posee una resistencia muy baja a la tracción y una dureza escasa. En cambio, unido en aleación con otros elementos, el aluminio adquiere características mecánicas muy superiores. A estas aleaciones se las conoce con el nombre genérico de Duraluminio, y pueden ser centenares de aleaciones diferentes. Los duraluminos contienen pequeñas cantidades de cobre (Cu) (3-5%), magnesio (Mg) (0,5-2%), manganeso (Mn) (0,25-1%) y zinc (Zn) (3,5-5%).

Son también importantes los diversos tipos de aleaciones llamadas Anticorodal, a base de aluminio (Al) y pequeños aportes de magnesio (Mg) y silicio (Si), pero que pueden contener a veces manganeso (Mn), titanio (Ti) y cromo (Cr) [ALU 03].

Como hay distintas composiciones de aluminio en el mercado, es importante considerar las propiedades que éstas presentan.

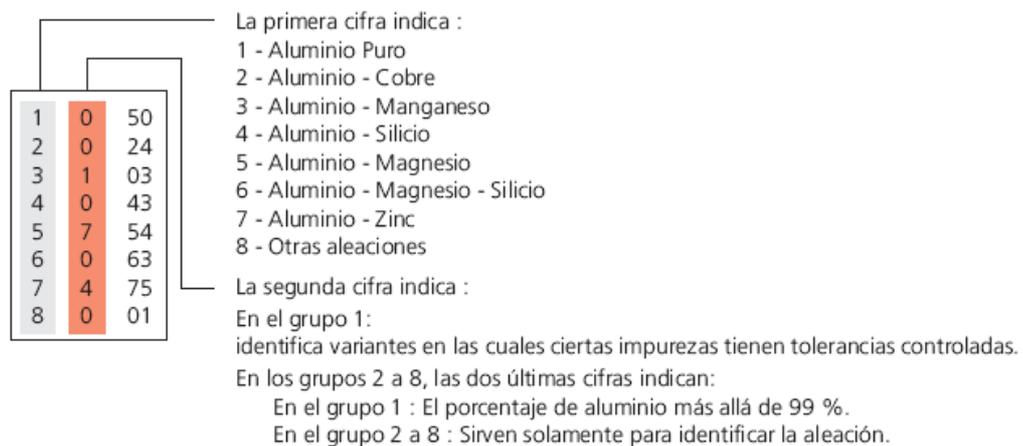
#### 2.1.2.1 Aportaciones de los elementos aleantes

A continuación se muestran los principales elementos aleantes del aluminio y se enumeran las ventajas que proporcionan:

- Cromo (Cr): aumenta la resistencia mecánica cuando está combinado con otros elementos como el Cu, Mn y Mg.
- Cobre (Cu): incrementa las propiedades mecánicas, pero reduce la resistencia a la corrosión.
- Hierro (Fe): incrementa la resistencia mecánica.
- Magnesio (Mg): tiene alta resistencia tras el conformado en frío.
- Manganeso (Mn): incrementa las propiedades mecánicas y reduce la calidad de embutición.
- Silicio (Si): combinado con magnesio (Mg), aporta mayor resistencia mecánica.
- Titanio (Ti): aumenta la resistencia mecánica.
- Zinc (Zn): reduce la resistencia a la corrosión.

#### 2.1.2.2 Tipos de aleaciones normalizadas

Los criterios de denominación de las aleaciones de aluminio de forja varían en diferentes países. La denominación europea tiene una denominación numérica basada en las normas de Estados Unidos AA (*Aluminum Association*). La aleación de aluminio se representa por un código de cuatro cifras como muestra la **Figura 2.1**.



**Figura 2.1:** Código de denominación de aleaciones de aluminio según normas AA [ALU 03].

La norma europea sigue el mismo criterio de denominación, pero anteponiendo las letras EN AW (*European Norm Aluminum Wrought*) a los cuatro dígitos. En este trabajo la norma seleccionada para la denominación es la norma AA.

Las aleaciones de aluminio de forja, se dividen a su vez en dos grandes grupos, las que no reciben tratamiento térmico y las que reciben tratamiento térmico [ALU 03].

Las aleaciones que no reciben tratamiento térmico pueden ser trabajadas en frío para aumentar su resistencia. Son las conocidas como aleaciones de aluminio endurecibles por deformación. Hay tres grupos principales:

- Aleaciones 1xxx. Son aleaciones de aluminio técnicamente puro, al 99.9% siendo sus principales impurezas el hierro y el silicio como elemento aleante. Se les aporta un 0.12% de cobre para aumentar su resistencia. Tienen una resistencia a la rotura aproximada de 90 MPa. Se utilizan principalmente para trabajos de laminado en frío.
- Aleaciones 3xxx. El elemento aleante principal es el manganeso (Mn) que está presente en un 1.2% y tiene como objetivo reforzar al aluminio. Tienen una resistencia a la rotura aproximada de 110MPa en condiciones de recocido. Se utilizan en componentes que exijan buena mecanibilidad.
- Aleaciones 5xxx. En este grupo de aleaciones es el magnesio el principal componente aleante y su aporte varía del 2 al 5%. Tienen una resistencia aproximada de 193 MPa en condiciones de recocido.

Algunas aleaciones pueden reforzarse mediante tratamiento térmico en un proceso de precipitación. Son las conocidas como aleaciones de aluminio endurecibles por precipitación. El nivel de tratamiento térmico de una aleación se representa mediante la letra T seguida de un número, por ejemplo T5. Hay tres grupos principales de este tipo de aleaciones.

- Aleaciones 2xxx: El principal aleante de este grupo es el cobre (Cu), aunque también contienen magnesio (Mg). Estas aleaciones con un tratamiento T6 tienen una resistencia a la tracción aproximada de 442 MPa y se utilizan en la fabricación de estructuras de aviones.
- Aleaciones 6xxx. Los principales elementos aleantes de este grupo son el magnesio (Mg) y el silicio (Si). Con unas condiciones de tratamiento térmico T6 alcanzan una resistencia a la tracción de 290 MPa y se utilizan para perfiles y estructuras en general.
- Aleaciones 7xxx. Los principales aleantes de este grupo son el cinc (Zn), el magnesio (Mg) y el cobre (Cu). Con un tratamiento T6 tienen una resistencia a la tracción de 504 MPa aproximadamente y se utilizan para fabricar estructuras de avión.

### 2.1.3 Interés de las aleaciones de aluminio en forma de chapa

Considerando la cantidad del metal empleado, el uso industrial del aluminio excede al de cualquier otro metal exceptuando el hierro/acero. Es un material importante en multitud de actividades económicas.

Las aleaciones de aluminio de forja se fabrican mediante procesos de extrusión o laminación. Los principales usos industriales de las aleaciones en forma de chapa laminada en las que se centra este trabajo son:

- Transporte; como material estructural en aviones, automóviles, tanques y superestructuras de buques.
- Embalaje de alimentos; latas, tetrabriks, etc.
- Carpintería metálica; puertas, armarios, etc.
- Bienes de uso doméstico; utensilios de cocina, herramientas, etc.
- Calderería.

El aluminio es un material interesante para aplicaciones de construcción ligera debido a su elevado ratio resistencia/peso. Teniendo en cuenta la resistencia en relación a la densidad del material el aluminio muestra mejores propiedades que el acero y similares al Mg y Ti como

muestra la **Tabla 2.1**. Por lo tanto, es posible aligerar las piezas sin perder resistencia mecánica mediante el uso de aleaciones de aluminio.

	Al	Mg	Acero	Ti
$\rho$ (kg/dm <sup>3</sup> )	2,8	1,74	7,83	4,5
$R_m$ (MPa)	150-680	100-380	300-1200	910-1190
$R_m/\rho$ (MPa/kg)	54-243	57-218	38-153	202-264

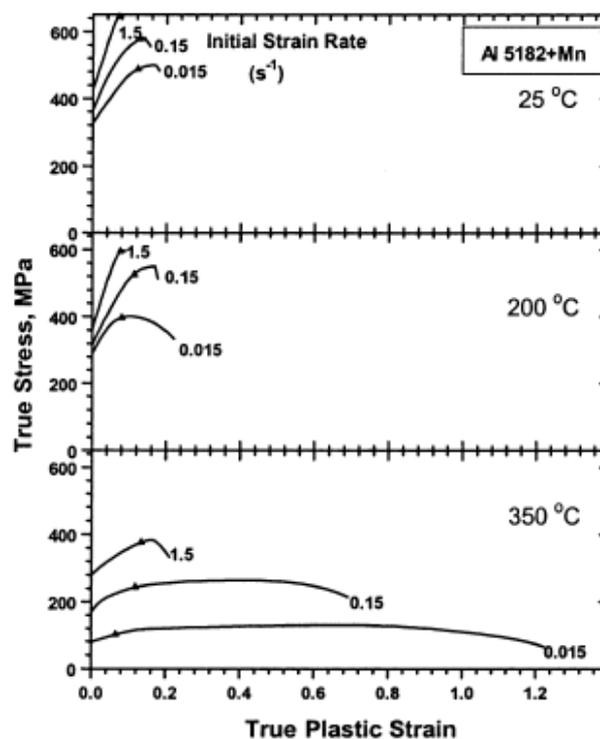
**Tabla 2.1:** Propiedades de materiales [KLE 03].

### 2.1.4 Conformabilidad de las aleaciones de chapa de aluminio

El desarrollo de nuevas aleaciones de aluminio para obtener mayores resistencias ha llevado a menores deformaciones, limitando así la conformabilidad de las aleaciones de aluminio. Se obtienen así resistencias mecánicas desde 10 MPa hasta 530 MPa, pero el alargamiento baja de un 30% a un 10% [KLE 03]. Se trata de un material bifásico en el que la dureza de las partículas de la segunda fase reduce la ductilidad del material [SHE 78]. El reto fundamental para la introducción masiva del aluminio es, por tanto, superar sus problemas de conformabilidad a temperatura ambiente.

En 1977 ya se documentó la posibilidad de aumentar la capacidad de deformación de las aleaciones de aluminio a temperaturas elevadas [MOR 77, AYR78, SHE 78 ODO 84, TAY 80]. Estos estudios mostraron que en los procesos de conformado en caliente tanto la temperatura como la velocidad de deformación juegan un papel importante en la conformabilidad del material.

La **Figura 2.2** muestra las curvas tensión-deformación de una aleación de aluminio a diferentes temperaturas y velocidades de deformación [LI 03]. El efecto de la temperatura se traduce en un aumento del alargamiento a la rotura y en una reducción de la tensión necesaria para deformar el material. Por otro lado el alargamiento a la rotura disminuye para mayores velocidades de deformación y este efecto es más pronunciado a medida que crece la temperatura.



**Figura 2.2:** Curvas tensión deformación a diferentes temperaturas para una aleación de aluminio [LI 03].

## 2.2 Generalidades sobre el hidroconformado de chapa

### 2.2.1 Introducción

En el mundo del automóvil cada vez se va más a diseños agresivos, de grandes embuticiones y radios pequeños. Un método para solucionar este tipo de piezas es el conformado mediante un fluido a presión, denominado hidroconformado de chapa. Mediante esta tecnología se pueden fabricar en una sola etapa piezas que requieren tres operaciones de embutición, con una calidad dimensional y superficial superior al obtenido mediante la embutición convencional.

Las principales ventajas de la tecnología son [AHM 00a, CER 03, CON 01, LAN 04, PAL 03, VAH 00]:

- La producción de chapas de gran volumen.
- La reducción de costes de herramienta debido a no necesitar una de las dos herramientas, la matriz o el punzón.
- La reducción de peso.
- La mejora de la resistencia de la pieza.
- Una buena precisión dimensional.
- Un mayor grado de conformado gracias a la reducción de la fricción.
- Una alta calidad superficial.

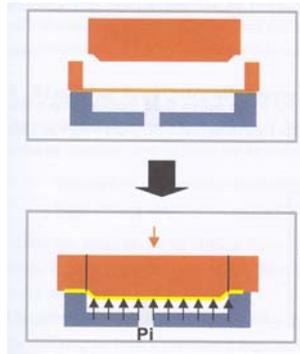
El líquido puede emplearse como punzón o matriz y en ocasiones se trata además de un medio lubricante para mejorar la conformabilidad de la chapa. Dependiendo de la función ejercida por el fluido, los procesos de hidroconformado de chapa se pueden clasificar en dos grupos: el hidroconformado de chapa pasivo y el hidroconformado de chapa activo [LAN 04a].

#### 2.2.1.1 *Hidroconformado de chapa pasivo*

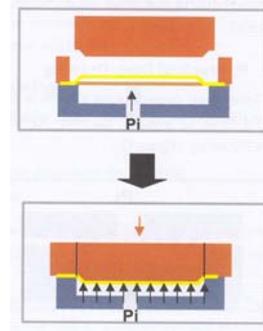
La **Figura 2.3** ilustra el esquema del hidroconformado de chapa pasivo. Se trata de un proceso parecido a la embutición convencional con la diferencia de que no existe matriz. El semimolde inferior es una cavidad llena de fluido que ejerce la función de la matriz. Cuando el punzón avanza se genera una presión en el fluido que obliga a la chapa a tomar la forma del punzón. Una válvula de presión se encarga de regular la presión hidráulica de la cámara de fluido que ejerce las labores de matriz. Por lo general, se emplean juntas tóricas para evitar fugas de fluido. En esta tecnología la fricción entre la chapa y el radio de embutición es mucho menor. La embutición es más uniforme y la altura de embutición obtenida es mayor que en el método convencional.

Una variante de este sistema es el hidroconformado de chapa pasivo con presión hidráulica, el cual se diferencia del anterior en que antes de producirse el contacto del punzón con la chapa, el fluido de la bañera aumenta de presión para provocar un estiramiento en la chapa. A continuación entra el punzón terminando la embutición como puede verse en la **Figura 2.4**. Con este sistema se consiguen unos niveles de estiramiento mayores. En este caso es necesario otro elemento hidráulico que se encarga de generar esa presión preliminar, llamado intensificador. Se utiliza en paneles de gran tamaño con problemas de estiramiento, como por ejemplo el panel del techo del vehículo [MAK 05].

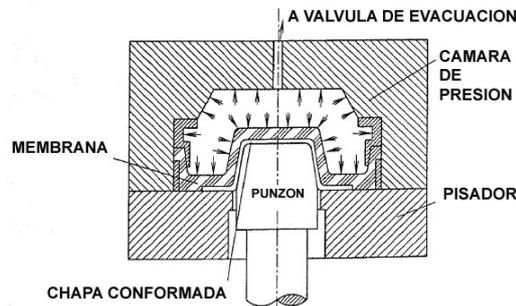
Finalmente, existe otra modalidad en la cual se coloca una membrana entre el punzón y la chapa, fijada a la matriz para evitar la fuga del fluido de la cavidad de la matriz como se muestra en la **Figura 2.5**. Esta variante de la tecnología se conoce como hidroconformado de chapa pasivo con membrana [THI 99].



**Figura 2.3:** Hidroconformado de chapa pasivo simple [MAK 05].



**Figura 2.4:** Hidroconformado de chapa pasivo con presión hidráulica [MAK 05].



**Figura 2.5:** Hidroconformado de chapa pasivo con diafragma [THI 99].

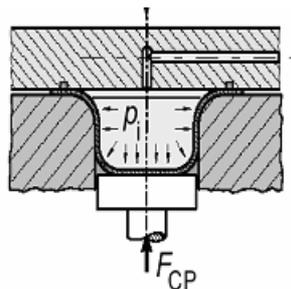
### 2.2.1.2 Hidroconformado de chapa activo

La **Figura 2.6** muestra el esquema del hidroconformado de chapa activo. Se diferencia del anterior en que en este sistema el fluido trabaja como punzón. Las presiones del fluido (del orden de miles de bar) son mucho más altas que en el anterior (del orden de cientos de bar). Por lo tanto el intensificador es un elemento necesario en esta variante de la tecnología. El proceso tiene las siguientes ventajas:

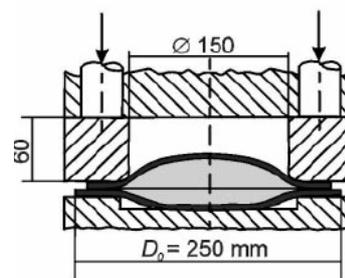
- Alta precisión de las piezas obtenidas.
- Bajos desgastes en la matriz.
- Ahorro del costo en los útiles.

Una de las desventajas que ofrecen estos sistemas son las altas fuerzas de cierre necesarias para sellar los moldes sin que se despresurice el sistema.

Puede tratarse del conformado de una única chapa o de una pareja de chapas previamente unidas, tratándose en este caso del hidroconformado de doble chapa (*Double Sheet Hydroforming, DSHF*). Este proceso consiste en inyectar un fluido entre dos chapas que se expanden hacia dos matrices (**Figura 2.7**). El valor añadido de esta variante reside en la posibilidad de integrar varias etapas del proceso en una sola operación, sustituyendo al ciclo convencional de conformado, corte, soldadura y calibración [VAH 00].



**Figura 2.6:** Hidroconformado de chapa activo [KLE 03].



**Figura 2.7:** Hidroconformado activo de doble chapa [NOV 01].

## 2.2.2 Revisión histórica del hidroconformado de chapa

Los procesos de hidroconformado de chapa han sido desarrollados desde los inicios del siglo XX. Son escasas las publicaciones científicas realizadas en estos primeros años, sin embargo el análisis de las patentes referentes a este tipo de procesos nos permite conocer la evolución que la tecnología ha sufrido a lo largo de los años. Se diferencian dos etapas claras, desde inicios de siglo hasta la década de los 70, años durante los cuales las patentes describen las variantes de la tecnología, y desde los 70 hasta hoy en día, cuando las invenciones comienzan a estar protegidas por empresas, lo que demuestra su introducción en la industria.

### 2.2.2.1 Desde 1900 hasta 1970

Una patente de 1916 dió constancia del desarrollo previo de la tecnología debido a que en este documento se describía el diseño de una prensa para hidroconformado de chapa de piezas de automoción. El diseño del cierre garantizaba el contacto entre matrices durante el proceso de expansión del material [REH 16]. Sin embargo, la idea de dar forma a una chapa mediante la aplicación de presión en una de las superficies del material no se patentó hasta 1942. Ese año se presentó el proceso de hidroconformado de chapa pasivo como muestra la **Figura 2.8**. El líquido almacenado en la cavidad del semimolde inferior se presurizaba a medida que el punzón descendía, ejerciendo así una fuerza sobre toda la superficie de la chapa que la llevaba a tomar la forma del punzón. Además, también se reivindicaba la idea de que el fluido pudiera fugar por el hueco entre la matriz y el punzón durante el proceso de conformado [MIL 42]. Cabe destacar que se trataba de un proceso de embutición de simple efecto (*simple action deep drawing*), sin que existiera pisador ninguno para controlar la alimentación de material.

En 1943, presentaron el diseño de hidroconformado de chapa con membrana. En esta variante del proceso se colocaba un elastómero entre la cavidad del fluido y la chapa para dar estanqueidad al sistema, como puede observarse en la **Figura 2.9** [WAL 43]. Nuevamente se trataba de hidroconformado de chapa con punzón.

En 1944 desarrollaron otra prensa para hidroconformado de chapa con punzón donde la matriz con la cavidad del fluido incluía también una membrana elástica con la particularidad de estar preconformada. De esta forma se facilitaba que la chapa tomara las formas negativas del punzón (**Figura 2.10**) [SMI 44].

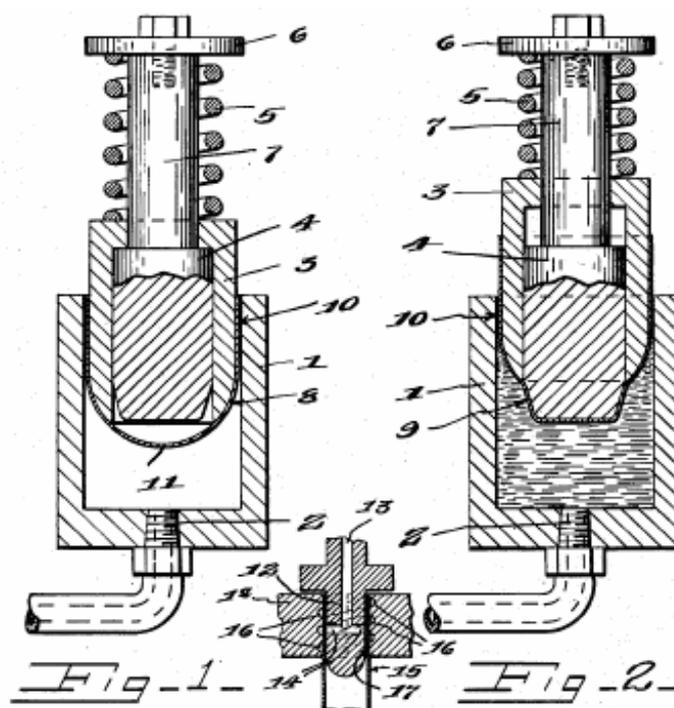


Figura 2.8. Esquema del diseño de SHF pasivo con fuga o no de fluido [MIL 42].

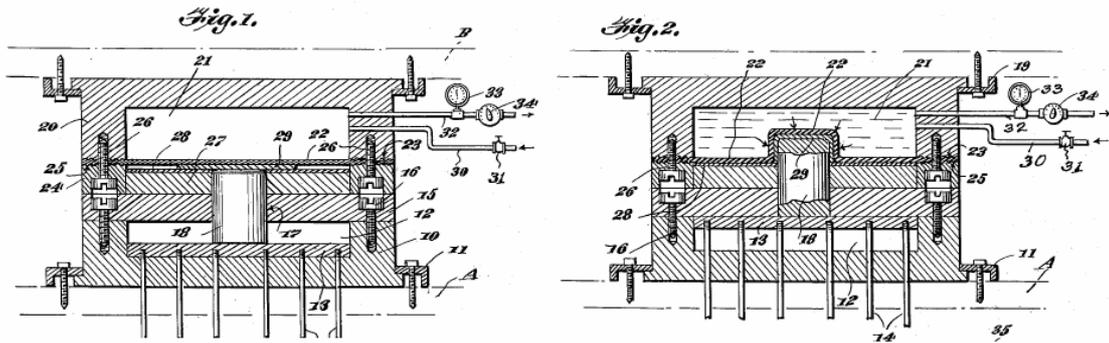


Figura 2.9. Esquema de SHF con membrana [WAL 43].

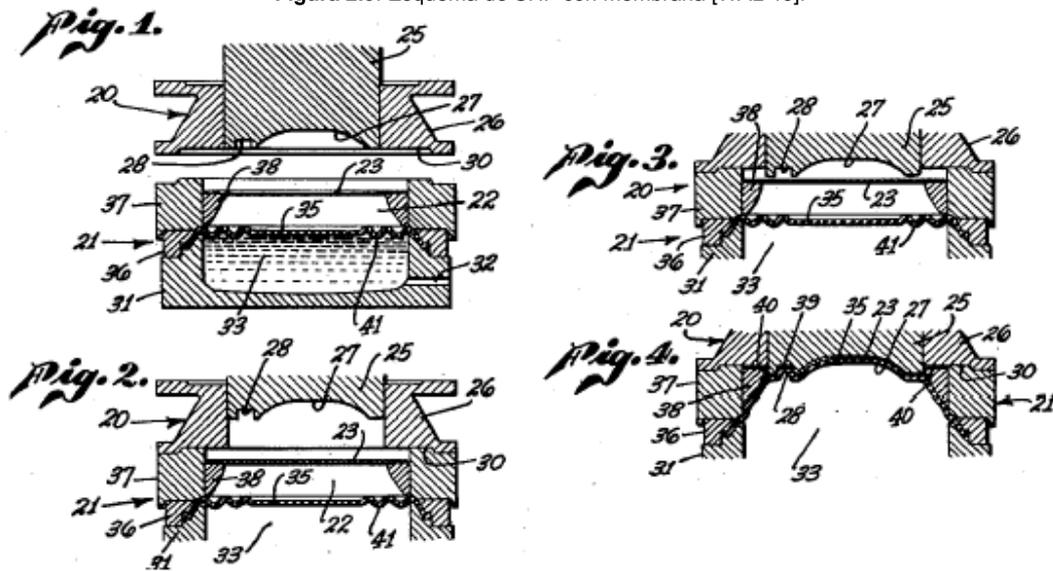


Figura 2.10. Esquema del diseño con membrana preformada [SMI 44].

Con el fin de reducir la fricción en la chapa y mejorar la distribución de espesores, en 1962, se patentó un método y diseño en el que el fluido actuaba tanto por la superficie inferior como por la superior del material. Como puede observarse en la **Figura 2.11**. En este caso el fluido en la cámara principal era utilizado para expandir la chapa contra el molde, mientras el fluido en la cámara secundaria era evacuado a medida que el grado de deformación de la chapa aumentaba [HEU 62]. Por lo tanto, se trata de la primera patente en la que no existe un punzón como herramienta, ya que era el fluido el que hacía esa función. En las anteriores patentes la presión del fluido era generada gracias al avance del punzón, pero en este caso había un elemento hidráulico externo que generaba la presión para conformar la chapa.

El adelgazamiento que sufre el material no es uniforme en los procesos de hidroconformado activo en los que no se permite la alimentación de la chapa. Así, las zonas que sufren mayor expansión resultan más dañadas. Berg patentó el método de expandir una chapa en dos etapas intercaladas entre sí con tratamientos térmicos de recocido, utilizando anillos pisadores de diferentes diámetros como se muestra en la **Figura 2.12**. De este modo, se consigue que las propiedades de material en la pieza final sean más uniformes [BER 66].

En 1968, Reynolds patentó el hidroconformado de chapa activo en dos etapas que se realizaban en la misma herramienta como se muestra en la **Figura 2.13**. En la primera fase del proceso el material tomaba una preforma inicial debido a la acción del punzón y de una fuerza de pisado controlada. En la etapa posterior se aumentaba la fuerza de pisado mientras el fluido se presurizaba mediante un elemento hidráulico externo para dar forma al material. En esta etapa no se permitía que el material fluyera hacia la zona de expansión, resultando así en un sistema estanco y obteniendo mayores profundidades de embutición [REY 68].

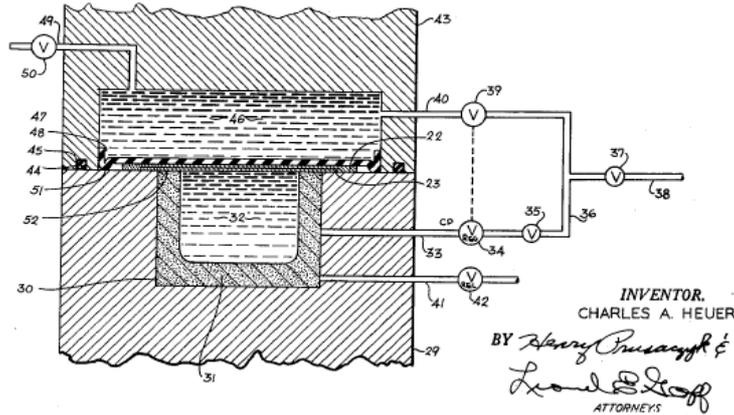


Figura 2.11: Esquema del diseño patentado por Heuer [HEU 62].

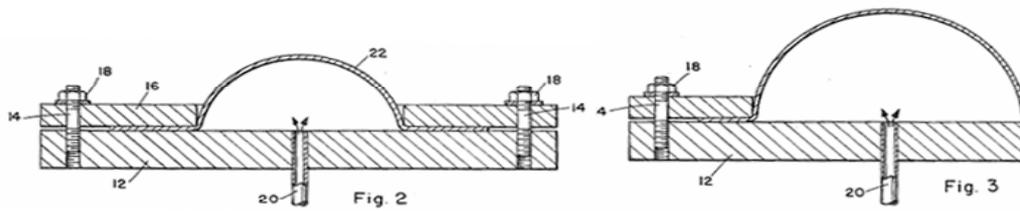


Figura 2.12: Esquema del método patentado por Berg [BER 66].

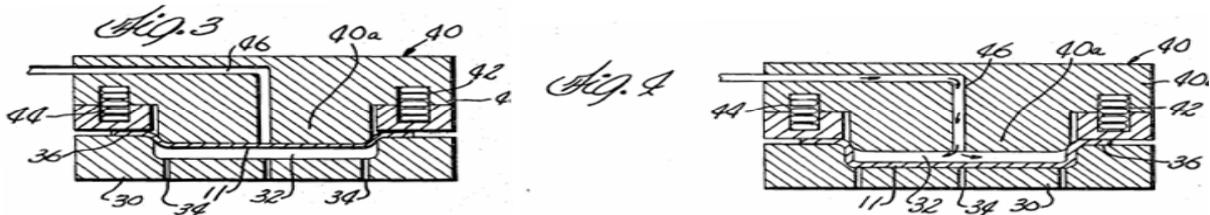


Figura 2.13: Esquema del método que incluye etapa de preconformado [REY 68].

### 2.2.2.2 Desde 1970 hasta hoy en día

Si bien la tecnología evoluciona considerablemente desde sus inicios hasta los años 70 gracias a las aportaciones de los diferentes inventores, es en la década de los 70 cuando se comienza a aplicar la tecnología en la industria. Muestra de ello son las patentes de diferentes empresas y centros de investigación que se describen en este apartado.

Siemens reivindicó el proceso de hidroconformado que combinaba tanto el hidroconformado de chapa activo como el pasivo en 1971 [BUR71]. Como puede observarse en la **Figura 2.14**, inicialmente la chapa era forzada a expandirse debido a que el volumen del contenedor de fluido se reducía gracias al movimiento de la herramienta que contenía dicho depósito. La presión del fluido aumentaba y deformaba la chapa. En una etapa posterior el punzón avanzaba en dirección opuesta al sentido de expansión del bulbo para dar la forma final a la chapa previamente deformada. Cabe destacar la colocación de juntas de estanqueidad entre la chapa y la matriz para evitar la fuga del fluido.

Con el fin de evitar que las matrices se abrieran durante el proceso de conformado, en 1975 el centro de investigación italiano *Centro Sperimentale Metalurgico* patentó el diseño de un aparato para hidroconformado de chapa activo con una característica singular: el contenedor del fluido presurizador estaba conectado con la base del pisador para ejercer una fuerza de pisado sobre la chapa (**Figura 2.15**). Esta fuerza aumentaba a medida que el punzón avanzaba y generaba mayor presión en el fluido, obteniendo así un diseño simple que permitía la

alimentación de la chapa en la etapa inicial de conformado y restringía esta alimentación a medida que la presión del fluido aumentaba [DEL 75].

El mismo año, la Administración Aeroespacial Estadounidense (*United States National Aeronautics and Space Administration*) reivindicó el hidroconformado de chapa activo con membrana simultáneo de un grupo de rejillas. Como puede verse en la **Figura 2.16**, se colocaban chapas suplementarias entre cada par de rejillas con el fin de evitar el contacto directo entre ellas [BA 75].

La empresa sueca Saab patentó, en 1976, el primer diseño de una prensa para hidroconformado de chapa pasivo en el que la presión hidráulica que controlaba el accionamiento de las herramientas del sistema era variable y controlada (**Figura 2.17**) [RID 76]. A partir de esta época nos encontramos con patentes de grandes multinacionales del sector de la automoción.

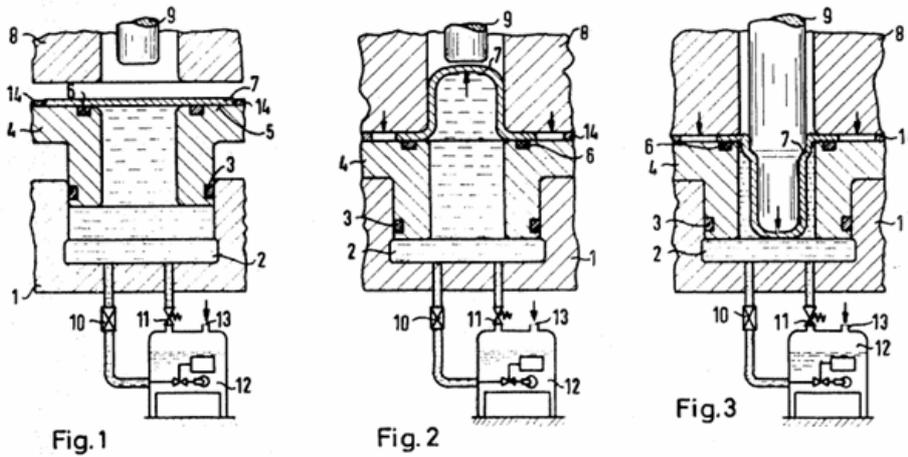


Figura 2.14: Esquema del método combinado de SHF activo y pasivo [BUR 71].

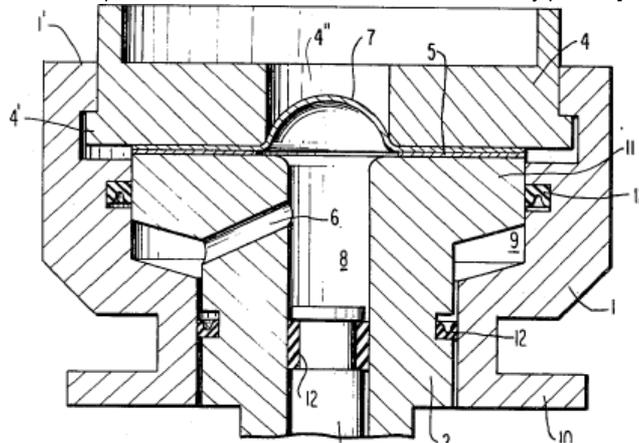


Figura 2.15: Esquema del aparato para conseguir una fuerza de pisado variable y evitar fugas de fluido [DEL 75].

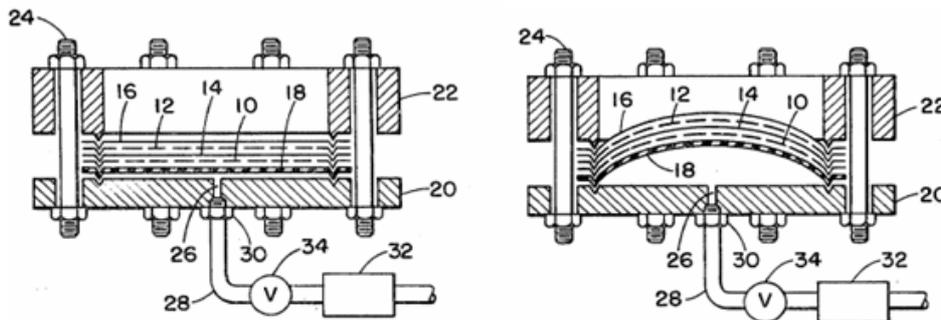


Figura 2.16: Hidroconformado simultáneo de rejillas [BA 75].

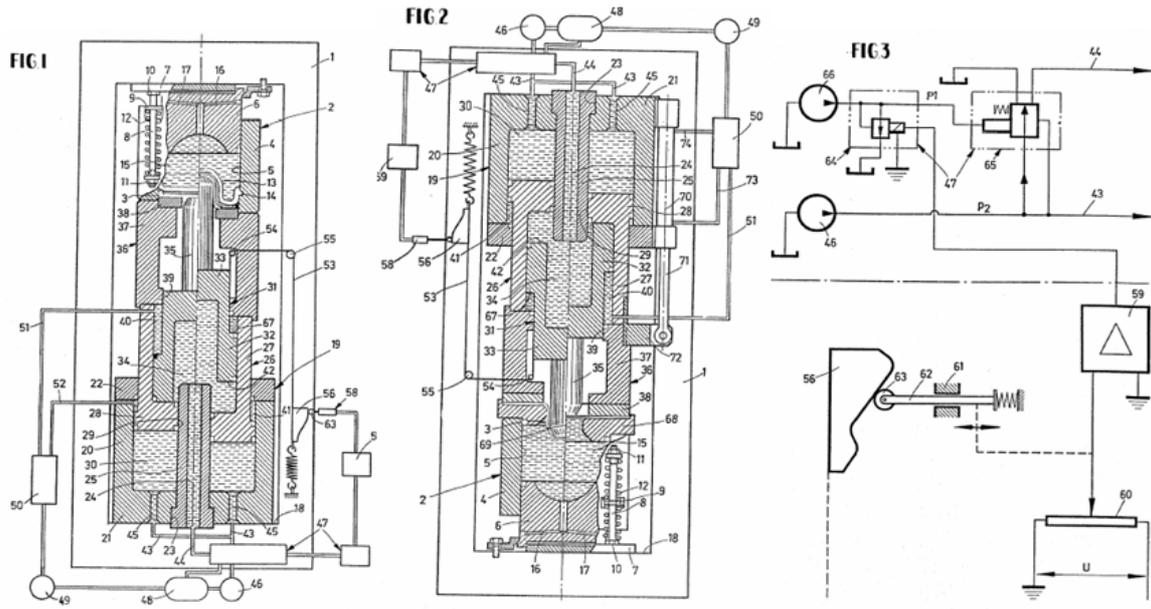


Figura 2.17: Prensa para SHF patentada por Saab [RID 76].

Amino reclamó en 1984 otro proceso de hidroconformado de chapa pasivo cuya ventaja se basaba en que el fluido presurizador de la cavidad de la matriz salía hacia la zona en la que la chapa hacía contacto con el pisador y la matriz. Se generaba así una película lubricante en ambas superficies superior e inferior de la chapa, reduciendo la fricción en la zona de alimentación de material (Figura 2.18). Como resultado se obtenía un estado de tensiones más uniforme en la pieza que resultaba en mayores ratios de embutición [NAK 84].

Hitachi Ltd. reivindicó, en 1988, el hidroconformado de chapa para el conformado de cubiertas esféricas con preforma inicial y sin pisadores, como muestra la Figura 2.19 [KUR 88].

En 1998, Siegert patentó el diseño de una herramienta insertable para conformado a alta presión mostrada en la Figura 2.20 [SIE 98].

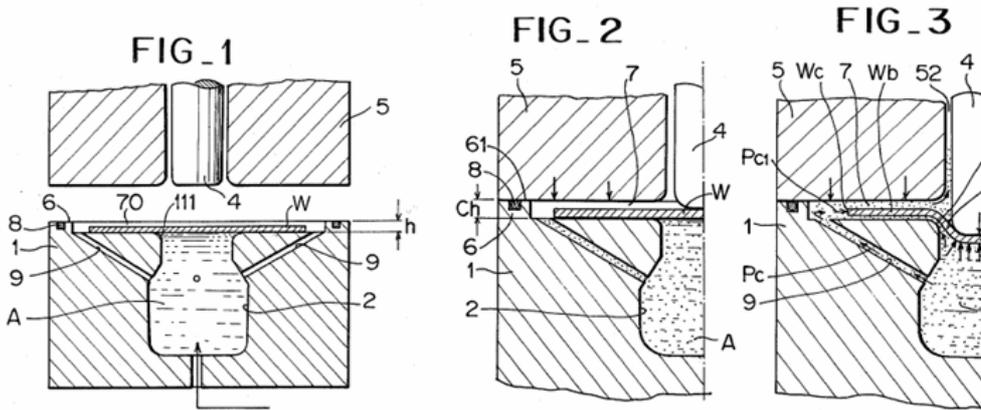


Figura 2.18: SHF con reducción de fricción en la zona de alimentación de chapa [NAK 84].

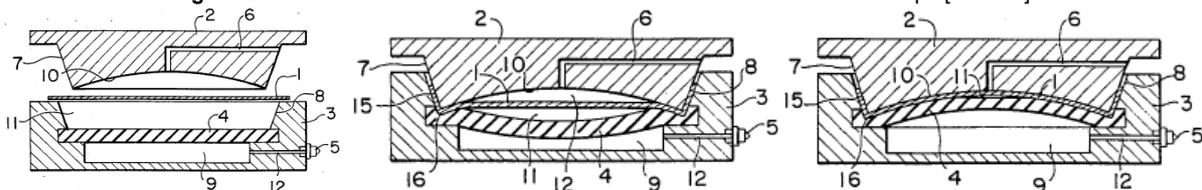


Figura 2.19: SHF con preforma inicial y sin pisadores [KURO 88].

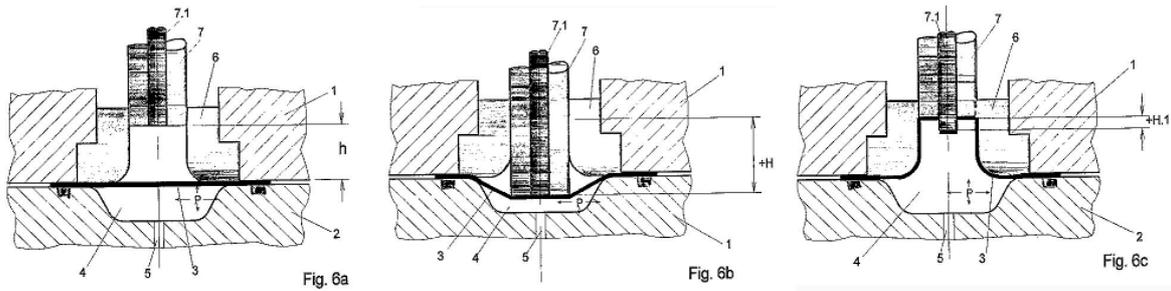


Figura 2.20: Esquema del diseño patentado por Siegert [SIE 98].

Durante los años siguientes, nos encontramos con varios diseños de prensas para hidroconformado. Dana Corporation presenta una prensa hidráulica en la que las matrices se ubican en un contenedor de fluido como muestra la **Figura 2.21** [MAR 99]. Por un lado el fluido entra en las matrices para expandir la pieza y por otro se utiliza para generar la fuerza de cierre para mantener las matrices en contacto durante el proceso de hidroconformado de chapa. Este diseño está especialmente pensado para piezas de grandes superficies como pueden ser los paneles de los automóviles.

En el 2000, el mismo inventor presenta como invención una prensa mecánica adaptada para operaciones de hidroconformado como se presenta en la **Figura 2.22** [MAR 00].

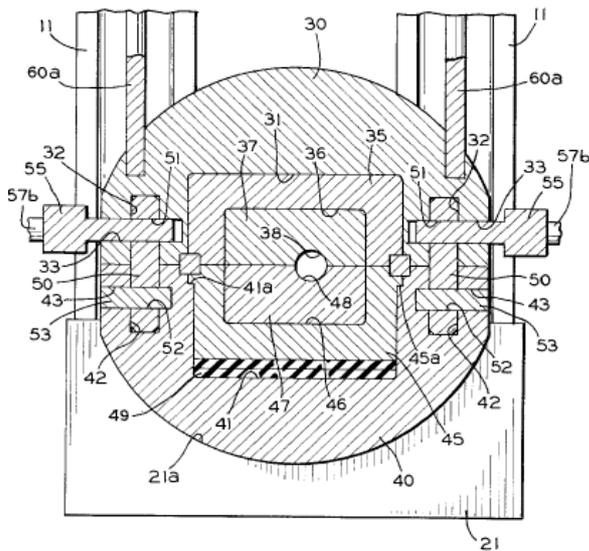


Figura 2.21: Prensa hidráulica para SHF [MAR 99].

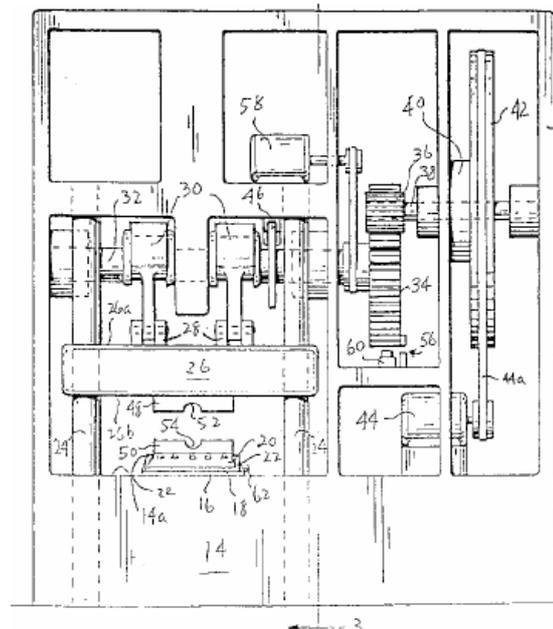


Figura 2.22: Prensa mecánica para SHF [MAR 00].

Por otro lado, Beber reivindica el diseño de una prensa en la que la matriz está llena de fluido y el punzón se mueve gracias a la fuerza de cilindros hidráulicos montados en el carro para garantizar la estanquidad del sistema (**Figura 2.23**) [BEB 00]. La fuerza de pisado se transmite mediante cilindros hidráulicos de corta carrera montados también en el carro de la prensa. Este tipo de diseños se seguirán patentando los siguientes años como, por ejemplo, por Bieling para Anton Bauer [BIE 01], Beyer para Muller Weingarten [BEY 02], Hein para Alusuisse Technology & Management Ltd. [HEI 02], Winters [WIN 04] y Streubeld para Benteler [STR 05].

En 2000, Kampmann ideó la técnica conocida como hidropunzonado de chapa, en la que se realizan agujeros en la pieza hidroconformada dentro de la misma herramienta. Para ello se introducen ejes móviles en las zonas a agujerear. Cuando el eje retrocede en sentido contrario a la presión ejercida por el fluido, se consigue que la chapa se cizalle en dicha zona (ver **Figura 2.24**) [KAM 00]. Además, AUDI AG patentó el diseño de una preforma para hidroconformado de chapa que puede observarse en la **Figura 2.25**. Consta de diferentes

chapas soldadas entre sí generando así varias cavidades internas a expandir en el proceso de hidroconformado [ZUB00]. Más tarde, en 2006, Nissan Motor Co. Ltd. presentó una patente similar [UENO 06].

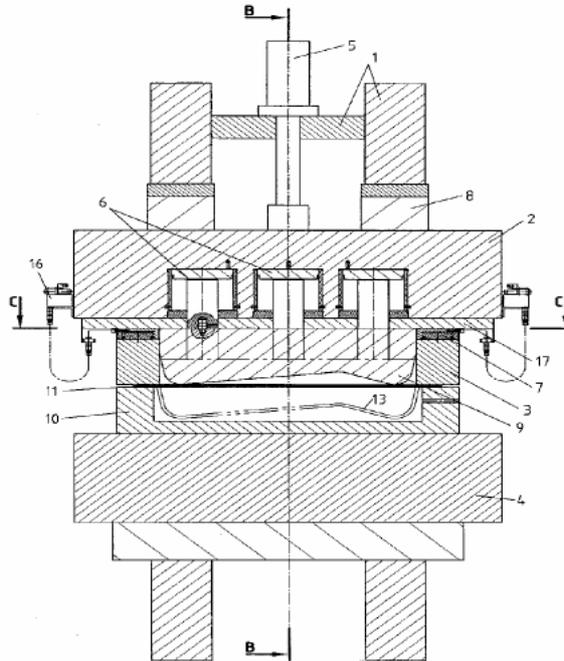


Figura 2.23: Esquema del diseño de Beber [BEB 00].

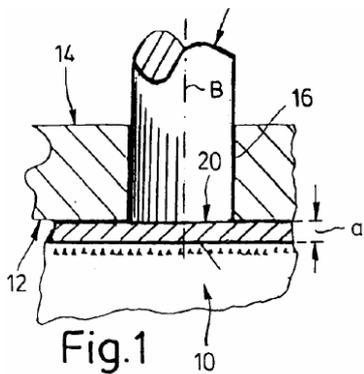


Figura 2.24: Diseño de Kampmann [KAMP 00].

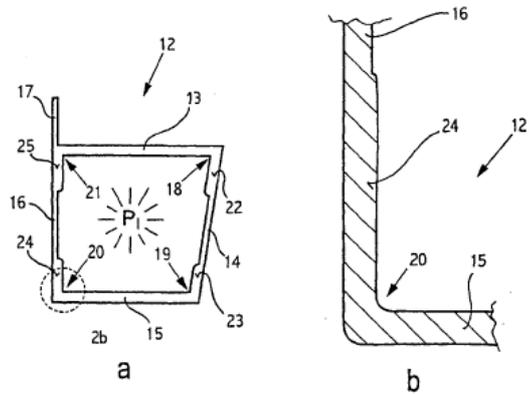
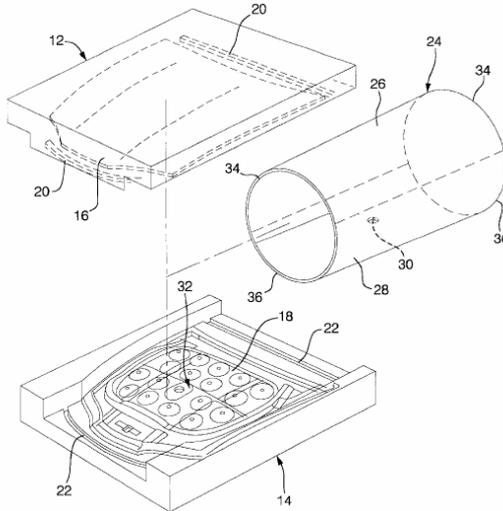


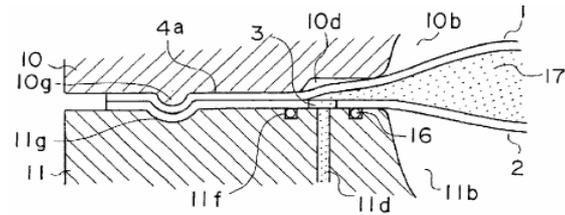
Figura 2.25: Esquema del diseño de Zuber [ZUB 00].

Con el fin de reducir los tiempos de fabricación es posible realizar distintas operaciones sobre la pieza dentro de la misma herramienta. En este sentido General Motors presentó por primera vez, como se muestra en la **Figura 2.26**, la técnica de hidroconformado de doble chapa con la particularidad de unir ambas chapas antes del proceso de presurización interna. El fluido se introducía por un agujero punzonado en una de las chapas. El método de unión seleccionado era el clinchado [NI 00]. Con esta misma idea, la empresa de soldadura suiza Elpatronic reclamó el método mediante el cual las dos chapas se soldaban antes de ser hidroconformadas [MEI 00] y también Nissan Motor patentó el diseño de una prensa de hidroconformado en la que dos chapas se soldaban antes de ser expandidas [MAT 00]. Entre 2002 y 2004 encontramos varios diseños para la introducción del fluido entre las dos chapas como por ejemplo el de Schuler Hydroforming [HUB 02], el de Kojima [KOJ 04] (**Figura 2.27**) y el de Nissan Motor [TSUS 04].

Cabe destacar que en el año 2001 Volkswagen presentó la primera patente de hidroconformado de doble chapa que incluía la temperatura como variable de proceso. Propuso calentar parte de la herramienta y/o el fluido para poder deformar el material a menores presiones de conformado, debido a que la resistencia del material disminuye con la temperatura. El objetivo principal era reducir las fuerzas de cierre necesarias en los procesos de hidroconformado de chapa [HER 01].



**Figura 2.26:** Primera patente relacionada con el hidroconformado de doble chapa [NI 00].



**Figura 2.27:** Diseño para la introducción del fluido de [KOJ 04].

Chevalier patentó modificaciones en los diseños de pisadores utilizados en prensas de hidroconformado de chapa de forma que estos pudieran moverse en la dirección perpendicular a la fuerza de pisado para facilitar la alimentación de la chapa [CHE02] (**Figura 2.28**).

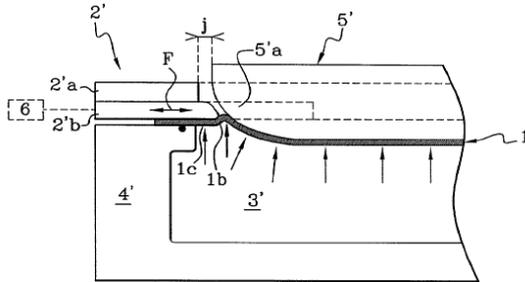
En el año 2003 Thyssenkrupp patentó la herramienta modular mostrada en la **Figura 2.29** en la que tanto el semimolde con la cavidad para fluido presurizador y el semimolde con la huella a conformar eran intercambiables [SCH 03].

Como solución a la dificultad de alimentar material en los procesos de hidroconformado de chapa, Nissan Motor presentó en 2005 el método y aparato mostrado en la **Figura 2.30**. El diseño dispone de dos matrices que permiten la introducción del fluido hidráulico a la zona periférica de la chapa. De este modo, se consigue ejercer presión en sentido perpendicular a la superficie de contacto entre material y las matrices y el material fluye con facilidad hacia la zona de expansión consiguiendo mayores ratios de conformado [TOM 05]. El diseño de Amino de 1984 mostrado en la **Figura 2.31** puede parecer similar, pero en ese caso la película de fluido presurizado se generaba tanto en las superficies inferior y superior así como en la superficie periférica de la chapa. El objetivo del diseño de Amino era reducir la fricción, mientras que el objetivo del diseño de esta patente de Nissan Motor era facilitar la alimentación del material. Para ello, en este diseño el fluido hacía únicamente contacto con la periferia de la chapa.

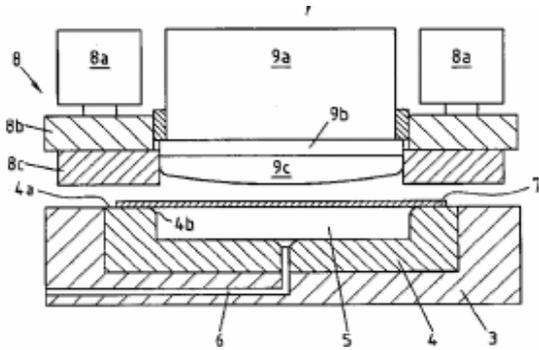
El control de la presión del fluido es clave en el hidroconformado de chapa. En este sentido, Toyota inventa en 2006 una máquina en la que la presión de la cámara del fluido varía en función de la posición del punzón. Como se muestra en la **Figura 2.31** se trataba de un sistema de hidroconformado de chapa pasivo en el que la presión se controlaba mediante una válvula hidráulica proporcional [NO 06].

Magna International patentó en 2007 un método para hidroconformado de chapa activo en el que la curva de presión generada para conformar la pieza contenía pulsos. De este modo, aumentaba la fluidez del material dentro de la matriz. Estos pulsos de presión se obtenían mediante el acoplamiento en el sistema hidráulico de un motor de frecuencia variable [NOT 07].

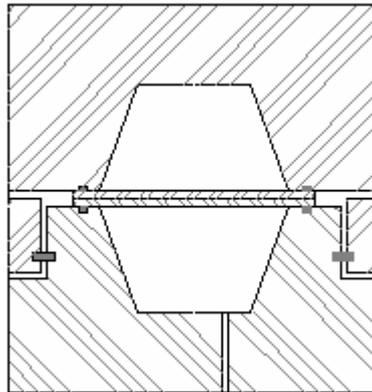
Uchida registró en 2006 una patente que resuelve el inconveniente del hidropunzonado cuando el tamaño del orificio rectangular era de un ratio  $a/b$  mayor que 3, siendo  $a$  y  $b$  las dimensiones del agujero. Por lo general en este tipo de operaciones, la zona periférica del agujero cizallado presentaba restos de material que hacían necesaria una operación posterior para retirarlo. Para ello propuso utilizar una herramienta cuya superficie transversal era cóncava (**Figura 2.32**) con el fin de dar más resistencia al material en esa zona. Mediante esta solución la cizalladura estaba libre de rebaba en toda la periferia del agujero [UCH 06].



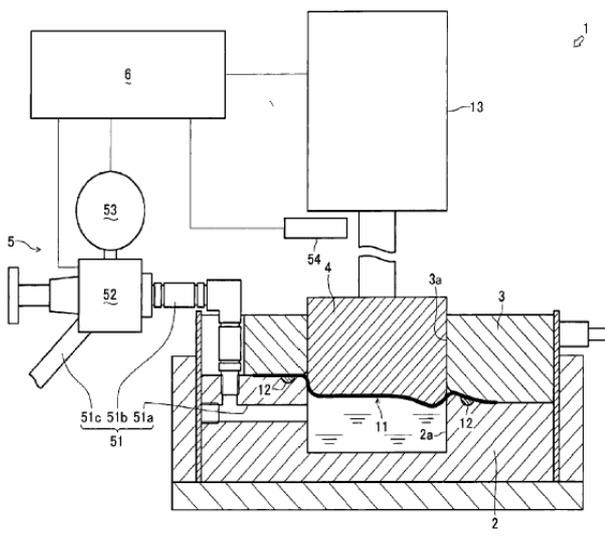
**Figura 2.28:** Pisador con desplazamiento en la dirección perpendicular a la fuerza de pisado [CHE 02].



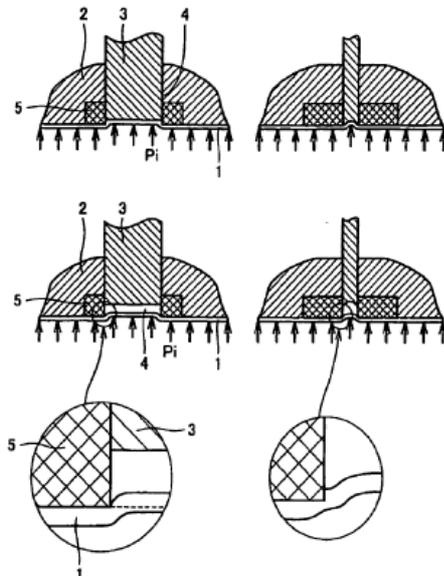
**Figura 2.29:** Diseño modular de herramienta para cambio rápido de punzones y matrices [SCH 03].



**Figura 2.30:** Conexión de la zona periférica de la chapa con el fluido a presión para mejorar la alimentación de material [TOM 05].

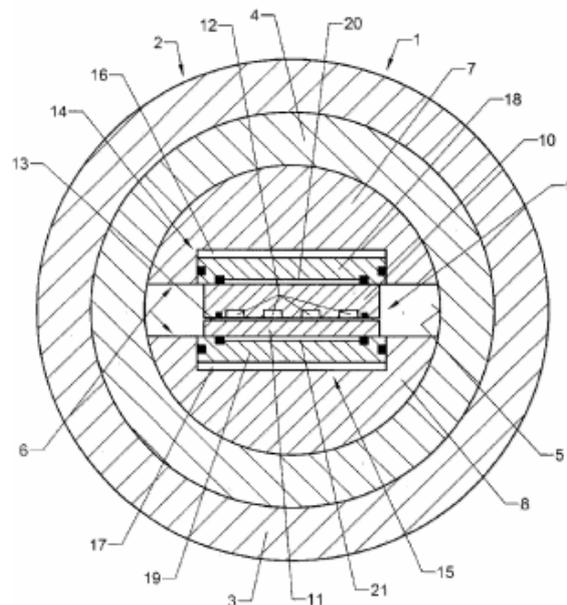


**Figura 2.31:** Control de la presión del fluido mediante una válvula hidráulica proporcional [NO 06].



**Figura 2.32:** Hidropunzonado con punzón de superficie transversal cóncava para evitar rebabas en el corte [UCH 06].

En 2007, Dieter patentó un nuevo concepto de prensa para hidroconformado de chapa mostrado en la **Figura 2.33**. Se trataba de una máquina cuya estructura contenía dos cilindros de pared gruesa, exterior e interior, unidos mediante un ajuste a presión. El cilindro interior comprendía un portamoldes dividido en dos partes. Dos cilindros de carrera reducida se encontraban entre los portamoldes y los moldes para realizar la fuerza de cierre durante el conformado. Además existían dos cojines hidráulicos colocados en los pistones de los cilindros de carrera reducida y moldes para compensar la presión interna de la cámara de conformado en los pistones y moldes. La presión en los cojines se regulaba en función de la presión interna de la cámara de conformado [DIE 07]. Por otro lado, también hay constancia de otra patente del mismo año que presentaba la utilización de una fuerza de pisado variable por zonas en el hidroconformado de chapa [CHO 07].



**Figura 2.33:** Diseño de prensa de [DIE 07].

## 2.2.3 Maquinaria para hidroconformado

### 2.2.3.1 *Prensas*

La principal característica de las prensas para hidroconformado es la elevada fuerza de cierre que deben ser capaces de soportar durante el hidroconformado debido a la alta presión utilizada en el proceso.

Desde este punto de vista, las diferentes variantes de prensas existentes para el hidroconformado se agrupan en tres familias: prensas hidráulicas, prensas mecánico-hidráulicas y prensas mecánicas servo-accionadas.

El concepto de una prensa hidráulica de hidroconformado es el mismo que el de una prensa hidráulica convencional. Sin embargo, hay dos aspectos que se deben tener en cuenta. Si las dimensiones de la pieza a hidroconformar son grandes, la fuerza de cierre necesaria debe ser elevada. Por otro lado, si queremos obtener tiempos de ciclo reducidos, el caudal del grupo hidráulico debe ser elevado para conseguir altas velocidades de apertura y cierre del molde [BEY 99, NOT 99, OSE 99].

Es el tipo de prensa más empleado por su versatilidad y debido a que la adaptación de una prensa hidráulica convencional para su utilización en procesos de hidroconformado es rápida y económica.

En los procesos de hidroconformado se observan dos fases muy diferenciadas. Durante el cierre y apertura del molde necesitamos una gran carrera y una fuerza reducida. En la fase de conformado necesitamos una fuerza elevada que garantice el cierre del molde con una carrera muy reducida.

De estas especificaciones nace el concepto de las prensas mecánico-hidráulicas. El cierre y apertura del molde se realiza con cilindros hidráulicos de gran carrera y pequeña sección lo cual disminuye los costes y aumenta las velocidades de trabajo. Una vez que el molde está cerrado, se posicionan insertos metálicos entre el carro y la estructura de la prensa, para que durante el ciclo de conformado sea la estructura la que aguante la fuerza de cierre.

Debido a que la estructura de la prensa no es infinitamente rígida, existen deformaciones elásticas que posibilitarían la apertura del molde. Por ello, se utilizan cilindros hidráulicos adicionales de gran sección y poca carrera que suben la mesa o bajan el carro para suplir este alargamiento de la estructura. De este modo se disminuyen tanto el coste del equipamiento hidráulico como el tiempo de ciclo.

En esta línea, Schuler desarrolló y fabricó una prensa para hidroconformado de chapa plana con una disminución de costo del 30% respecto de la prensa hidráulica convencional. La prensa desarrollada se muestra en la **Figura 2.34** [PRI 05]. Tiene cuatro cilindros hidráulicos en la parte superior fija, los cuales mueven verticalmente el carro superior de la prensa. Al descender el carro superior unos cilindros laterales mueven el bloque (*spacer*) hacia el interior del marco de la prensa, dejando así el carro bloqueado. Entre la base superior y el molde superior está ubicada una almohadilla de presión llamada *pressure pad* la cual junto con el *pressure pad* inferior, realiza la fuerza de cierre. El *pressure pad* inferior está ubicado debajo de la base y del molde inferior. Están formados por un cilindro hidráulico de gran diámetro (aproximadamente de 600 mm) y de poca carrera. El buen dimensionamiento del sistema hidráulico de los *pressure pad* es la clave para conseguir el correcto cierre de los moldes.

Otra variante fue la presentada por Anton Bauer GmbH & Co con un cierre de tipo bayoneta y se muestra en la **Figura 2.35**. Cuando el molde alcanza la posición inferior, el aro de la bayoneta gira y hace que el molde quede cerrado. Los dientes del sistema bayoneta forman un plano inclinado en su parte superior. De la misma manera, sobre el cabezal existe otro aro cuyos dientes forman un plano inclinado en su parte inferior. Cuando el molde alcanza la posición de trabajo, los dientes giran sobre el eje del aro y el plano inclinado de cada diente desliza sobre el plano inclinado de cada diente del cabezal, haciendo un efecto cuña que mantiene al molde cerrado. La gran ventaja que nos ofrece este tipo de prensa es la supresión de los cilindros de fuerza, necesitando únicamente cilindros que den movimiento a las diferentes partes de la máquina y los cilindros que dan el movimiento al sistema de bayoneta. Estos cilindros comparados con los cilindros de fuerza de una prensa convencional son mucho menores. La prensa es compacta y se mejora considerablemente el tiempo de ciclo [BIE 99].

Por último, la principal característica de la prensa mecánica servo-accionada es la eliminación del volante de inercia y del freno-embrague y su sustitución por un acople directo entre el motor principal de accionamiento de la prensa y la transmisión de movimiento al carro (**Figura 2.36**). En una prensa servo-accionada, y dado que se controlan en tiempo real la posición y velocidad del motor de accionamiento principal, es posible tener totalmente controlados los movimientos de desplazamiento del carro. De esta combinación surgen las ventajas que aportan este tipo de instalaciones, basadas en que es posible realizar cualquier tipo de ciclo [MCL 02, BOE 03, AID 06, BOE 06, GAR 06, KOM 06]. De este modo es posible reproducir un ciclo de hidroconformado con una prensa mecánica (**Figura 2.37**).

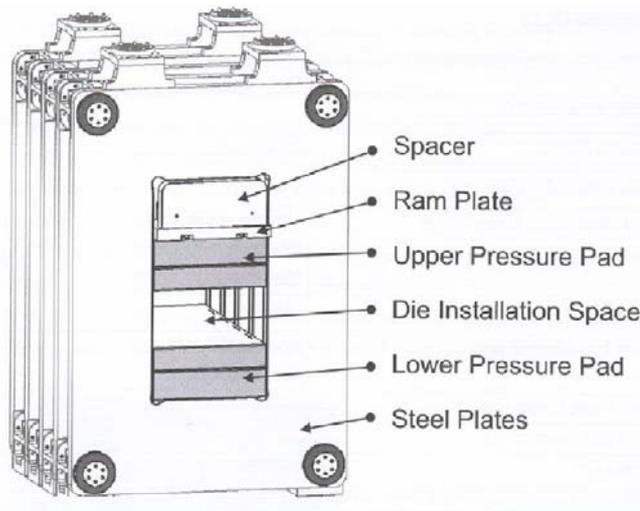


Figura 2.34: Prensa SHS 50.000 de Schuler [PRI 05].



Figura 2.35: Prensa de Antón Bauer [BIE99].

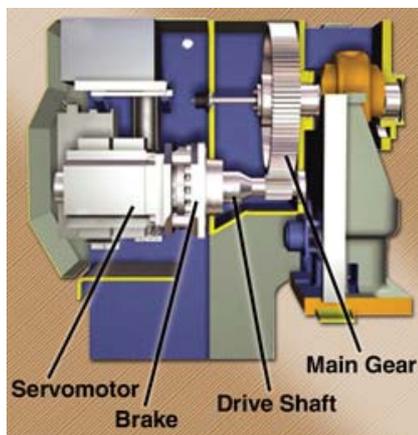


Figura 2.36. Concepto de una prensa mecánica servo-accionada [BOE 03].

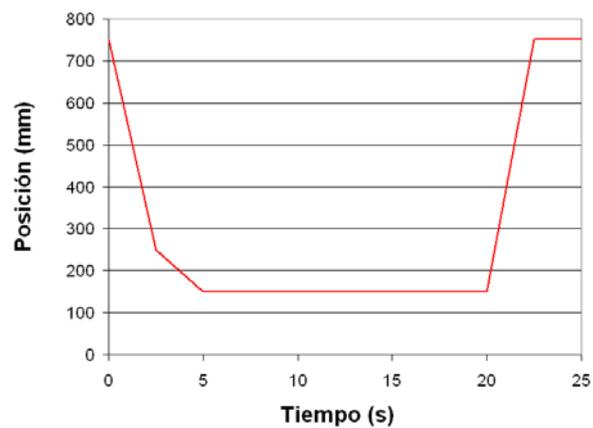


Figura 2.37. Posible ciclo de hidroconformado en prensa mecánica servo-accionada.

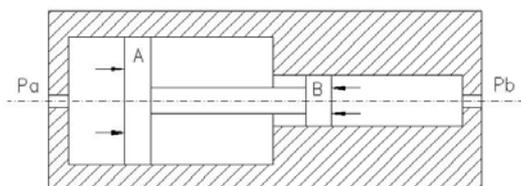
En la prensa mecánica convencional, el volante de inercia, una vez arrancado el motor, gira y almacena energía cinética que se transmite al carro cuando se embraga, permitiendo realizar trabajos de deformación que requieren de esfuerzos superiores a los que daría el motor por sí solo. En la prensa servo-accionada, al no existir volante de inercia, esa necesidad de energía durante el trabajo de deformación debe ser suministrada por el motor; por esta razón, una prensa servo-accionada necesita un accionamiento, un motor, de mayor potencia.

Aunque las prensas de este tipo son muy versátiles y presentan ventajas respecto a las prensas mecánicas convencionales (cambio de la curva de movimiento de la prensa, cambio de carrera inmediato, eliminación del freno-embrague y volante de inercia, simplificación del mecanismo link-drive, reducción del nivel de ruido, etc.) su fuerza total es limitada debido al par máximo que pueden proporcionar los servo-motores actuales [FAN 06]. Por lo tanto, se pueden tener problemas de fuerza de cierre al realizar en ellas una operación de hidroconformado. A pesar de estas desventajas Amino North America Corp. abrió en 2004 su primera línea de producción de hidroconformado de chapa en la que se utilizan servo prensas [MAK 05].

### 2.2.3.2 Sistema hidráulico

Se define como sistema hidráulico al conjunto formado por el intensificador de presión y el grupo de agua. La función que cada una de ellos lleva a cabo en el proceso se detalla a continuación.

El intensificador de presión es el elemento encargado de proporcionar la presión interna para conformar la chapa metálica. El funcionamiento de estos intensificadores se basa en el principio de Pascal como se puede observar en la **Figura 2.38**. La cámara primaria es accionada hidráulicamente y por la diferencia entre áreas actuantes multiplicamos la presión en la cámara secundaria o de trabajo. El accionamiento de la cámara primaria se realiza por hidráulica convencional y con la ayuda de válvulas proporcionales. En la **Figura 2.39** se muestra un intensificador de presión de 2000 bar de la casa Bosch-Rexroth. Las ventajas de los intensificadores son la velocidad de reacción que tienen ante una caída de presión y la exactitud que presentan para el seguimiento de una consigna de presión.



**Figura 2.38.** Principio de funcionamiento de los intensificadores de presión.



**Figura 2.39.** Intensificador de presión de la casa Bosch-Rexroth [BRE 99].

Las emulsiones de agua y aceite empleadas para el hidroconformado son reutilizadas una vez el componente ha sido fabricado. El molde o la misma prensa puede estar diseñada para la recogida del fluido que rebosa del molde cuando el proceso ha terminado. El fluido recogido se bombea o se introduce por gravedad en lo que se denomina como grupo de agua. El grupo de agua debe limpiar por decantación y por filtros el agua empleada en el proceso y debe estar dotado de una bomba de baja presión para efectuar el llenado del molde y del intensificador al comienzo de un nuevo ciclo.

### 2.2.3.3 Moldes

En el caso del hidroconformado de chapa activo, el molde de hidroconformado se compone de un semimolde con una huella encargada de dar forma a la chapa metálica y de otro semimolde con una cavidad por la que se introduce el fluido hidráulico presurizado para conformar la chapa. Si se trata de hidroconformado de doble chapa ambos semimoldes disponen de huellas y la introducción del fluido a presión se realiza directamente entre las chapas desde la zona de pisado del material. Este sistema de introducción de fluido es más complicado que el anterior.

En el caso de hidroconformado de chapa pasivo el punzón convencional dispone de la geometría final de la pieza como puede verse en la **Figura 2.40**. El semimolde con la cavidad para fluido está conectado a una válvula hidráulica para controlar la presión de la cámara mediante la evacuación del fluido.



**Figura 2.40:** Punzón con la geometría final y bañera de fluido para hidroconformado de chapa pasivo [MAK 05].

Como ocurre en estampación de chapa, los moldes pueden ser bloques mecanizados de acero o fundidos y posteriormente mecanizados. En 2008 Kleiner *et al.* publicaron un estudio sobre la utilización de semimoldes de cemento para aplicaciones de hidroconformado de chapa donde

se muestra que la herramienta puede fallar durante el conformado y que las condiciones tribológicas son peores que mediante el uso de otros materiales [KLE 08].

## 2.2.4 Variables de proceso

### 2.2.4.1 Presión interna

La presión interna del fluido es la encargada de que la chapa obtenga la forma de la huella.

En referencia al hidroconformado de chapa activo, Banabic [BAN 05] definió el modelo analítico para el control de la presión para conseguir una velocidad de deformación constante en el ensayo de *bulge test* según la ecuación (2.1):

$$p = 2 \cdot \frac{1 + \alpha_1 \cdot \frac{b_0^2}{a_0^2}}{\sqrt{1 - \alpha_1 + \alpha_1^2}} \cdot \frac{s_0}{b_0} \cdot \left( e^{\frac{2 - \alpha_1}{2 \cdot \sqrt{1 - \alpha_1 + \alpha_1^2}} \cdot \varepsilon_e \cdot t} - 1 \right)^{1/2} \cdot C_2 \cdot (d\varepsilon_e)^m \quad (2.1)$$

donde  $C_2$  es un parámetro de material,  $s_0$  el espesor inicial de la chapa,  $a_0$  y  $b_0$  son respectivamente el eje mayor y menor de la matriz elíptica,  $d\varepsilon_e$  la velocidad de deformación equivalente y  $m$  el coeficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación del material.  $\alpha_1$  es el ratio de las tensiones principales ( $\sigma_2/\sigma_1$ ) según la ecuación (2.2):

$$\alpha_1 = \frac{1}{2} \cdot \left( 1 + e^{1 - \frac{a_0}{b_0}} \right) \quad (2.2)$$

Palumbo estudió el efecto de la rampa de presión utilizada para conformar copas circulares concluyendo que en la fase de calibración se obtiene una distribución de espesores más homogénea para menores ratios de presión [PAL 03]. Por otro lado, Nott patentó usar curvas de presión con pulsaciones para obtener mayores deformaciones en el material [NOT 07].

En el caso del hidroconformado de doble chapa recientemente se llevó a cabo un estudio numérico para determinar las presiones del sistema necesarias cuando cada una de las chapas es de un material diferente. Para evitar la rotura prematura de la chapa menos resistente se aplicó presión en el hueco entre la huella y el material en el semimolde correspondiente. La **Figura 2.41** muestra la presión en la cavidad del fluido respecto a la presión interna entre las chapas calculada numéricamente mediante el modelo generado [GEI 08].

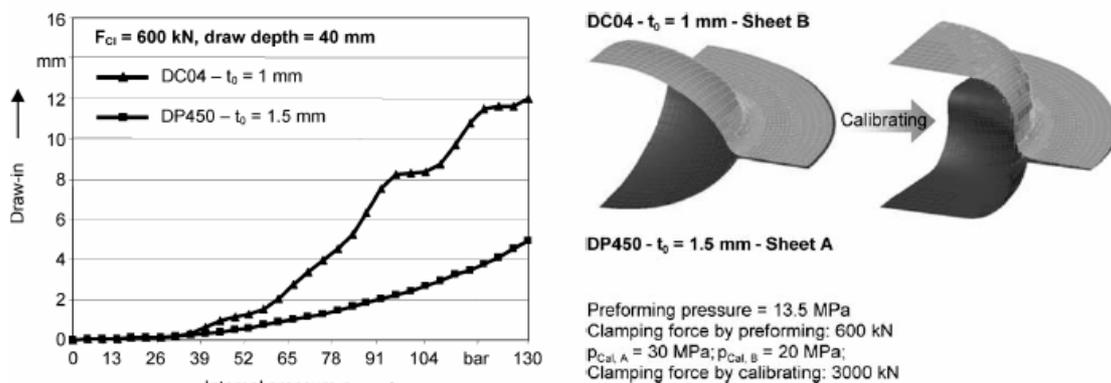
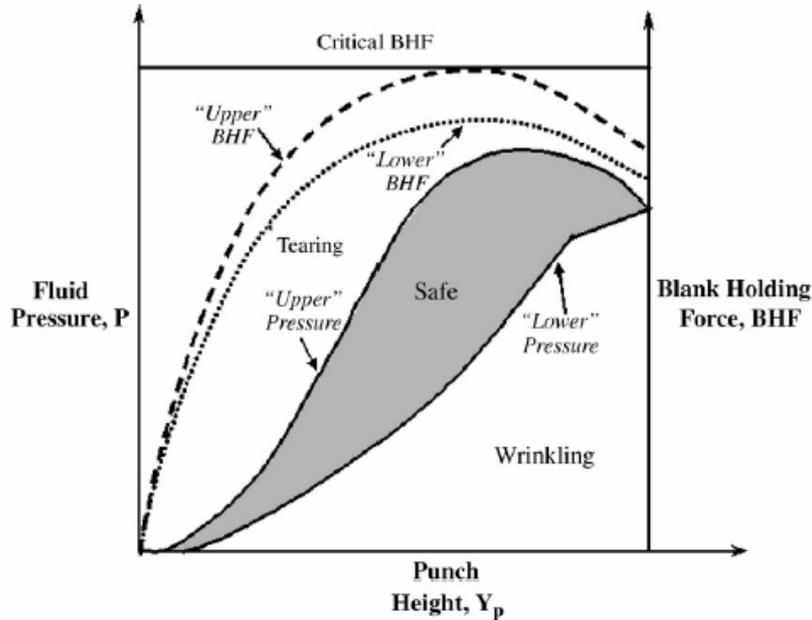
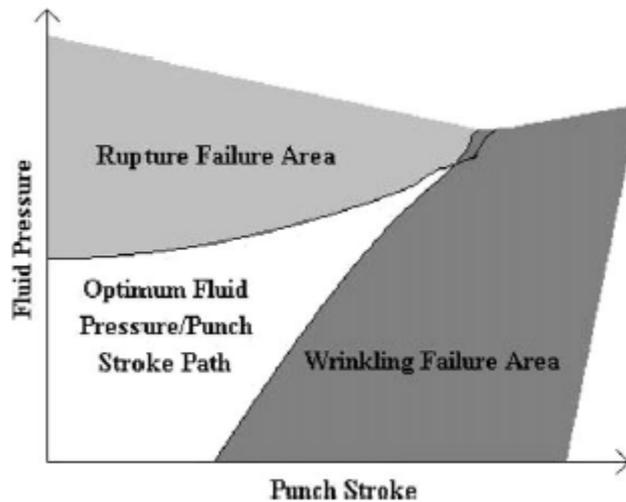


Figura 2.41: Presión en la cavidad del fluido respecto a la presión interna entre las chapas [GEI 08].

En el caso de hidroconformado de chapa pasivo existen varias publicaciones referentes a la presión necesaria en la cavidad del fluido para conformar el material. Como demostraron Yossifon y Tirosh las presiones demasiado altas provocan que el material se doble hacia el radio de curvatura del punzón antes del comienzo de la embutición. Esto lleva a la rotura prematura del material. Por otro lado, si la presión del fluido es demasiado baja el material no se estira lo suficiente y aparecen arrugas. Por lo tanto es esencial establecer los límites inferior y superior a la variable de presión [TIR 77, YOS 84, YOS 85a, YOS 85b, YOS 88]. En este aspecto, Zampaloni *et al.* y Aberdrabo *et al.* definieron las ventanas de proceso para el conformado de una pieza hemisférica, ver **Figura 2.42** y **Figura 2.43** [ABE 05, ZAM 03].



**Figura 2.42:** Ventana de proceso para conformar una pieza hemisférica [ZAM 03].



**Figura 2.43:** Ventana de proceso para conformar una pieza hemisférica [ABE 05a].

Thiruvarudchelvan analizó teóricamente los límites inferior y superior de presión a aplicar para obtener copas cilíndricas según la ecuación (2.3) [THI 99]:

$$\left[ 1 + \frac{d_c}{4e} \left\{ (\beta_d^2 - 1) - \frac{\mu}{2\beta_d} (\beta_d^2 - 1)(\beta_d + 1) \right\} \right] \langle p \rangle < \frac{\sigma_{UTS} - 1,1\sigma_m \ln \beta_d - \sigma_2 \left( \frac{e}{2r_d} \right)}{\left[ \frac{\mu (\beta_d^2 - 1)(\beta_d + 1) d_c}{8 \beta_d e} - 1 \right]} \tag{2.3}$$

donde  $\sigma_m$  es la tensión media en la chapa,  $\beta_d$  es el ratio de embutición,  $e$  es el espesor de la chapa,  $r_d$  es el radio de conformado de la matriz,  $d_c$  es el diámetro de la copa,  $p$  es la presión de conformado,  $\mu$  es el coeficiente de fricción,  $\sigma_{UTS}$  es y  $\sigma_2$  es la tensión principal en la periferia de la chapa. En este caso mantenía la presión en la cavidad del fluido constante.

### 2.2.4.2 Fuerza de pisado

La fuerza de pisado se ejerce sobre el área periférica de la chapa y controla la alimentación de material desde esa superficie hacia la zona de deformación al mismo tiempo que garantiza el sellado del fluido durante el proceso. Generalmente, durante la fase de conformado parte del material es alimentado desde la periferia de la chapa a la zona de expansión, para suplir la variación de volumen de la pieza en esa zona.

Del Prete *et al.* estudiaron las fuerzas de pisado necesarias para el hidroconformado de chapa pasivo de una geometría rectangular. Para ello utilizaron un pisador dividido en tres segmentos con control de fuerza independiente [DEL 08b]. Las fuerzas en cada pisador para obtener la pieza se muestran en la **Figura 2.44**.

La fuerza de pisado puede estar controlada para trabajar en el rango límite de sellado, es decir, con valores límites inferiores para evitar fugas en el sistema. De este modo se optimiza la alimentación de material frente a otros métodos de control de fuerza de pisado. En este ámbito Groche *et al.* definieron la ventana de proceso mostrada en la **Figura 2.45** para el conformado de una bañera rectangular de acero [GRO 08].

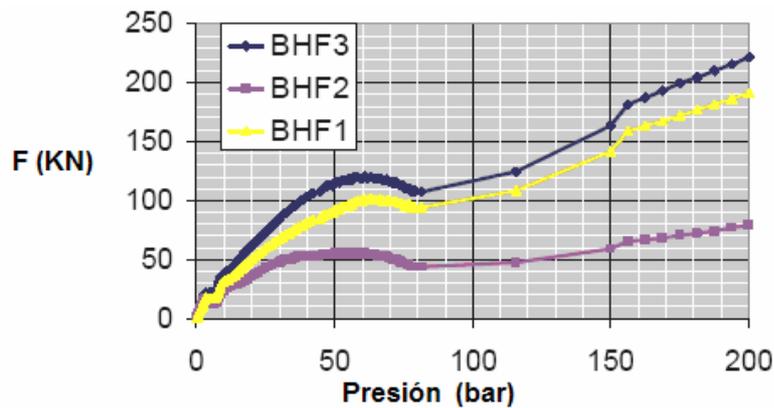


Figura 2.44. Fuerzas de pisado en función de la presión hidráulica generada [DEL 08].

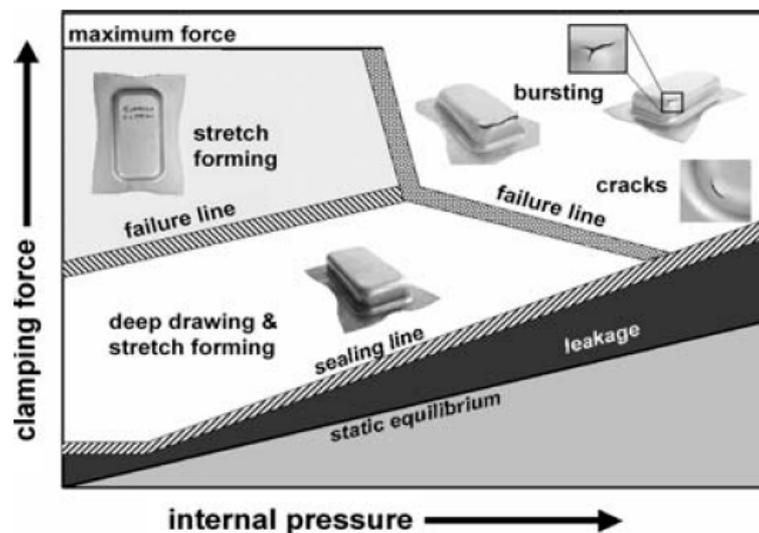


Figura 2.45. Fuerzas de pisado en función de la presión hidráulica generada [GRO 08].

### 2.2.4.3 Fricción

La fricción se da principalmente entre las herramientas y la chapa. En comparación a los procesos de estampación convencionales, la fricción actúa sólo en uno de los lados de la chapa, sin existir contacto con ninguna herramienta metálica en una de las superficies [LAN 04a].

En la revisión bibliográfica realizada no se han encontrado estudios para determinar los valores de fricción resultantes en el contacto entre chapa y herramienta en hidroconformado de chapa activo.

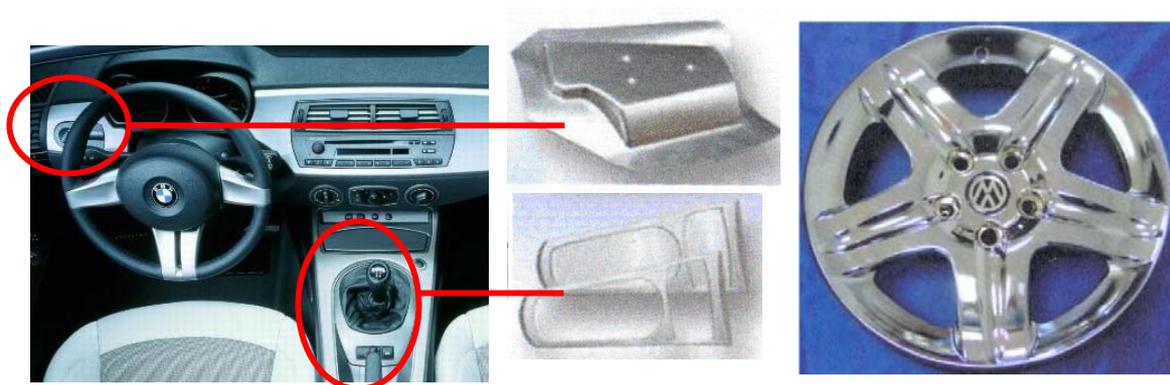
En los procesos de hidroconformado de chapa pasivo existen varios estudios referentes al estudio del coeficiente de fricción. Tolazzi *et al.* determinaron experimentalmente los valores de fricción entre herramientas y chapa para varias aleaciones de aluminio y aceros de alta resistencia [TOL 03]. En el caso del hidroconformado de chapa con membrana las primeras investigaciones sobre la fricción generada entre membrana y chapa fueron realizadas por Vollertsen. En este estudio se consiguieron menores valores de fricción en diseños en los que se utilizaron varias membranas superpuestas entre sí [VOL 99].

### 2.2.5 Campos de aplicación

Las aplicaciones principales de la tecnología de hidroconformado de chapa son los componentes de la automoción, piezas estructurales de aviones, reflectores, menaje y piezas de electrodomésticos [NAK 84, CAL 08].

Respecto al hidroconformado de piezas de automoción de tamaño medio, en la **Figura 2.46** pueden observarse componentes interiores de aluminio de un vehículo BMWZ4. La **Figura 2.47** muestra una cubierta de llanta fabricada en acero de espesor de 0,4 mm. Ambas aplicaciones tienen una gran exigencia de calidad superficial. La **Figura 2.48** muestra un soporte de amortiguamiento de acero.

La **Figura 2.49** y la **Figura 2.50** muestran un par de aplicaciones de hidroconformado de grandes paneles, en concreto se trata de un un panel exterior de vehículo y de un capó exterior. Es posible utilizar chapas pintadas y tratadas antes de ser deformadas [MAK 05].



**Figura 2.46:** Componentes interiores del BMW Z4 [AUT 06].

**Figura 2.47:** Cubierta de llanta [KAP 05].



**Figura 2.48:** Soporte de amortiguamiento [SCH 05].



**Figura 2.49:** Puerta lateral [HDT 08].



**Figura 2.50:** Capó exterior y lateral de vehículo [MAK 05].

La **Figura 2.51** y la **Figura 2.52** presentan aplicaciones aeronáuticas y decorativas respectivamente.

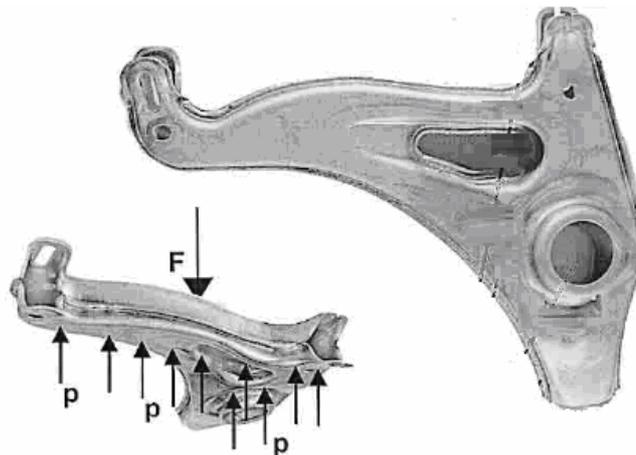


**Figura 2.51:** Aplicaciones aeronáuticas [CAL 08].



**Figura 2.52:** Aplicaciones decorativas [APT 08].

El hidroconformado de doble chapa tiene aplicaciones en el sector de la automoción incluyendo soportes de paneles instrumentales, raíles del chasis y techo del automóvil, depósitos de combustible, soportes de motor, brazos de suspensión y otro tipo de subensamblajes con grandes diferencias geométricas en las diferentes secciones. La **Figura 2.53** muestra dos piezas obtenidas mediante hidroconformado de doble chapa.



**Figura 2.53:** Unión de suspensión de Daimler Chrysler fabricada mediante hidroconformado de doble chapa [NOV 03].

La utilización de las aleaciones de aluminio está en continuo crecimiento debido principalmente a la buena combinación de propiedades físicas (baja densidad, buena resistencia a la corrosión, alta reciclabilidad, etc.) y mecánicas (alto ratio resistencia/peso, mecanizabilidad, soldabilidad, etc.) que lo hacen muy útil en ingeniería mecánica. Los imperativos medioambientales han ampliado el interés en las aleaciones de aluminio en forma de chapa para aplicaciones como material estructural en aviones y automóviles, carpintería metálica y bienes de uso doméstico entre otras. La principal limitación de estos materiales se basa en la baja conformabilidad del material a temperatura ambiente en comparación con los aceros. Sin embargo, la capacidad de deformación puede aumentarse considerablemente con la temperatura.

Por otro lado, los procesos de hidroconformado de chapa son conocidos desde los inicios del siglo XX. Si bien la tecnología evoluciona considerablemente desde sus inicios hasta los años 70 gracias a las aportaciones de los diferentes inventores, es en la década de los 80 cuando se comienza a utilizar a nivel industrial. El principal potencial de la tecnología es la posibilidad de producir piezas con mayores niveles de embutición y calidad superficial que las producidas por estampación además de la reducción del número de componentes de las estructuras fabricadas. Las ventajas añadidas del proceso son la obtención de piezas de espesor más homogéneo, obteniendo así con menor peso una resistencia superior.

Actualmente existen dos variantes del proceso: el hidroconformado de chapa activo y pasivo. La diferencia está en la configuración de las herramientas y en el modo de generar la presión hidráulica. En el caso de generar la presión mediante un intensificador de presión para que el fluido empuje la chapa hacia la huella se trata de hidroconformado activo. Cuando la presión se genera de forma indirecta, debido a que el punzón entra en la cavidad del fluido y lo comprime, se trata de hidroconformado pasivo.

Los tipos de prensa existentes para el hidroconformado se agrupan en tres familias: Prensas hidráulicas, prensas mecánico-hidráulicas y prensas mecánicas servo-accionadas. Se utilizan intensificadores de presión para empujar al fluido al interior del molde y así conseguir la presión necesaria durante el proceso. Este fluido se almacena en el grupo de agua para su posterior utilización con una nueva pieza.

Las principales variables de proceso son la presión de conformado, la fuerza de pisado y la fricción entre piezas.

## **Capítulo 3:**

### **Caracterización de material**



### 3 Caracterización de material

En la primera parte de este capítulo se recogen los trabajos realizados para la caracterización uniaxial en caliente de material de chapa tras la selección de las aleaciones de aluminio a estudiar. El principal objetivo ha sido comprobar si es posible aumentar la conformabilidad de las aleaciones de aluminio mediante el aumento de temperatura. Este hecho posibilitaría el empleo de esta técnica en el hidroconformado de chapa, lo cual permitiría el conformado de piezas complejas de gran valor añadido. Una vez comprobado este fenómeno, el segundo objetivo ha sido definir las condiciones óptimas de conformado mediante la comparación de las curvas tensión-deformación obtenidas bajo diferentes velocidades de deformación y temperaturas.

Se han estudiado dos aleaciones, una de la serie 5000 (no tratable térmicamente) y otra de la serie 6000 (tratable térmicamente). De esta última, en la segunda parte del capítulo, se describe la caracterización microestructural bajo dos estados diferentes de tratamiento térmico correspondientes al estado recocido (O) y a un estado endurecido (T6). De este modo, se analiza el efecto de los tratamientos térmicos para seleccionar adecuadamente el estado que favorezca el conformado.

#### 3.1 Introducción

Varios autores han presentado resultados de la caracterización uniaxial con aleaciones de aluminio empleadas en procesos de hidroconformado a temperaturas de hasta 350 °C. La **Tabla 3.1** presenta los materiales estudiados. Sus resultados muestran, en general, que la conformabilidad de las aleaciones de aluminio aumenta con el aumento de la temperatura. Por otro lado, el rango de temperaturas óptimo para obtener mayores valores de alargamiento del material se sitúa entre 200 °C y 300 °C. Estos resultados son la base para explorar el potencial de uso de las aleaciones de aluminio a temperaturas medias.

El comportamiento constitutivo obtenido en los ensayos de tracción uniaxial es importante de cara a estimar el efecto de varios factores en la capacidad de deformación del material bajo estados de deformación más complejos. Tanto el coeficiente de endurecimiento por deformación  $n$  como el coeficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación  $m$ , son dos propiedades clave medidas en ensayos uniaxiales, y tienen una gran influencia en el límite de conformabilidad [ALT 04, BOO 02, LI 03b, SHE 78].

En los procesos de conformado en caliente tanto la temperatura como la velocidad de deformación juegan un papel importante en la conformabilidad del material. Actualmente la información acerca del comportamiento del material en función de estos parámetros es limitada.

Aleación (designación internacional)	Aleación (ISO R209)	Referencia bibliográfica
AA3013H111		[ABE 05b]
AA5083	AlMg4.5Mn	[GRO02, KOÇ 01]
AA5086	AlMg4	[ALT 03, PRI 03, WU 01]
AA5154	AlMg3.5	[ALT 04, BOO 02, CON 01, GEI 01, GOL 04, GRO 02]
AA5182	AlMg5Mn	[LI 03b, LI 04, NOV 03, PRI 03]
AA5454	AlMg3Mn	[NOV 03]
AA5754	AlMg3	[BOO 02, GEI 01, NOV 03, PRI 03, LI 03b]
AA6016T4	AlMg0.4Si1.2	[ALT 04, CON 01, GOL 04, KOÇ 01, LI 04, NOV 03, PRI03]
AA6111T4		[BOO 02, GEI 01, LI 03b]

**Tabla 3.1:** Aleaciones de aluminio caracterizadas uniaxialmente y en caliente.

## 3.2 Selección de materiales

### 3.2.1 Selección de las aleaciones de aluminio a estudiar

Para el hidroconformado de chapa de aleaciones de aluminio, son empleadas principalmente las clasificadas, según la designación internacional, como series 2000, 5000 y 6000. Las propiedades mecánicas de las aleaciones más utilizadas en la fabricación de piezas de automoción según la Asociación Americana del Aluminio (*The Aluminum Association*) se muestran en la **Tabla 3.2**.

Aleación	Tensión máxima (MPa)	Límite elástico (MPa)	Alargamiento a la rotura (%)	Módulo de elasticidad (GPa)
2008-T4	250	125	28	70
2008-T62	300	240	13	70
2010-T4	240	130	25	70
2010-T41	240	130	25	70
2010-T62	270	200	15	70
2036-T4	340	195	24	71
5182-O	275	130	24	71
5454-O	250	115	22	70
5754-O	220	100	26	71
6009 -T4	220	125	25	69
6009-T62	300	260	11	69
6022-T4	255	150	26	69
6022-T62	325	290	12	69
6111-T4	280	150	26	69
6111-T41	270	150	26	69
6111-T62	360	320	11	69

**Tabla 3.2:** Propiedades de aleaciones de Al para piezas de automoción [THE 98].

Teniendo en cuenta que estas son las series más utilizadas en la industria del transporte y que de entre ellas son las aleaciones 5XXX y 6XXX las estudiadas en el campo del hidroconformado de chapa, como se ha mostrado en la introducción de este capítulo, los materiales seleccionados para la realización del estudio son la aleación AA5754 y la aleación AA6082. La **Tabla 3.3** muestra la composición química en porcentajes de los elementos de aleación de cada aluminio seleccionado:

COMPOSICIÓN QUÍMICA %									
ALEACIÓN	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Ti	Cr	C/U
AA5754	0.19	0.37	0.055	0.4	2,77	0.05	0.013	0.025	-
AA6082	0.7-1.3	0.5	0,1	0.4-1	0.6-1.2	0.2	0.1	0.25	0.05

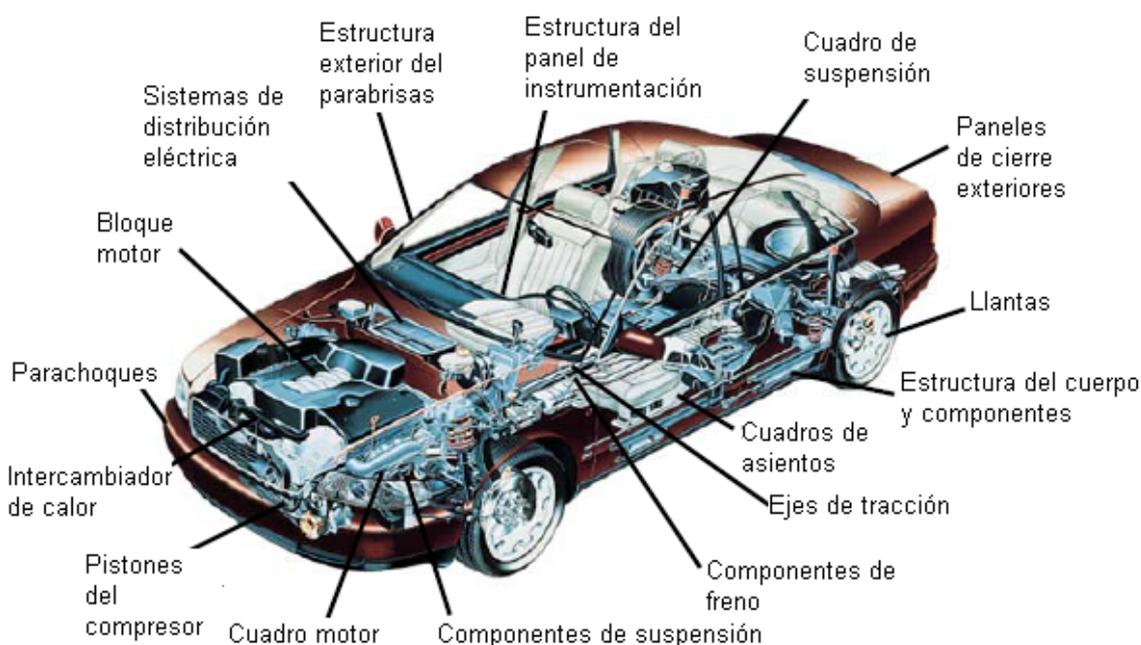
**Tabla 3.3:** Composición química de las aleaciones seleccionadas.

El material se ha comprado en forma de chapa laminada de espesor de 1.2 mm en el caso de la aleación AA5754 y con un tratamiento de endurecimiento por deformación que corresponde a un estado de acritud H111. En el caso de la aleación AA6082, el material tiene un espesor de 1.5 mm y se compra en estado de tratamiento T6.

Las principales características de dichas series son las siguientes [ASM 06]:

- AA5xxx: el aleante principal es el Magnesio, con el fin de conseguir un aumento en la resistencia mecánica. Estas aleaciones son fáciles de soldar y presentan una buena resistencia a la corrosión incluso en ambientes marinos. Son aleaciones no tratables térmicamente.
- AA6xxx: los aleantes principales son el Magnesio y el Silicio. Estas aleaciones son endurecibles por precipitación y generalmente se suministran tras haberles proporcionado un tratamiento de solubilización y un temple y un tratamiento de maduración posterior para precipitar las partículas de  $Mg_2Si$  que aumentan la resistencia mecánica del material. Estas aleaciones también muestran una buena resistencia a la corrosión y son conocidas bajo el nombre de aleaciones tratables térmicamente.

La **Figura 3.1** muestra los posibles componentes de chapa de aluminio en los automóviles según la Asociación Europea del Aluminio [EAA 07]. Las aleaciones 5xxx son más indicadas para paneles exteriores e interiores de vehículos. Las aleaciones 6xxx son adecuadas para paneles exteriores y elementos estructurales.



**Figura 3.1:** Componentes de chapa de aluminio en los automóviles [EAA 07].

### 3.2.2 Tratamientos de las aleaciones seleccionadas

#### *Aleación AA5754*

La aleación AA5754H111 tiene un endurecimiento por acritud y no es teóricamente templable térmicamente (al menos de forma significativa). La acritud se obtiene por deformación plástica en frío y produce un aumento de las características mecánicas y de la dureza del material. Las características obtenidas dependen de las distintas formas de laminación o estirado y de los recocidos intermedios o finales con los que se trate el material. Como consecuencia del laminado, se produce simultáneamente una disminución de la capacidad de deformación del material y una pérdida de maleabilidad (aptitud para cortar el material en láminas). Este efecto es mucho más marcado cuanto mayor es la deformación sufrida y también depende de la composición del metal.

La dureza está caracterizada por el estado  $H$ . El estado de acritud  $H(x)11$  es aplicado a los semi-productos que después de un recocido final mantienen un endurecimiento por

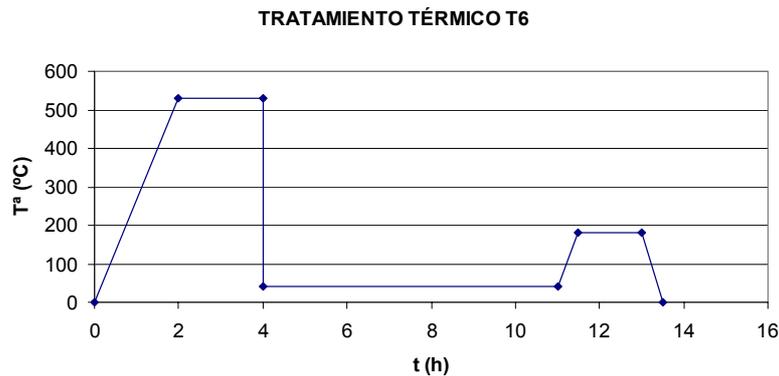
deformación en frío que impide calificarlo como un estado recocido O. El caso concreto de H111 significa un endurecimiento alcanzado por un enderezado por tracción controlada con un alargamiento de un 1% aproximadamente [ALU 03].

### Aleación AA6082

La aleación AA6082 es templeable térmicamente con endurecimiento estructural. Sus características mecánicas dependen de tratamientos térmicos tales como puesta en solución (o solubilización), temple y maduración (natural o artificial).

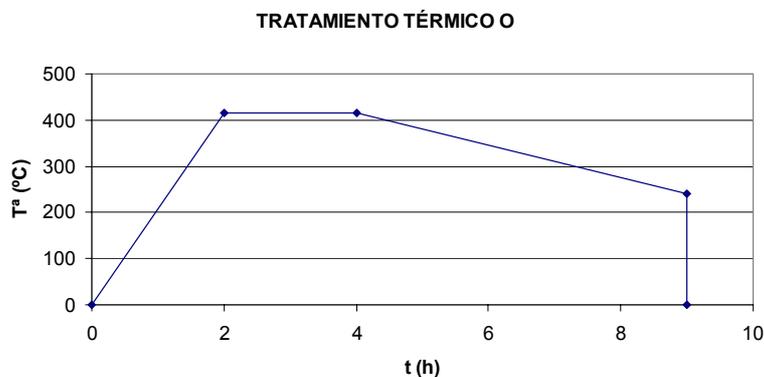
El material tiene en origen un tratamiento térmico T6. Debido a la reducida conformabilidad de las aleaciones 6XXX tratadas térmicamente mediante un estado T, se decide dar un tratamiento de recocido O a parte del material adquirido para aumentar la capacidad de deformación y evaluar la posibilidad de utilizarlo bajo este estado de recocido. A continuación se analizan las diferencias entre ambos tratamientos.

- T6: El endurecimiento por precipitación se alcanza calentando el material hasta 530 °C y manteniéndolo a dicha temperatura durante aproximadamente 2 horas. Se trata de una puesta en solubilización a temperatura, tanto más elevada cuantos mayores sean los contenidos de los elementos aleantes; magnesio y silicio. La duración de mantenimiento a temperatura depende del espesor de los productos. Durante el mantenimiento prolongado a temperaturas elevadas, los compuestos intermetálicos del tipo  $Mg_2Si$  se redisuelven y la aleación forma entonces una solución sólida homogénea. Entonces, la aleación se enfría rápidamente dentro de un medio a 40 °C y tras 7 horas se le aplica una maduración artificial durante 1 hora y media a 180 °C. La **Figura 3.2** muestra el tratamiento del material de partida según los datos del proveedor [ALU 03].



**Figura 3.2:** Tratamiento térmico T6.

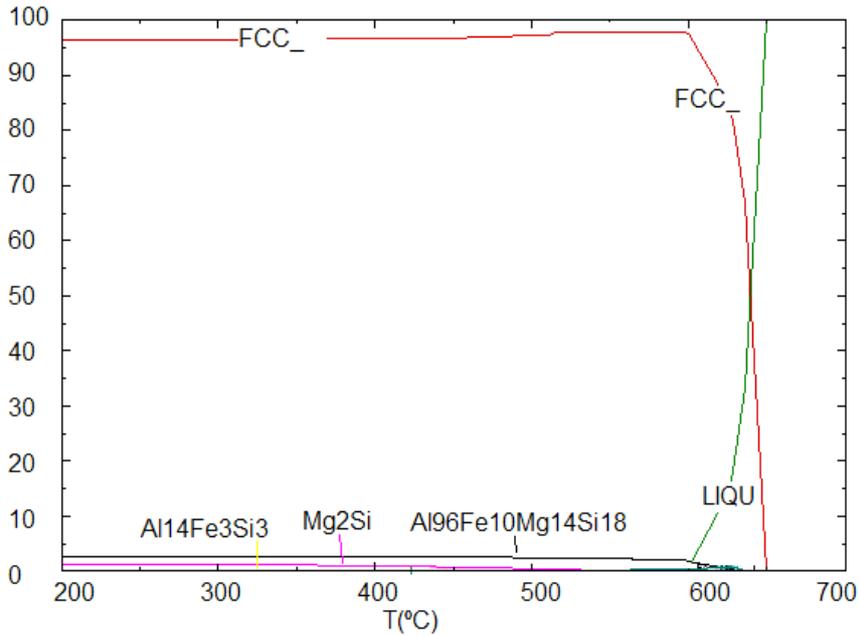
- O: El material se calienta durante 2 horas a 415 °C y a continuación se baja la temperatura a una velocidad de 35 °C/h hasta la temperatura de 240 °C como muestra la **Figura 3.3**.



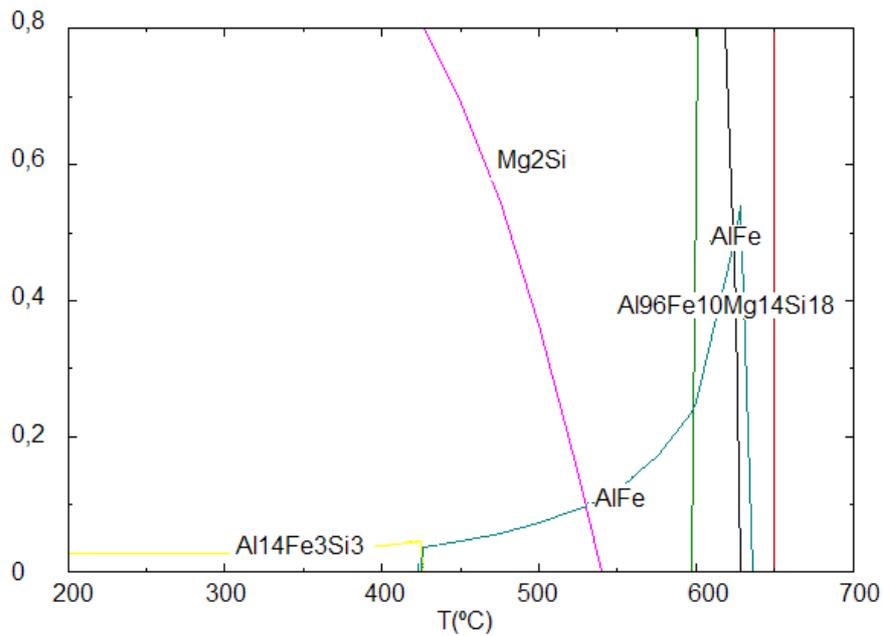
**Figura 3.3:** Tratamiento térmico O.

Con el fin de entender las diferencias entre cada estado de tratamiento térmico, se ha llevado a cabo un estudio del diagrama de estado del material con la herramienta Facstage®. El programa calcula las fases resultantes en el material basado en la composición química a diferentes temperaturas.

Las fases que encontramos en una aleación AA6082 son  $Mg_2Si$ ,  $Al_{14}Fe_3Si_3$ ,  $Al_{96}Fe_{10}Mg_{14}Si_{18}$  y  $AlFe\_alpha$ . La **Figura 3.4** presenta el diagrama de estado de la AA6082 hasta un 100% en masa entre 200 °C y 700 °C y la **Figura 3.5** es un zoom de la zona de hasta un 0,8% en masa. Se puede observar que a temperaturas superiores a los 540 °C, el  $Mg_2Si$  está completamente disuelto en la matriz y que hay un cambio de fase de  $Al_{14}Fe_3Si_3$  a  $AlFe\_alpha$  a 425 °C.



**Figura 3.4:** Diagrama de estado de AA6082 hasta un 100% en masa.



**Figura 3.5:** Diagrama de estado de AA6082 hasta un un 0,8% en masa.

En un tratamiento T6, el calentamiento y mantenimiento del material a 540 °C, disuelve completamente la fase  $Mg_2Si$  en la matriz de aluminio y encontramos las fases estables a dicha

temperatura. Tras el temple las fases presentes son  $\text{AlFe}_{\alpha}$  y  $\text{Al}_{96}\text{Fe}_{10}\text{Mg}_{14}\text{Si}_{18}$ . La maduración natural y artificial posterior estabilizan las fases  $\text{Al}_{14}\text{Fe}_3\text{Si}_3(\text{ST})$ ,  $\text{Mg}_2\text{Si}$  y  $\text{Al}_{96}\text{Fe}_{10}\text{Mg}_{14}\text{Si}_{18}$  a  $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ .

Con respecto al tratamiento térmico O, no se observan cambios de fase a  $415\text{ }^{\circ}\text{C}$ , sin embargo se fuerza la formación de las fases  $\text{Al}_{14}\text{Fe}_3\text{Si}_3$ ,  $\text{Mg}_2\text{Si}$  y  $\text{Al}_{96}\text{Fe}_{10}\text{Mg}_{14}\text{Si}_{18}$ , por lo que puede resultar en el incremento de su porcentaje en masa y en la coalescencia de los precipitados, aumentando así su tamaño.

### 3.3 Caracterización uniaxial de materiales

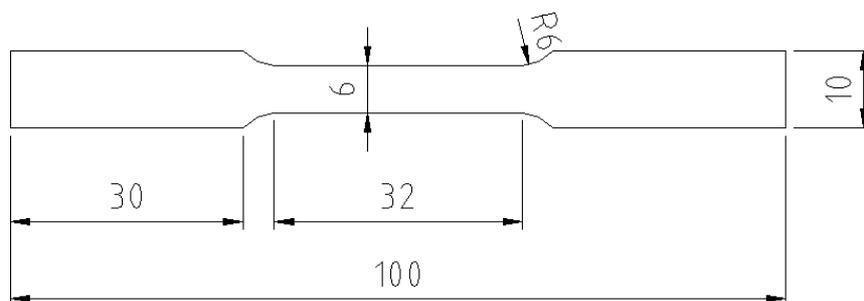
En este apartado se muestra la caracterización de material bajo un estado de tensiones uniaxial. Para ello se han realizado ensayos de tracción de probetas cortadas de material de chapa. Los objetivos han sido:

- Obtener las propiedades mecánicas y la curva tensión-deformación de los materiales AA5754H111, AA6082T6 y AA6082O.
- Conocer el efecto de la temperatura y de la velocidad de deformación en el comportamiento uniaxial del material seleccionado.
- Conocer el efecto del tratamiento térmico T6 y O en el comportamiento uniaxial de la aleación AA6082 para seleccionar el estado adecuado para el conformado.

#### 3.3.1 Metodología de ensayo

El corte de probetas se ha realizado en una prensa mecánica GAMEI de Mondragon Unibertsitatea mediante un troquel de corte. Posteriormente se han pulido los bordes de las mismas. El tamaño de las probetas es el establecido en la norma UNE-EN 10002-1 y en la norma ASTM E8M-00 (ver **Figura 3.6**). Todas las probetas se han cortado en la dirección de laminación.

Los parámetros a tener en cuenta son la temperatura de ensayo y la velocidad de deformación del material. El resto de parámetros que afectan a la curva tensión-deformación son intrínsecos al material. Las probetas se han calentado dentro del horno de inducción de la máquina de tracción INSTRON disponible en el laboratorio de materiales de Mondragon Unibertsitatea y el ensayo se ha realizado dentro del horno, tras un tiempo de espera de 30 minutos para garantizar la temperatura de la probeta. El Anexo I muestra las mediciones de temperatura realizadas en las probetas para determinar este tiempo de calentamiento. Los ensayos se han realizado a  $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $200\text{ }^{\circ}\text{C}$  y  $250\text{ }^{\circ}\text{C}$  y a velocidades de deformación iniciales de  $0.001$ ,  $0.01$  y  $0.1\text{ s}^{-1}$  mediante velocidades de desplazamiento entre mordazas constantes de valores de  $2\text{ mm/min}$ ,  $20\text{ mm/min}$  y  $200\text{ mm/min}$ . La temperatura se ha limitado a  $250\text{ }^{\circ}\text{C}$  debido a que en torno a los  $300\text{ }^{\circ}\text{C}$  comienza a darse los efectos de recristalización del material [NOV 03]. Los datos de fuerza-desplazamiento de los ensayos de tracción se han procesado para obtener las curvas tensión-deformación reales.



**Figura 3.6:** Probeta estandarizada según la norma ASTM E8M-00.

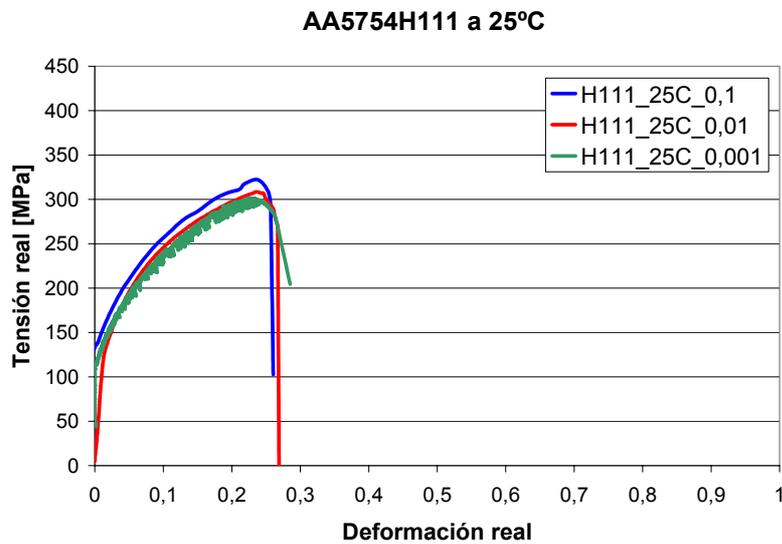
### 3.3.2 Resultados de la caracterización uniaxial

En este apartado se muestran los resultados de caracterización uniaxial de las aleaciones seleccionadas AA5754H111, AA6082T6 y AA6082O.

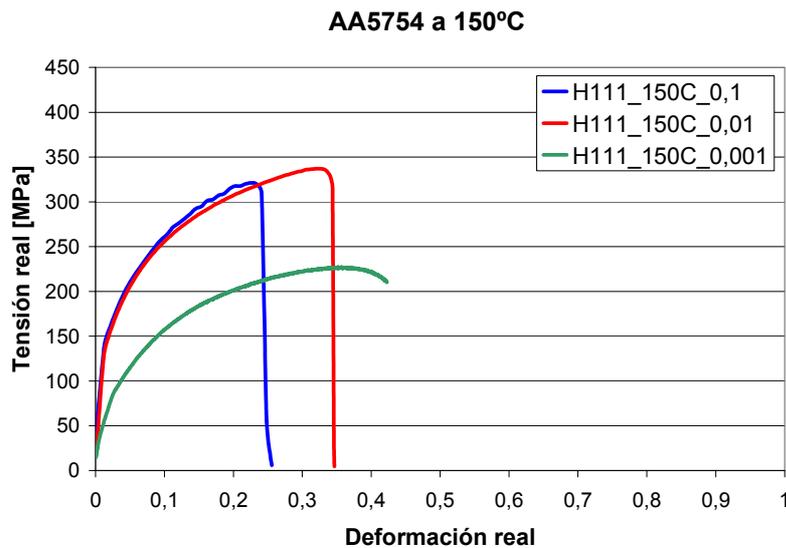
En primer lugar, se presentan las curvas tensión deformación obtenidas a diferentes temperaturas y velocidades de deformación. A continuación, se estudia la evolución tanto del coeficiente de endurecimiento por deformación como del coeficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación con la temperatura.

#### 3.3.2.1 Curvas tensión deformación

La **Figura 3.7**, la **Figura 3.8**, la **Figura 3.9** y la **Figura 3.10** muestran las curvas tensión-deformación resultantes de los ensayos de tracción para la aleación AA5754H111 a velocidades de deformación de  $0.1 \text{ s}^{-1}$ ,  $0.01 \text{ s}^{-1}$  y  $0.001 \text{ s}^{-1}$ .



**Figura 3.7:** Curvas tensión-deformación a 25 °C para la aleación AA5754H111.



**Figura 3.8:** Curvas tensión-deformación a 150 °C para la aleación AA5754H111.

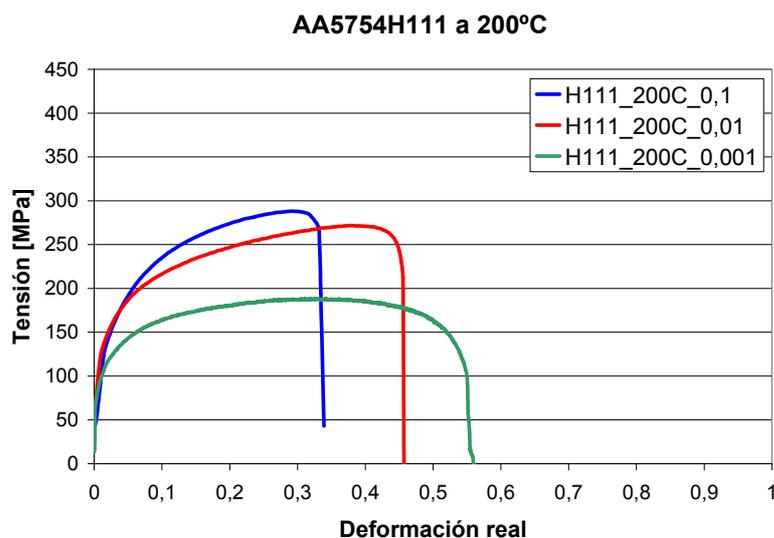


Figura 3.9: Curvas tensión-deformación a 200 °C para la aleación AA5754H111.

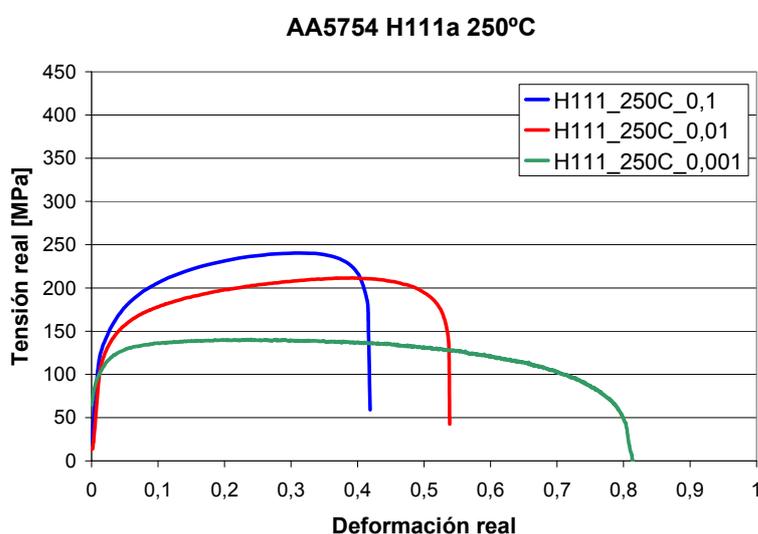


Figura 3.10: Curvas tensión-deformación a 250 °C para la aleación AA5754H111.

Respecto al efecto de la temperatura puede observarse que el alargamiento aumenta con el incremento de la temperatura y que la tensión de fluencia disminuye. El mayor alargamiento para cada velocidad de deformación se obtiene a 250 °C y es de aproximadamente un 41% a una velocidad de  $0,1 \text{ s}^{-1}$ , de un 54% a una velocidad de  $0,01 \text{ s}^{-1}$  y de un 80% a una velocidad de  $0,001 \text{ s}^{-1}$  con una alargamiento de un 25% a temperatura ambiente como referencia. Los valores de tensión máxima de fluencia disminuyen desde una tensión aproximada de 310 MPa a temperatura ambiente hasta valores de 240 MPa, 210 MPa y 140 MPa para las velocidades de deformación de  $0,1 \text{ s}^{-1}$ , de  $0,01 \text{ s}^{-1}$  y de  $0,001 \text{ s}^{-1}$  respectivamente.

En estos resultados se refleja el efecto de la velocidad de deformación tanto en el alargamiento como en la tensión de fluencia. La **Figura 3.7** muestra la despreciable influencia de la velocidad de deformación a 25 °C, donde las curvas a diferentes velocidades muestran valores similares de alargamiento y de tensión de fluencia. Sin embargo, a medida que aumenta la temperatura, el efecto de la velocidad de deformación es mayor. A menor velocidad de deformación se han obtenido mayores alargamientos y menores tensiones de fluencia en el rango de temperaturas estudiado.

La **Figura 3.11**, la **Figura 3.12**, la **Figura 3.13** y la **Figura 3.14** muestran las curvas tensión-deformación resultantes de los ensayos de tracción para la aleación AA6082 bajo estados de tratamiento O y T6.

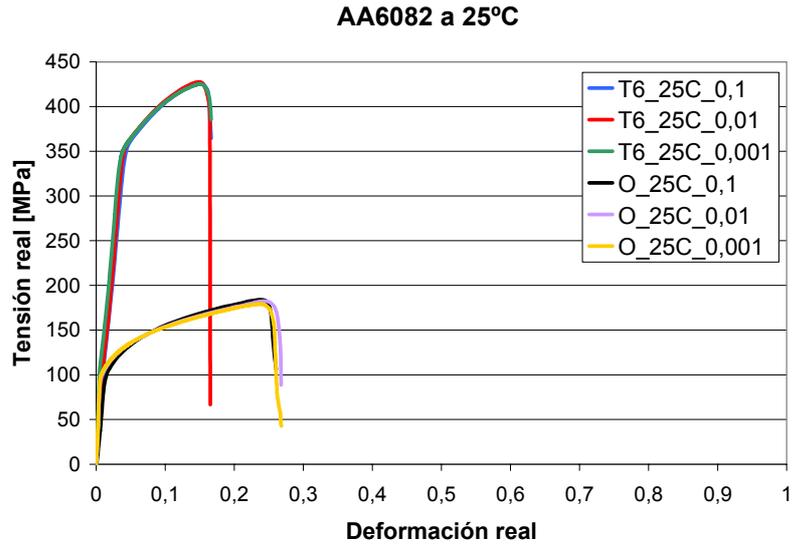


Figura 3.11: Curvas tensión-deformación a 25 °C para la aleación AA6082 bajo estado de tratamiento T6 y O.

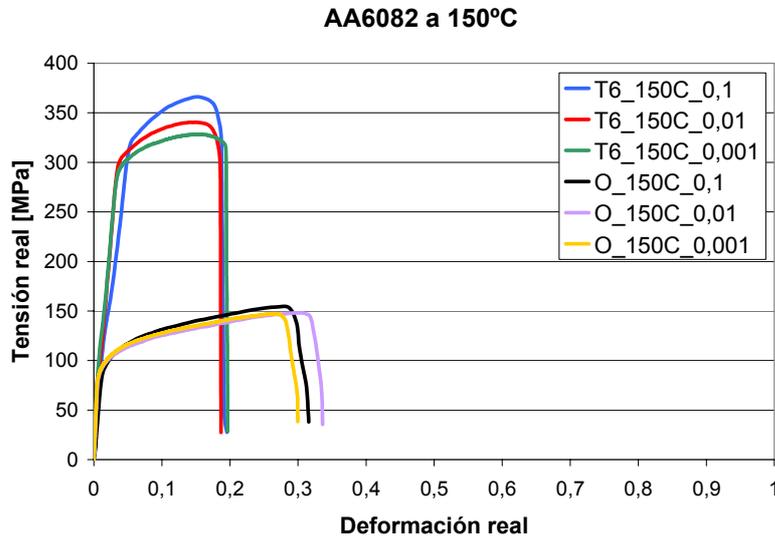


Figura 3.12: Curvas tensión-deformación a 150 °C para la aleación AA6082 bajo estado de tratamiento T6 y O.

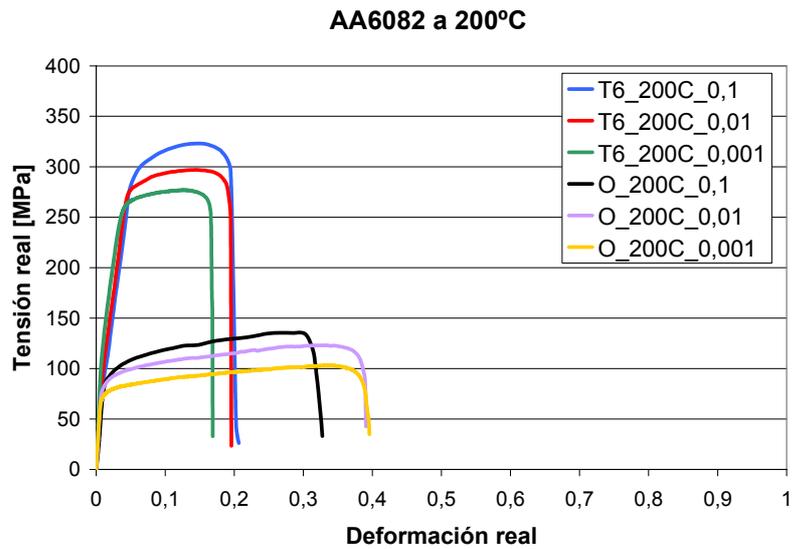
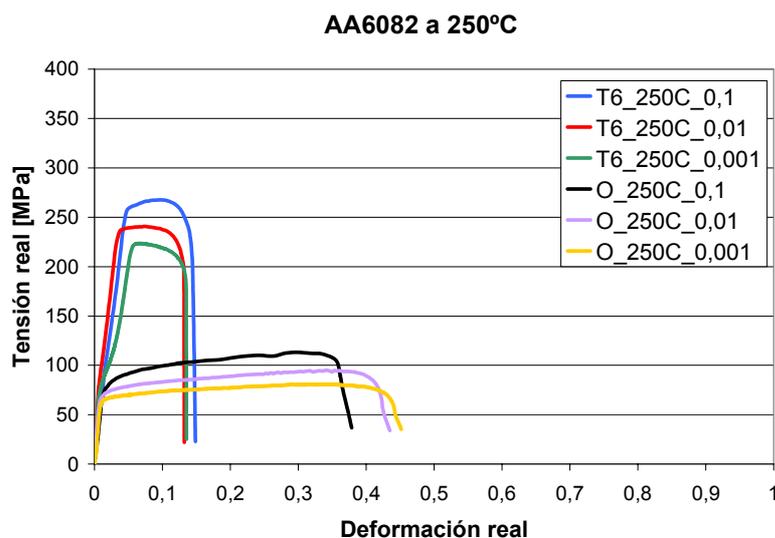


Figura 3.13: Curvas tensión-deformación a 200 °C para la aleación AA6082 bajo estado de tratamiento T6 y O.



**Figura 3.14:** Curvas tensión-deformación a 250 °C para la aleación AA6082 bajo estado de tratamiento T6 y O.

Respecto al efecto de la temperatura puede observarse que el alargamiento aumenta con el incremento de la temperatura y que la tensión de fluencia disminuye en el caso de la aleación en estado recocido O. El mayor alargamiento para cada velocidad de deformación se obtiene a 250 °C y es de aproximadamente un 38% a una velocidad de  $0,1 s^{-1}$ , de un 43% a una velocidad de  $0,01 s^{-1}$  y de un 45% a una velocidad de  $0,001 s^{-1}$  con un alargamiento de un 28% a temperatura ambiente como referencia. Los valores de tensión máxima de fluencia disminuyen desde una tensión aproximada de 180 MPa a temperatura ambiente hasta valores de 110 MPa, 90 MPa y 70 MPa para las velocidades de deformación de  $0,1 s^{-1}$ , de  $0,01 s^{-1}$  y de  $0,001 s^{-1}$  respectivamente.

La **Figura 3.11** muestra el efecto despreciable de la velocidad de deformación a 25 °C. Puede observarse que las curvas a diferentes velocidades muestran valores similares de alargamiento a la rotura y de tensión de fluencia. Sin embargo, a medida que aumenta la temperatura el efecto de la velocidad de deformación es mayor. El efecto de la velocidad de deformación en el alargamiento puede observarse únicamente a partir de los 200 °C para ambos estados de tratamiento. La aleación AA6082 en estado recocido O muestra un aumento del alargamiento con la disminución de la velocidad de deformación. Sin embargo, en estado endurecido por precipitación T6, el alargamiento decrece con la reducción de la velocidad de deformación. Por lo tanto, la tendencia es opuesta para cada estado de tratamiento. El efecto de la velocidad de deformación en la tensión de fluencia crece con el aumento de la velocidad de deformación a partir de los 150 °C. A menor velocidad de deformación se han obtenido menores tensiones de fluencia en el rango de temperaturas estudiado.

### 3.3.2.2 Coeficiente de endurecimiento

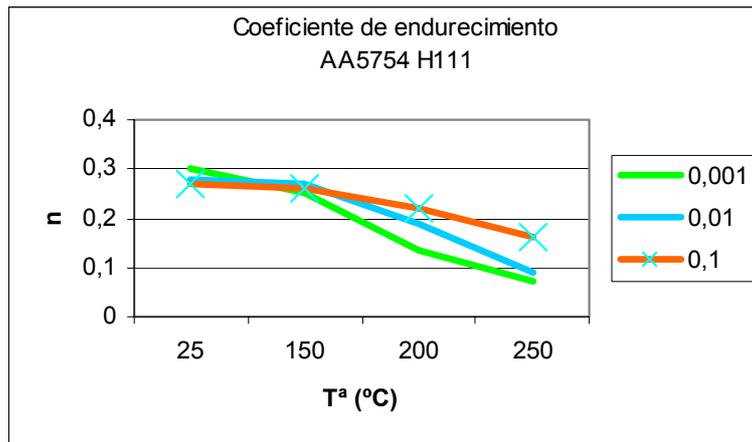
Las curvas de tracción han sido graficadas en una escala logarítmica para calcular el coeficiente de endurecimiento por deformación, asumiendo un modelo de material según la ecuación (3.1) propuesta por Boogard para aleaciones de aluminio [BOO 02]:

$$\sigma = k * \varepsilon^n * \dot{\varepsilon}^m \tag{3.1}$$

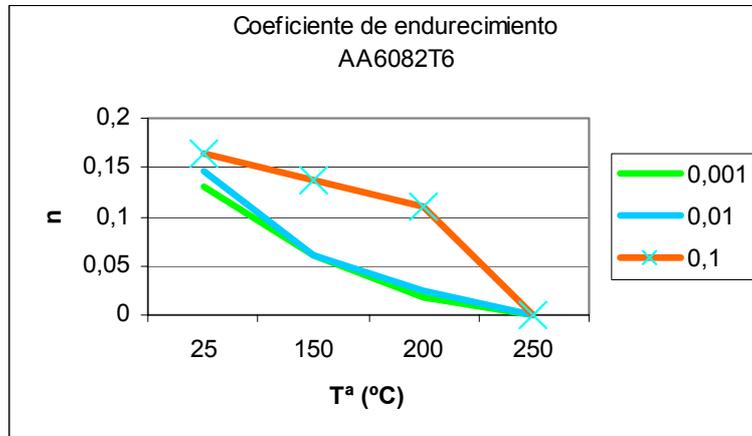
donde,  $k$ ,  $n$  y  $m$  son constantes. e ha realizado un ajuste de las curvas de tracción mediante la utilización del algoritmo iterativo de optimización de Levenberg-Marquardt disponible en el programa de cálculo matemático Matlab®, para calcular el exponente de endurecimiento por deformación  $n$  según la ecuación (3.2):

$$n = \frac{\ln \sigma}{\ln \varepsilon} \dot{\varepsilon} \tag{3.2}$$

La **Figura 3.15**, la **Figura 3.16** y la **Figura 3.17** reflejan el valor de  $n$  en función de la temperatura a diferentes velocidades de deformación para las aleaciones estudiadas. Se puede observar que  $n$  decrece con el aumento de temperatura para cada velocidad de deformación.



**Figura 3.15:** Coeficiente de endurecimiento a diferentes temperaturas y velocidades de deformación para la aleación AA5754H111.



**Figura 3.16:** Coeficiente de endurecimiento a diferentes temperaturas y velocidades de deformación para la aleación AA6082T6.

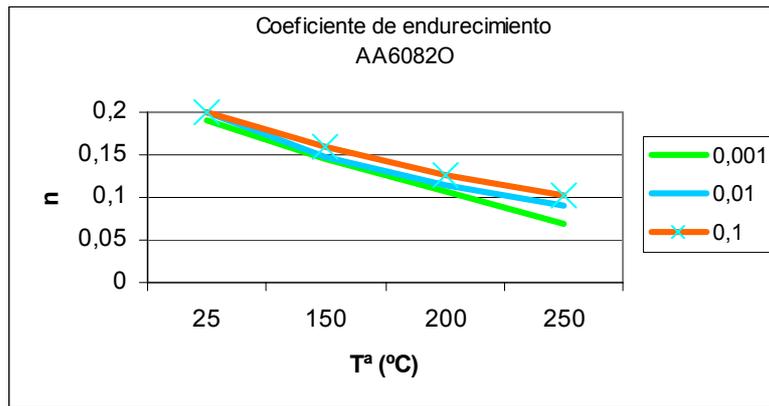


Figura 3.17: Coeficiente de endurecimiento a diferentes temperaturas y velocidades de deformación para la aleación AA6082O.

### 3.3.2.3 Coeficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación

Asumiendo la misma expresión mostrada en la ecuación (3.1), el coeficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación se calcula según la expresión (3.3):

$$m = \frac{\ln \sigma}{\ln \dot{\epsilon}} \quad (3.3)$$

La Figura 3.18, la Figura 3.19 y la Figura 3.20 muestran el valor de  $m$  en función del grado de deformación para cada temperatura y cada una de las aleaciones estudiadas. En todos los casos  $m$  aumenta con el incremento de temperatura. Las aleaciones AA5754 y AA6082O son las que mayor cambio en el valor del parámetro presentan al aumentar la temperatura, por lo tanto son más sensibles a la velocidad de deformación que la aleación AA6082T6.

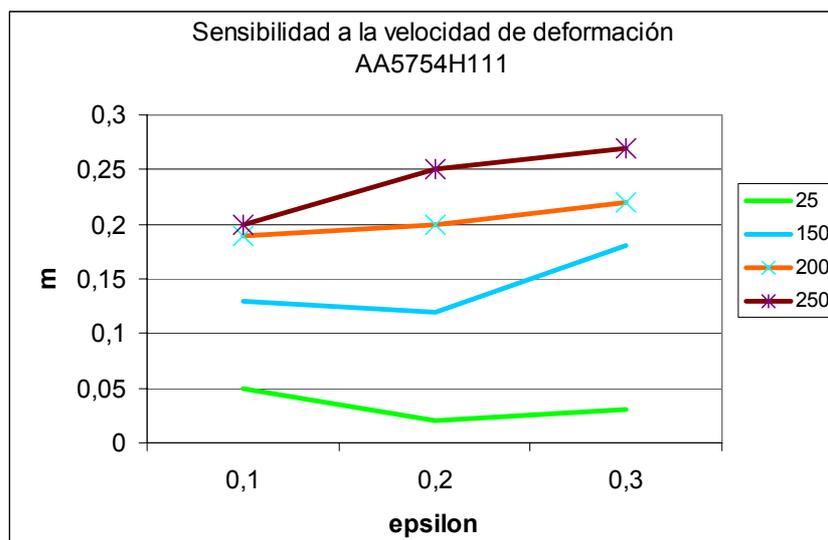


Figura 3.18: Coeficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación a diferentes temperaturas para la aleación AA5754H111.

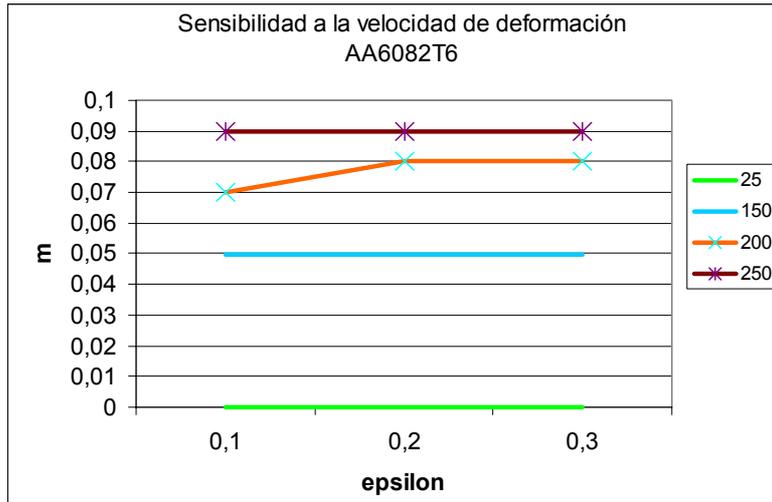


Figura 3.19: Coeficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación a diferentes temperaturas para la aleación AA6082T6.

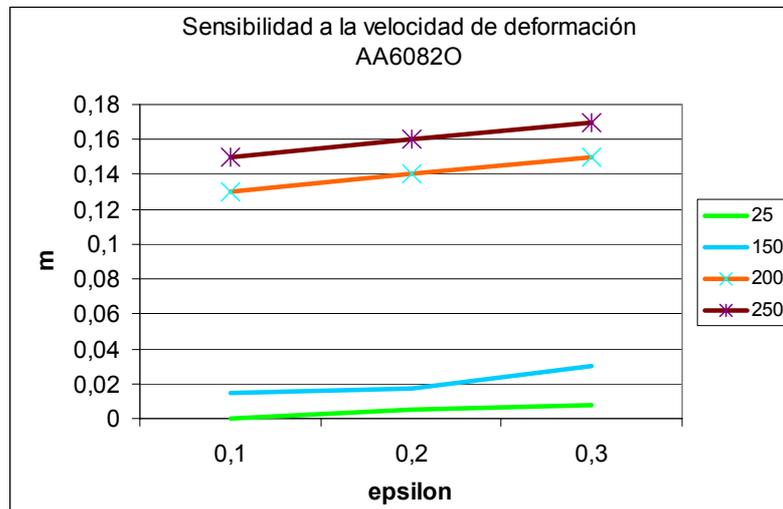


Figura 3.20: Coeficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación a diferentes temperaturas para la aleación AA6082O.

### 3.4 Caracterización microestructural

La caracterización microestructural se ha realizado con el fin de conocer cómo influye el tratamiento térmico en el caso de las aleaciones del grupo 6XXX ó tratables térmicamente. La reducida capacidad de deformación de estas aleaciones en condiciones de tratamiento T observada en la caracterización uniaxial, incluso a temperaturas medias, hace que su empleo sea inviable en este tipo de operaciones en ese estado. Por lo tanto, se ha optado por la solución de deformarlas en estado recocido y realizar el tratamiento posteriormente.

Además de analizar el efecto del tratamiento térmico mediante el análisis de precipitados, el objetivo del estudio cristalográfico es comprobar si la temperatura o la velocidad de deformación a la que están sometidos estos materiales en los procesos de hidroconformado modifican su microestructura. Para ello, se ha analizado el estado del grano y el estado de los precipitados de probetas ensayadas en ensayos de tracción uniaxial a diferentes temperaturas y velocidades de deformación.

### 3.4.1 Procedimientos para engastado y ataque

El aluminio es un material de punto de fusión bajo, en torno a los 640 °C, por lo que no se puede asegurar que las temperaturas alcanzadas en el engastado en caliente, en torno a los 300 °C, no modifiquen la microestructura del material, debido a que a esta temperatura se comienza a dar la recristalización del material. Por ello, se emplea el engastado en frío para este tipo de materiales. El tiempo necesario para obtener una pieza engastada en frío ronda las 24 horas a temperatura ambiente.

En función de lo que se quiere ver en la microestructura del material, el ataque empleado es diferente. La **Figura 3.21** muestra los diferentes ataques que se emplean para las diferentes aleaciones de aluminio. En el caso de la aleación de aluminio AA6082 el ataque para visualizar los precipitados o para analizar el grano es diferente.

En nuestro caso, se ha empleado una solución de un 0,5% de concentración de ácido fluorhídrico (HF) para visualizar los precipitados y el método Barker's para visualizar los granos.

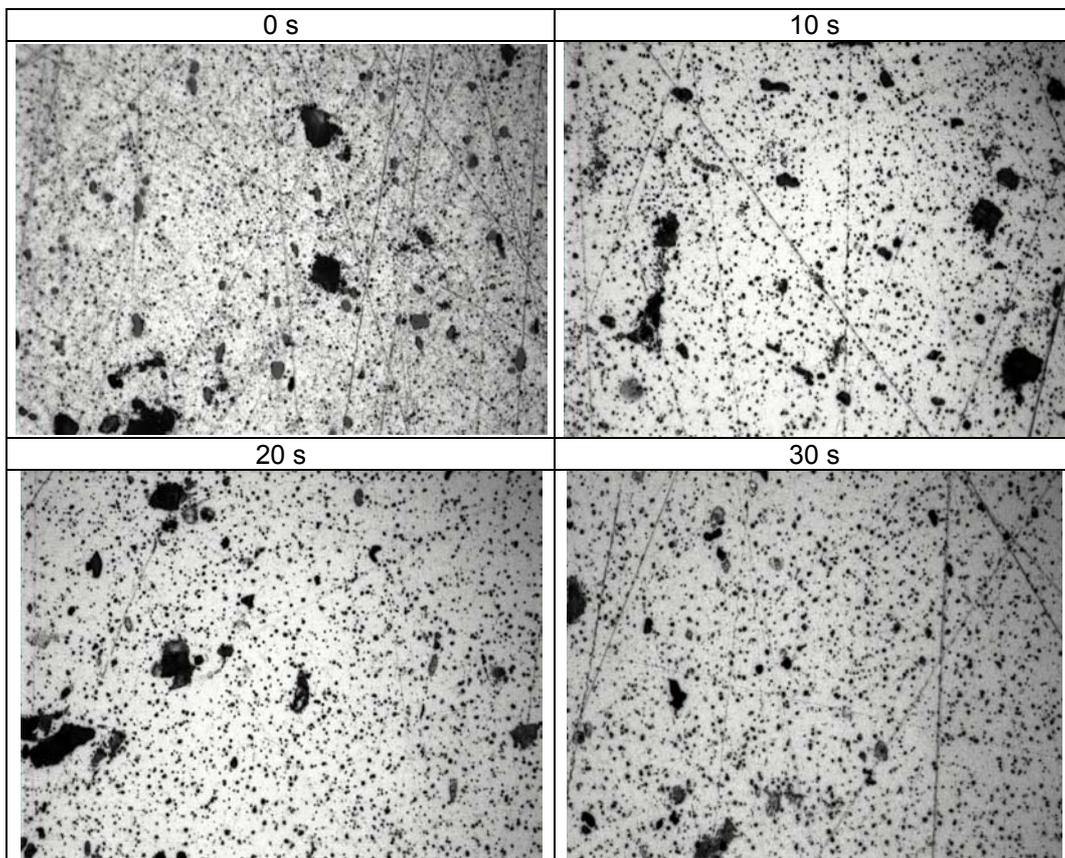
#### LIGHT METALS – Aluminum and Alloys

Composition	Comments
1. 95ml water 2.5ml HNO <sub>3</sub> 1.5ml HCl 1.0ml HF	Keller's reagent, very popular general purpose reagent for Al and Al alloys, except high-Si alloys. Immerse sample 10-20 seconds, wash in warm water. Can follow with a dip in conc. HNO <sub>3</sub> . Outlines all common constituents, reveals grain structure in certain alloys when used by immersion.
2. 90-100 ml water 0.1-10 ml HF	General purpose reagent. Attacks FeAl <sub>2</sub> , other constituents outlined. The 0.5% concentration of HF is very popular.
3. 84ml water 15.5ml HNO <sub>3</sub> 0.5ml HF 3g CrO <sub>3</sub>	Graff and Sargent's etchant, for grain size of 2xxx, 3xxx, 6xxx and 7xxx wrought alloys. Immerse specimen 20-60 seconds with mild agitation.
4 1.8% fluoboric acid water	Barker's anodizing method for grain structure. Use 0.5-1.5 A/in <sup>2</sup> , 30-45V dc. For most alloys and tempers, 20 seconds at 1A/in <sup>2</sup> and 30V dcat 20 °C I sufficient. Stirring not needed. Rinse in warm water, dry. Use polarized light: sensitive tint helpful.

**Figura 3.21:** Ataques para las diferentes aleaciones de aluminio [BUE 04].

En primer lugar se ha determinado cuál es el tiempo óptimo de ataque HF para visualizar los precipitados. Para ello, se ha analizado la evolución de la superficie de la aleación AA6082O cada 10 s durante el ataque. La **Figura 3.22** muestra los resultados obtenidos. En las imágenes tomadas se observa que sin ningún ataque se pueden llegar a ver los precipitados, pero el elevado número de rayas que presenta la superficie dificulta el análisis de la misma. Debido a que el ataque va eliminando la matriz de aluminio, a medida que aumenta el tiempo de ataque las rayas que presenta la superficie van desapareciendo. Sin embargo a partir de los 20 s los precipitados y la matriz van deteriorándose. De este modo, se estima que el tiempo de ataque óptimo es de 20 s.

El ataque Barker's (5 ml HBF<sub>4</sub> (48%), 200 ml H<sub>2</sub>O) es un ataque electrolítico, siendo la muestra a analizar el cátodo (+) y el electrodo el ánodo (-). Se emplea una chapa de acero inoxidable de 0.5 mm de espesor como electrodo. El ataque se ha realizado entre 40 s y 80 s con una intensidad de 0.2 A/cm<sup>2</sup> y un voltaje de 20-30 V. La **Figura 3.23** muestra la configuración empleada para llevar a cabo el ataque. Para asegurar el contacto eléctrico en la probeta, a la hora de engastar se ha colocado un cable pegado en la superficie contraria a la superficie a analizar. La **Figura 3.24** muestra las probetas con el cable en el interior asegurando el contacto eléctrico de la pieza.



**Figura 3.22:** Evolución de la superficie de la aleación AA6082 O para diferentes tiempos de ataque HF. Imágenes tomadas x1000 aumentos.



**Figura 3.23:** Configuración empleada para el ataque Barker's.

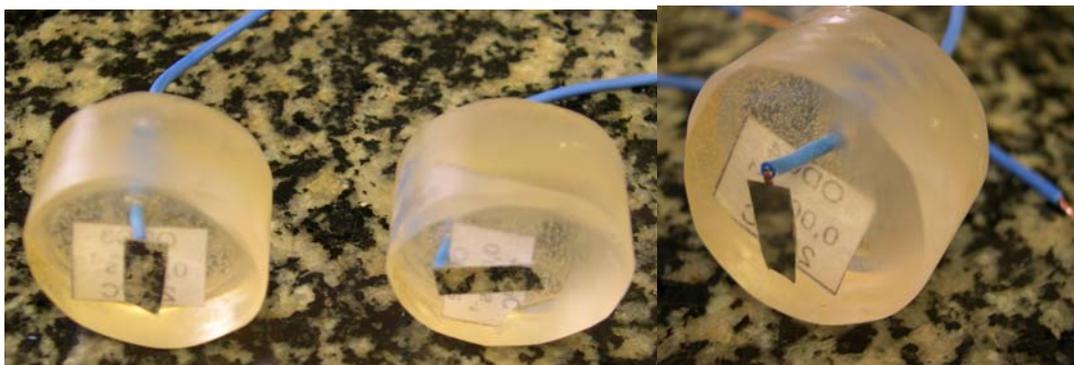


Figura 3.24: Contacto eléctrico en la probeta.

### 3.4.2 Análisis del tratamiento térmico

La **Figura 3.25** muestra las micrografías de las muestras de la aleación AA6082 en estado O y en estado T6.

Se puede comprobar cómo los precipitados para la aleación en estado O son mayores que los precipitados de la aleación en estado T6, tal y como se ha previsto en el análisis del diagrama de estado en el apartado “3.2.2. Tratamientos de las aleaciones seleccionadas”. Este aumento en el tamaño de los precipitados favorece el avance de las dislocaciones aumentando la ductilidad del material, efecto verificado en la caracterización uniaxial de material. En el caso de la aleación con tratamiento T6 los precipitados se encuentran dispersos en la matriz  $\alpha$  y no permiten el avance de las dislocaciones, endureciendo así el material y reduciendo su ductilidad. Al aplicar un tratamiento de recocido los precipitados previamente dispersos en la matriz de aluminio tienden a desplazarse a las juntas de grano formando precipitados de mayor tamaño. De este modo las dislocaciones avanzan libres de obstáculos y aumenta la ductilidad del material [AGI 06].

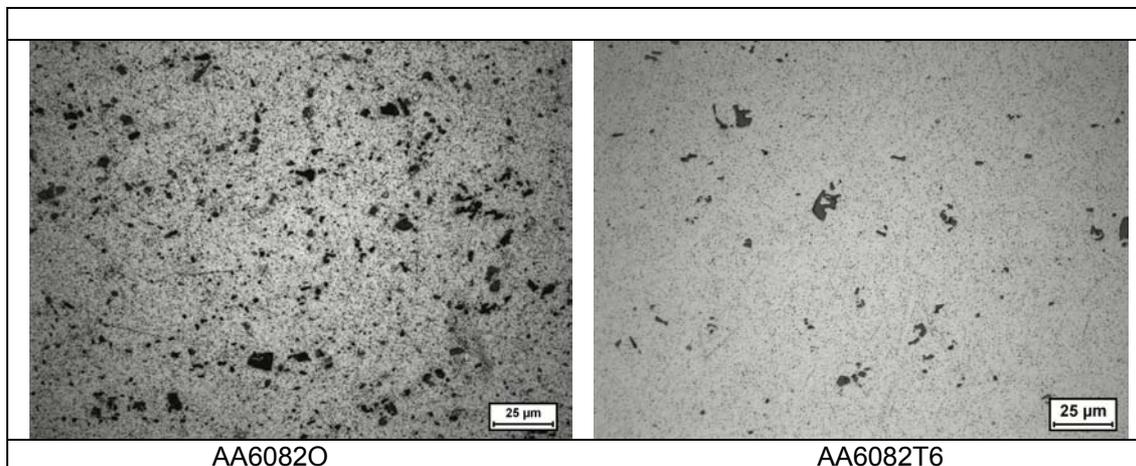


Figura 3.25: Micrografías de las muestras de la aleación 6082 en O y en estado T6.

### 3.4.3 Análisis de los precipitados y el tamaño de grano durante el conformado

Para llevar a cabo el estudio cristalográfico y con ello entender el comportamiento del material bajo las diferentes condiciones de ensayo, se ha tomado una muestra por cada una de las condiciones de ensayo realizados en la fase de caracterización uniaxial de las aleaciones de aluminio. Por otro lado, se ha comprobado microestructuralmente una probeta calentada durante 30 min y una de material de partida para comprobar si el material modifica su microestructura en el tiempo transcurrido dentro de la cámara climática de la máquina de tracción.

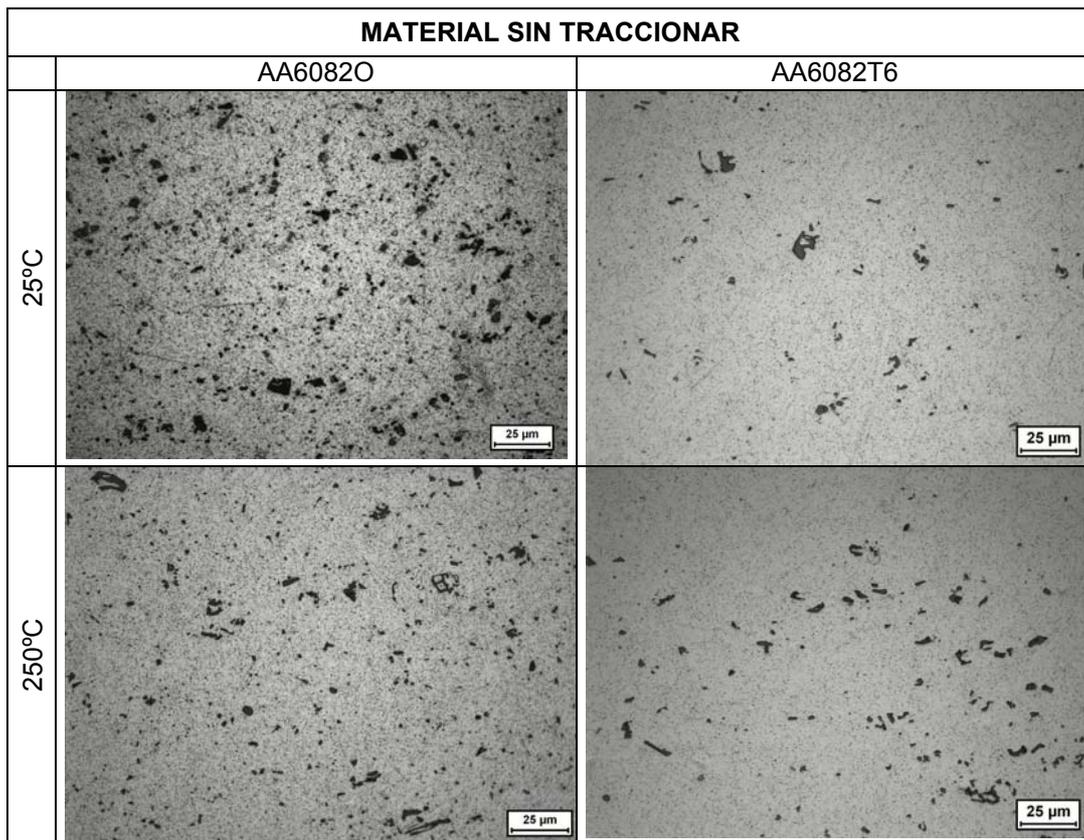
Las probetas han sido obtenidas de material que no ha sido deformado y de material que ha sido deformado bajo diferentes condiciones de temperatura y velocidades de deformación.

### 3.4.3.1 Análisis de la evolución de los precipitados

En primer lugar se ha llevado a cabo el análisis de la influencia de la temperatura en el interior de la cámara climática, y en segundo lugar el análisis del comportamiento del material ante diferentes temperaturas y velocidades de deformación.

Según la norma EN 10 002-5, antes de realizar los ensayos de tracción a temperaturas medias las probetas han de estar a la temperatura de ensayo por lo menos durante 10 minutos. El material ha permanecido durante 30 minutos a dicha temperatura para garantizar una temperatura uniforme a lo largo de la probeta. La **Figura 3.26** muestra las micrografías de las aleaciones AA6082O y AA6082T6 una vez transcurridos los 30 minutos en el interior de la cámara climática a 250 °C partiendo de la referencia de las probetas a 25 °C.

Comparando los resultados a 25 °C con los obtenidos a 250 °C no se observa un crecimiento de fases a temperaturas elevadas. Por lo que, a priori, el tiempo transcurrido a dichas temperaturas no altera las fases del material base. Por otro lado, analizando el alargamiento obtenido de los ensayos de tracción realizados en la fase de caracterización de material, se observa cómo, en el caso de la aleación AA6082O, el alargamiento aumenta si aumenta la temperatura de ensayo, lo cual parece lógico, ya que con el aumento de temperatura aumenta el movimiento de dislocaciones del material favoreciendo el alargamiento.



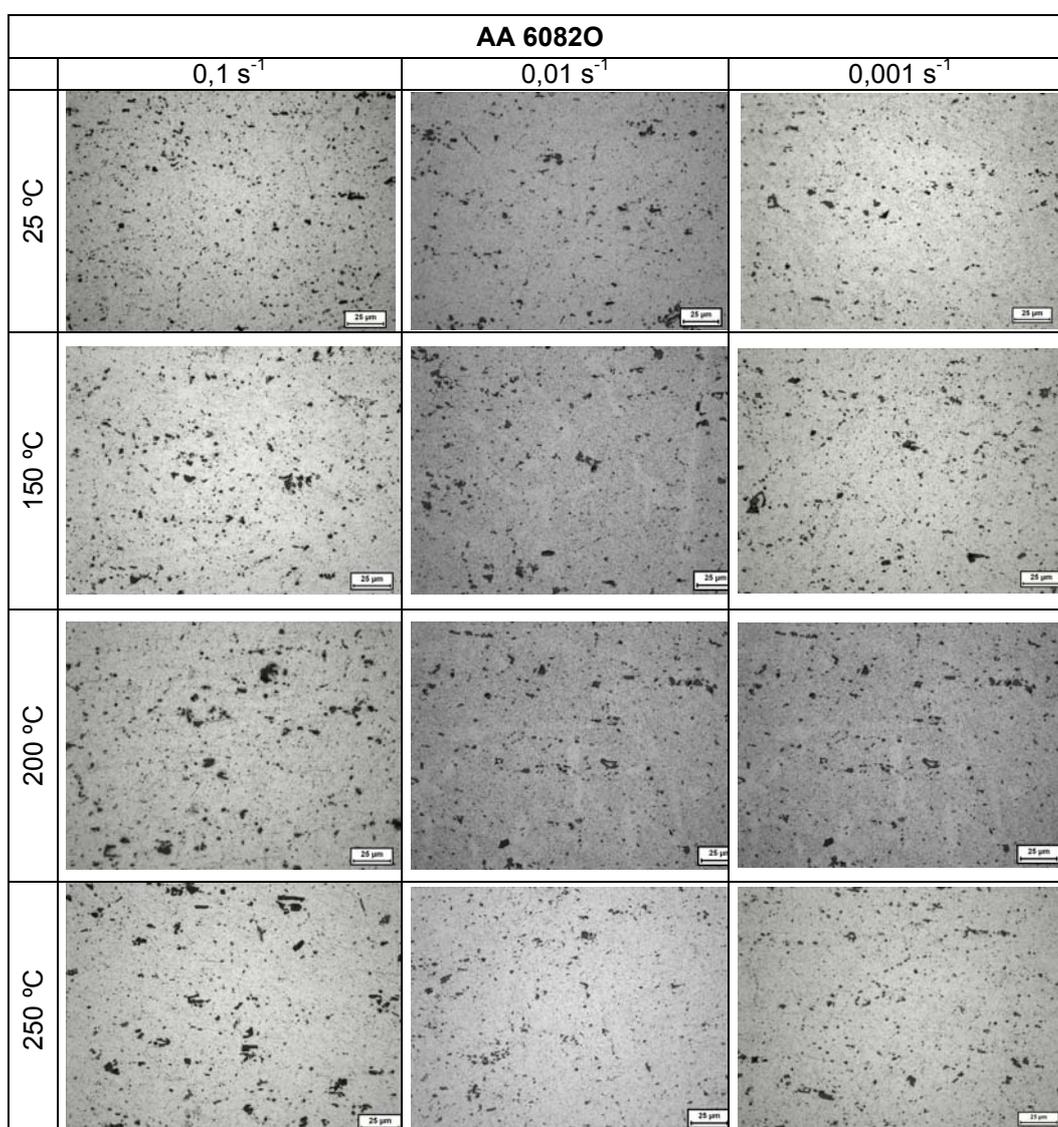
**Figura 3.26:** Micrografías de las muestras introducidas a la cámara climática (x500).

En el caso de la aleación en estado T6, este comportamiento se mantiene hasta alcanzar los 200 °C aproximadamente. A partir de dicha temperatura empieza a disminuir el alargamiento a la rotura. Conociendo que el temple artificial de la aleación AA6082T6 se realiza a 200 °C, y que los ensayos de tracción en el que se ha visto reducido el alargamiento se producen a partir de los 200 °C, se puede intuir que aunque el aumento de temperatura aumenta el movimiento

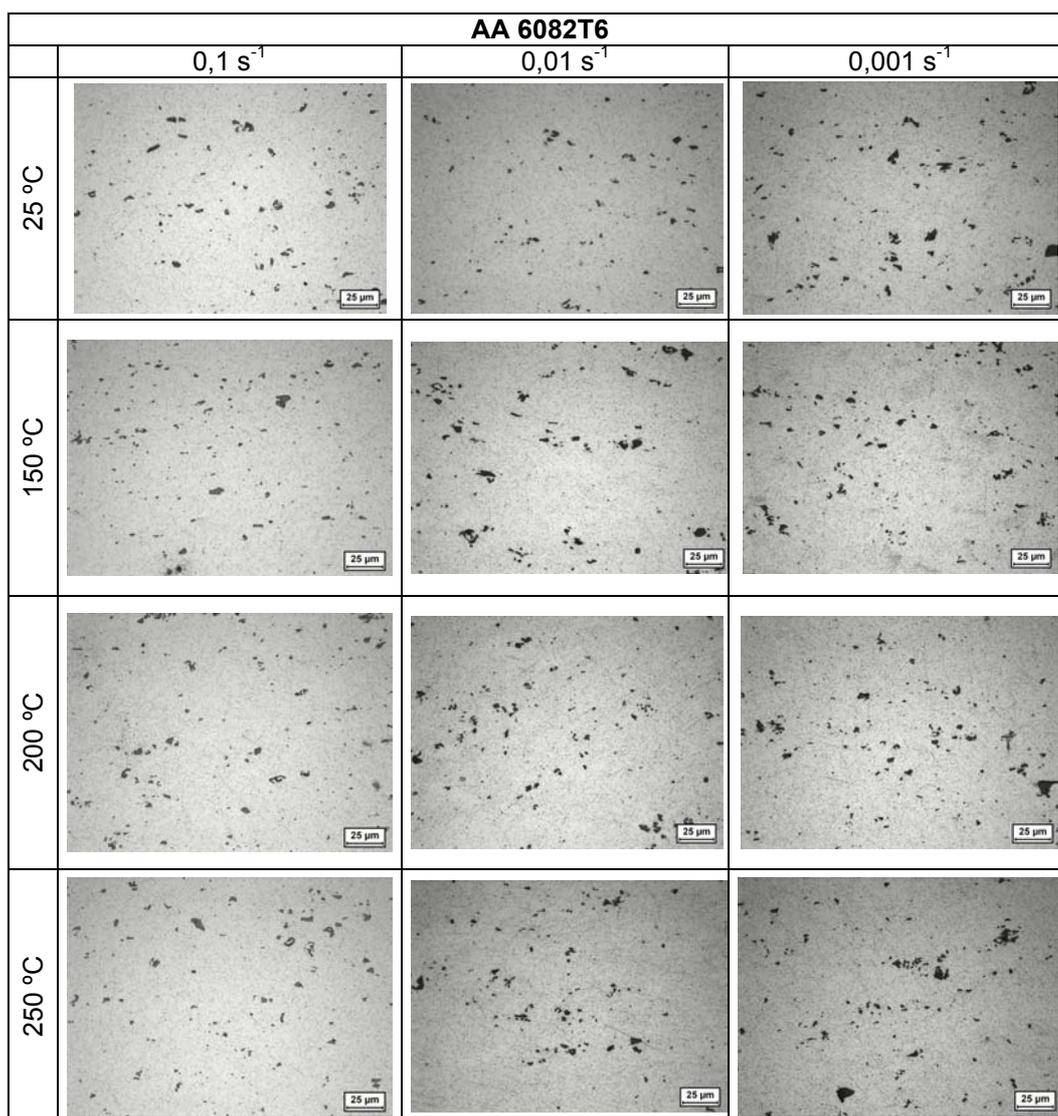
de dislocaciones aumentando el alargamiento de la pieza, en el caso de la aleación AA6082T6 una vez alcanzada la temperatura del temple artificial (200 °C) empiezan a aumentar el tamaño de precipitados en la fase  $\alpha$  endureciendo aún más el material o por el contrario envejeciendo el material de partida. Aunque no se pueda cuantificar visualmente el aumento del tamaño de los precipitados en las micrografías realizadas, se ha tenido que dar un aumento de los precipitados en las muestras de la aleación AA6082T6 a 250 °C que explique el cambio en el comportamiento de este material a dichas temperaturas.

A continuación se analiza el comportamiento del material ante diferentes temperaturas y velocidades de deformación. Para llevar a cabo el análisis se han analizado las zonas de rotura de las probetas correspondientes a cada condición de ensayo. La **Figura 3.27** y la **Figura 3.28** muestran las micrografías obtenidas de la aleación AA6082 en estado O y en estado T6 respectivamente.

Tanto para la aleación en estado T6 como para la aleación en estado O no hay una evolución clara de los precipitados en función de la temperatura y la velocidad de deformación.



**Figura 3.27:** Micrografías de los diferentes ensayos de tracción del material AA 6082O.

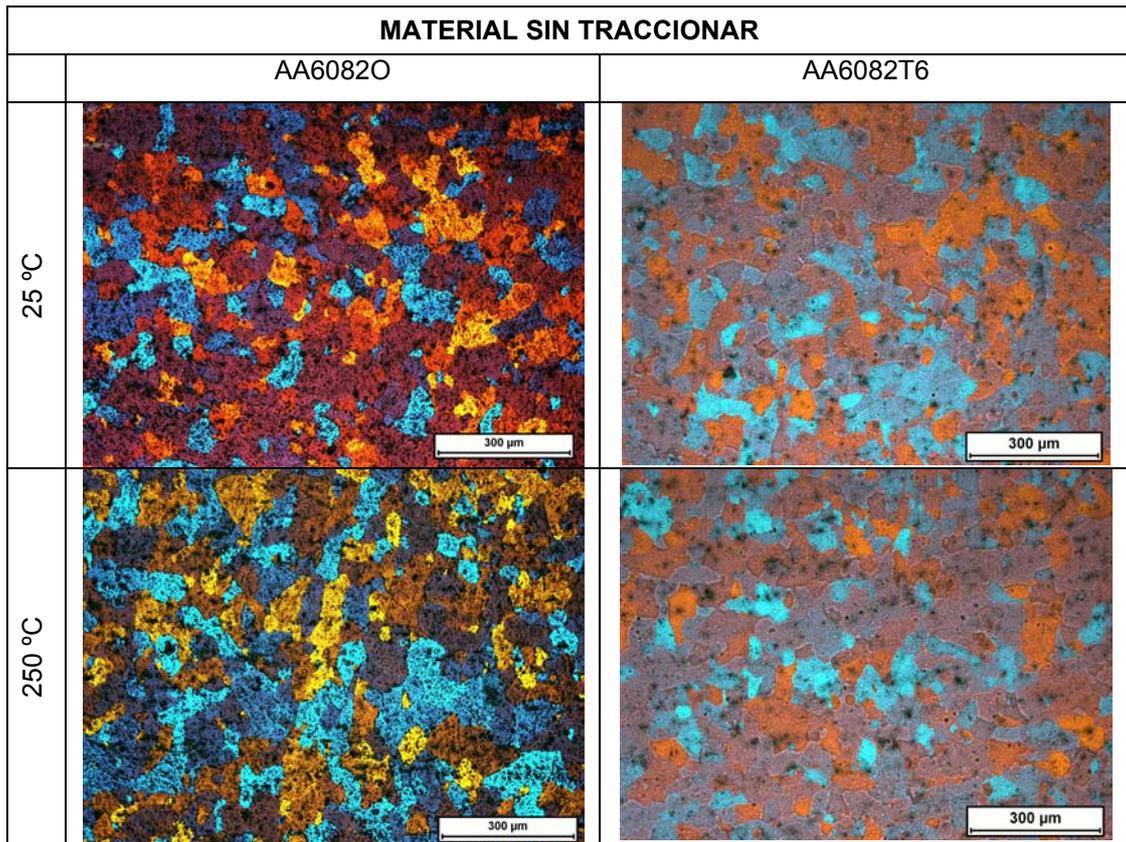


**Figura 3.28:** Micrografías de los diferentes ensayos de tracción del material AA 6082T6.

### 3.4.3.2 Análisis de la evolución del grano

Del mismo modo que en el análisis de los precipitados, en primer lugar se ha llevado a cabo el análisis de la influencia de la temperatura en el interior de la cámara climática, y en segundo lugar el análisis del comportamiento del material ante diferentes temperaturas y velocidades de deformación.

Mediante el estudio de la influencia de la temperatura se desea conocer cómo afecta la temperatura en el grano del material de partida. Para ello se han introducido algunas muestras en la cámara climática de la máquina de tracción a la temperatura deseada durante 30 minutos. La **Figura 3.29** muestra las micrografías de las aleaciones AA6082O y AA6082T6 una vez transcurridos los 30 minutos a 250 °C en el interior de la cámara climática y las muestras a 25 °C como referencia. Observando las imágenes no se aprecia un cambio en el tamaño de grano.



**Figura 3.29:** Micrografías de las muestras introducidas a la cámara climática (x100).

Para llevar a cabo el análisis del comportamiento de la aleación AA6082 en estado T6 y O a diferentes temperaturas y velocidades de deformación, se han analizado las zonas de rotura de las probetas correspondientes a cada condición de ensayo. La **Figura 3.30** y la **Figura 3.31** muestran las micrografías de la aleación AA6082O y en estado T6.

En cuanto la aleación AA6082O, se observa que las muestras a 200 °C y 250 °C presentan una alineación de los granos en la dirección de deformación mientras que a 150 °C no es tan evidente este fenómeno y a 25 °C prácticamente es nulo. Se conoce que a medida que aumenta la temperatura favorece el movimiento de dislocaciones incrementando la movilidad y capacidad de deformación del grano. Lo que indica que a medida que se haya producido una mayor deformación en el grano, ha tenido que producirse un aumento del movimiento de dislocaciones favoreciendo de este modo el alargamiento.

Sin embargo, en el caso de la aleación AA6082T6 no se observa que los granos estén orientados en la dirección de deformación independientemente de la temperatura o velocidad de ensayo.

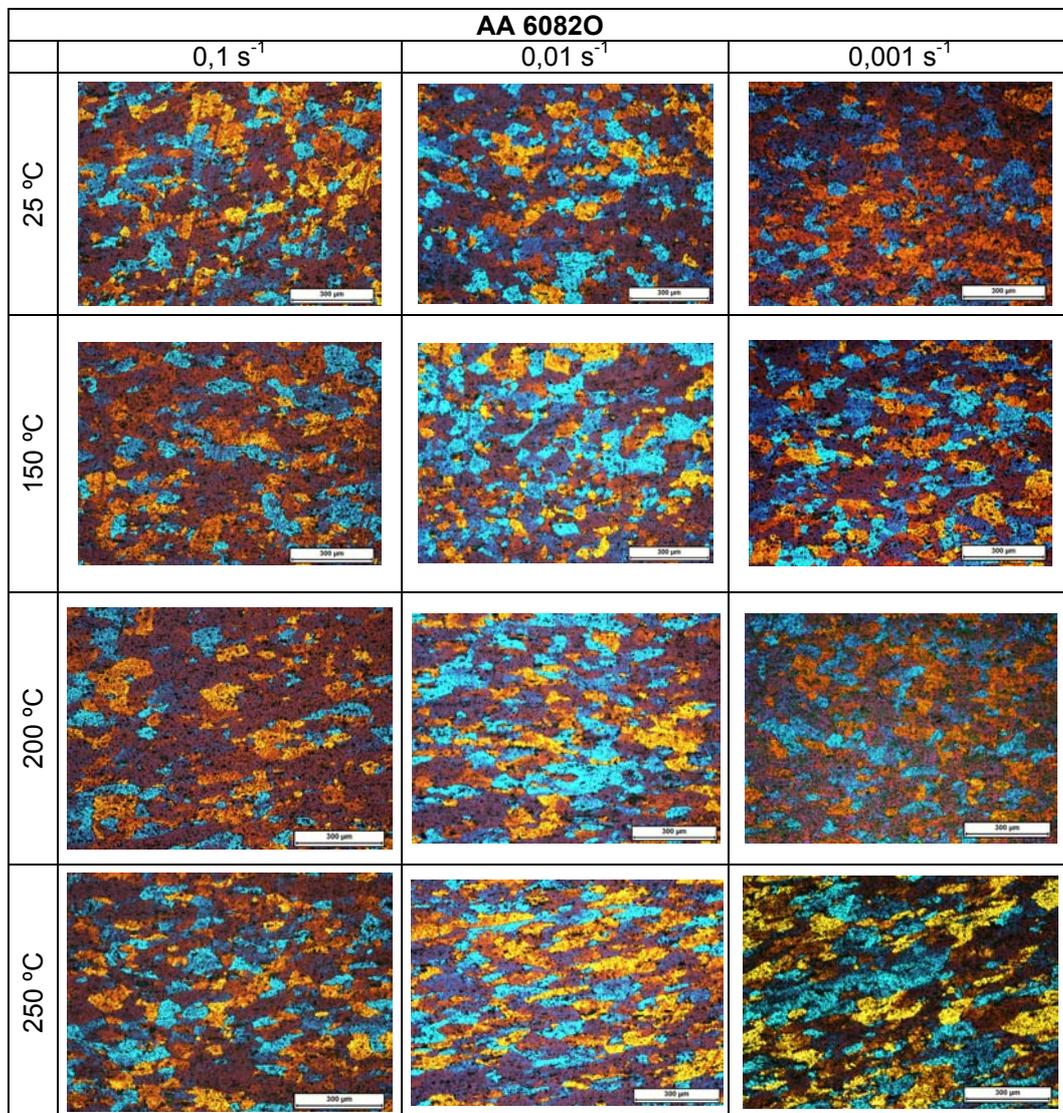


Figura 3.30: Micrografías de los diferentes ensayos de tracción del material AA 6082O.

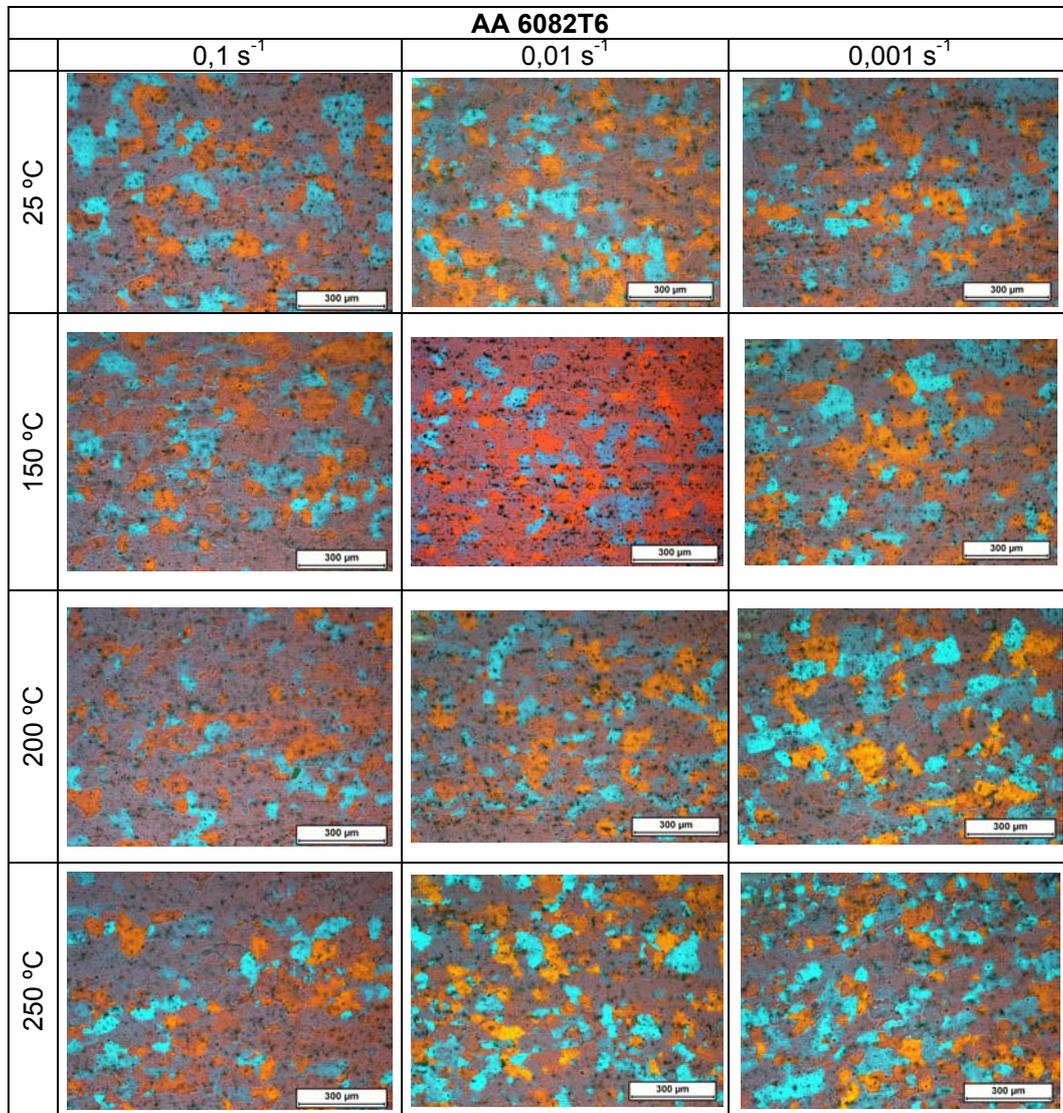
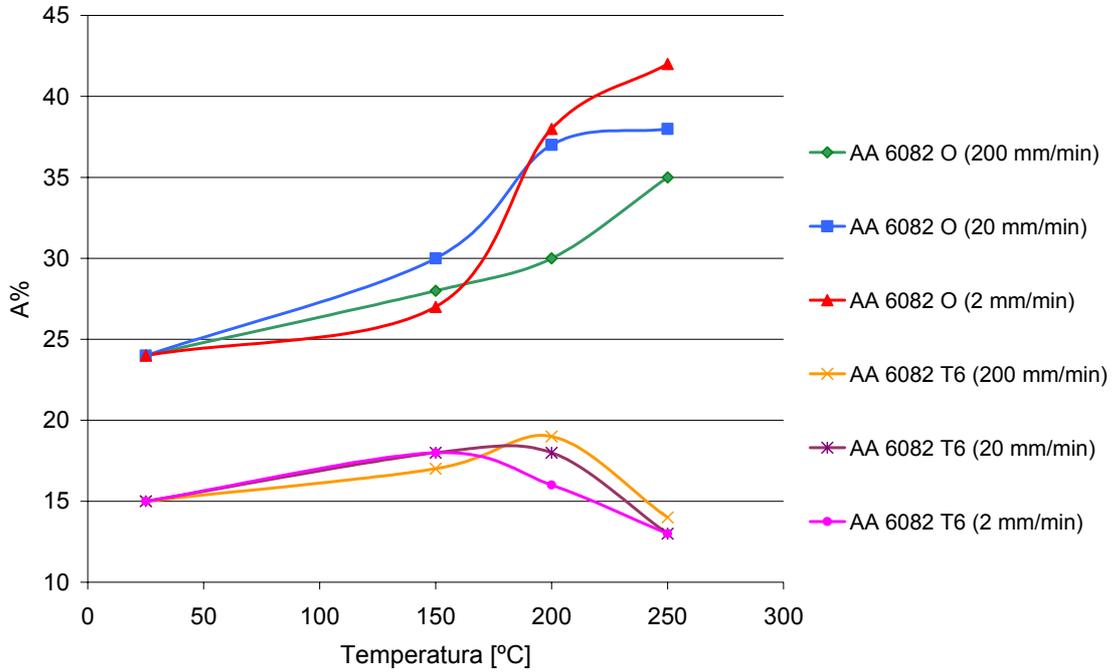


Figura 3.31: Micrografías de los diferentes ensayos de tracción del material AA 6082T6.

La **Figura 3.32** muestra el alargamiento obtenido de los ensayos de tracción realizados en el apartado de caracterización de material uniaxial. Se puede comprobar cómo las muestras en las que se ha producido una deformación en los granos del material son las muestras que más deformación han alcanzado. Por otra parte, a medida que la velocidad de ensayo disminuye, la deformación de los granos es más notable obteniendo el mayor alargamiento.



**Figura 3.32:** Alargamiento a la rotura de la aleación AA6082 en estado O y T6 para diferentes temperaturas y velocidades de deformación.

En este capítulo se da cuenta de las razones por las que se han seleccionado las aleaciones de aluminio de alta resistencia AA5754 y AA6082 para el estudio. Estos materiales son habitualmente utilizados en la industria de la automoción y aeronáutica.

En segundo lugar, se han realizado ensayos de tracción para la caracterización uniaxial de material de chapa a velocidades de deformación de entre  $0.001 \text{ s}^{-1}$  y  $0.1 \text{ s}^{-1}$  y a temperaturas de entre  $25 \text{ }^{\circ}\text{C}$  y  $250 \text{ }^{\circ}\text{C}$ . En todos los casos se ha observado que el aumento de temperatura lleva a un incremento del alargamiento a la rotura y una disminución de la tensión necesaria para deformar el material. Por lo tanto, en general, se ha demostrado que el conformado asistido con calor exige menores fuerzas para deformar el material y los niveles de deformación obtenidos son mayores. Las condiciones más favorables de conformado han sido  $250 \text{ }^{\circ}\text{C}$  y  $0,001 \text{ s}^{-1}$  para las aleaciones AA5754H111 y AA6082O. La baja conformabilidad de la aleación AA6082 en estado T6, incluso a temperaturas medias, ha llevado a descartar el conformado de este material bajo este tratamiento. La experimentación en esta aleación se realizará en estado recocido y finalmente se tratará el material para recuperar las características de resistencia del estado T6.

Finalmente, se ha descrito el efecto de los tratamientos térmicos en la microestructura de la aleación 6082 en estado T6 y en estado O. Los precipitados en estado recocido son de mayor tamaño y están ubicados en las juntas de grano frente a la existencia de precipitados finos dispersos en la matriz del estado T6. Esta es la razón por la que el material tiene una mayor capacidad de deformación en estado recocido O. Por otro lado, se ha comprobado que el tiempo transcurrido dentro de la cámara climática antes del ensayo a temperaturas moderadas no altera ni las fases del material base ni el tamaño de grano.

## **Capítulo 4:**

### **Instalación experimental**



## 4 Instalación experimental

En este capítulo se describe la instalación diseñada y fabricada a lo largo de esta tesis doctoral en Mondragon Unibertsitatea. Básicamente consta de un sistema de hidroconformado de chapa a temperaturas medias complementado con un sistema de medición de deformaciones óptico.

El capítulo se divide en dos apartados principales en los que se describe, por un lado, la máquina de hidroconformado de chapa y, por otro lado, el sistema de medición de deformaciones óptico.

En el primer apartado se describen la estructura mecánica de la máquina, la instalación hidráulica, el diseño del molde y, finalmente, se exponen los medios con los que se ha realizado el control de los parámetros de proceso. Para el desarrollo del sistema de calentamiento se han tenido en cuenta los resultados obtenidos en el Capítulo 3, en el cual se han identificado las condiciones óptimas de trabajo.

En el segundo apartado se detalla el sistema de medición óptico desarrollado para la caracterización del estado de deformaciones del material bajo sollicitación biaxial, típico de los procesos de hidroconformado de chapa.

### 4.1 Prototipo de hidroconformado de chapa a temperaturas medias

Como se ha descrito en el Capítulo 2 “Generalidades sobre hidroconformado de chapa”, los elementos principales de una instalación de hidroconformado de chapa son:

- El sistema de cierre.
- El sistema hidráulico.
- Los moldes.
- El control.

Además, en el caso de hidroconformado de chapa a temperaturas medias, hay que añadir el sistema de calentamiento de fluido y de las herramientas, necesario para que el material tenga una temperatura de conformado estable [NOV 03].

En este apartado se describe inicialmente el sistema de cierre mecánico diseñado para la construcción del prototipo de hidroconformado de chapa, necesario para asegurar el correcto besado de los moldes y evitar su separación cuando el fluido presurizado actúa contra la chapa.

En segundo lugar se presenta el sistema hidráulico para hidroconformado de chapa a temperaturas medias.

En tercer lugar se describe el diseño de los moldes de hidroconformado detallando tanto el método de calentamiento seleccionado, como el sistema de introducción del fluido a presión.

Finalmente se describe el control de la máquina.

#### 4.1.1 Sistema de cierre

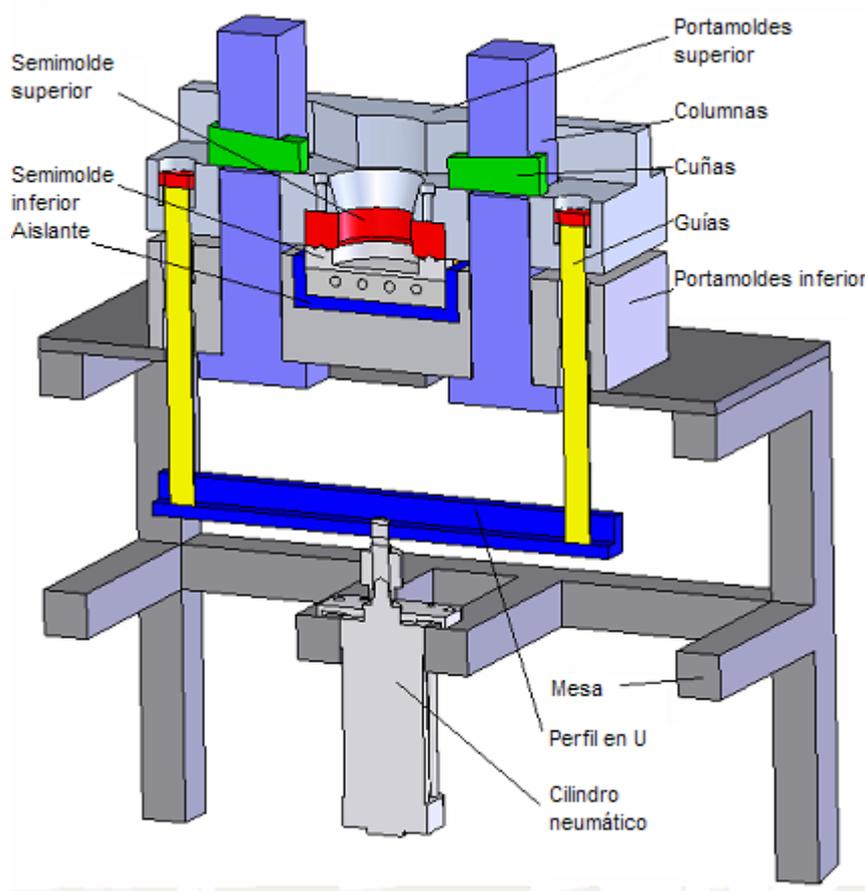
Actualmente, varias compañías como SPS y Schuler Hydroforming, producen equipamientos para hidroconformado de chapa [LAN 04a]. Tradicionalmente se han utilizado prensas hidráulicas para realizar la fuerza de cierre, con la desventaja de tratarse de instalaciones con un elevado coste. El diseño de cierre realizado en este trabajo se trata de un sistema mecánico que no necesita de ninguna prensa, reduciendo así considerablemente el coste de la instalación. Otros dos diseños de cierre mecánico han sido construidos en el instituto IFU de la

universidad de Stuttgart y también Schuler dispone de un modelo de cierre mecánico para aplicaciones de hidroconformado de chapa [KAN 05].

Un corte transversal del útil fabricado puede verse en la **Figura 4.1**. El sistema mecánico diseñado se compone de un portamoldes inferior atado mediante tornillos a una mesa fija y un portamoldes superior móvil. El guiado de ambos portamoldes se realiza mediante dos guías simples que además transmiten el movimiento de cierre al portamoldes superior. El movimiento de apertura y cierre de la mesa superior se realiza mediante un cilindro neumático que está unido a las guías mediante un perfil de metal con forma de U. El Anexo II recoge los planos de la máquina prototipo diseñada.

Como se ha explicado anteriormente, la función del dispositivo es también la de proporcionar un cierre mecánico sin necesidad de utilizar ninguna prensa. El sistema diseñado asegura el correcto besado de los moldes mediante las cuñas de superficie superior inclinada, trasladando las posibles deformaciones que pudieran darse en la estructura fuera de la zona de trabajo gracias a la inclinación de la superficie superior de las cuñas. Además proporcionan la fuerza de cierre necesaria (**Figura 4.2**). Este sistema de cierre ha sido patentado y viene descrito en la patente P200800326 de la Oficina Española de Patentes y Marcas [GAR 08a].

El molde inferior dispone de una cavidad cilíndrica conectada al sistema de presión en caliente y está atado a una placa en la que se han introducido en el sentido longitudinal cuatro resistencias de cartucho para calentar todo el bloque inferior (placa y matriz inferior). El molde superior se ata mediante tornillos al portamoldes superior, tratándose así de un diseño modular que permite un fácil cambio de molde.



**Figura 4.1:** Esquema del útil de cierre mecánico diseñado.

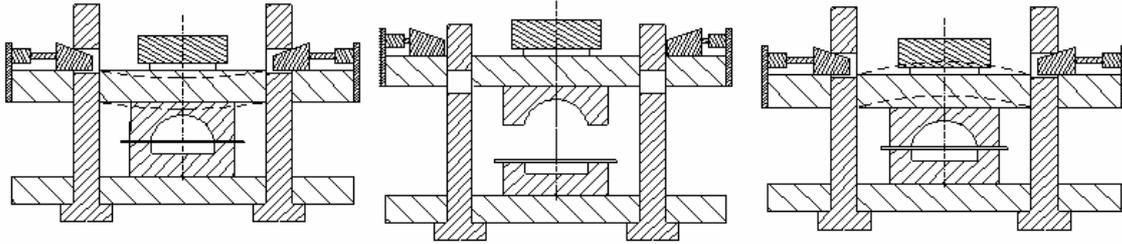


Figura 4.2: Principio del cierre mecánico autocompensado.

#### 4.1.2 Sistema hidráulico en caliente

Se puede afirmar que existe una carencia de publicaciones en este campo. En la actualidad existen un par de investigaciones en las cuales se describen estos sistemas. El circuito para el calentamiento del fluido a alta presión desarrollado en la Universidad de Erlangen se muestra en la **Figura 4.3**. En este esquema se observa que se ha construido un intensificador de presión manteniendo la cámara primaria a temperatura ambiente y calentando el cilindro a alta presión [NOV 03]. Por otro lado, la universidad IWU de Chemnitz ha presentado otro diseño en el que también el intensificador de presión se construye manteniendo la cámara primaria a temperatura ambiente, pero calentando la secundaria [NEU 04]. Por lo tanto, ambos intensificadores están especialmente diseñados y contruidos para trabajar a elevadas temperaturas, con el inconveniente de tratarse de equipamientos de elevado coste, debido a no ser elementos comerciales.

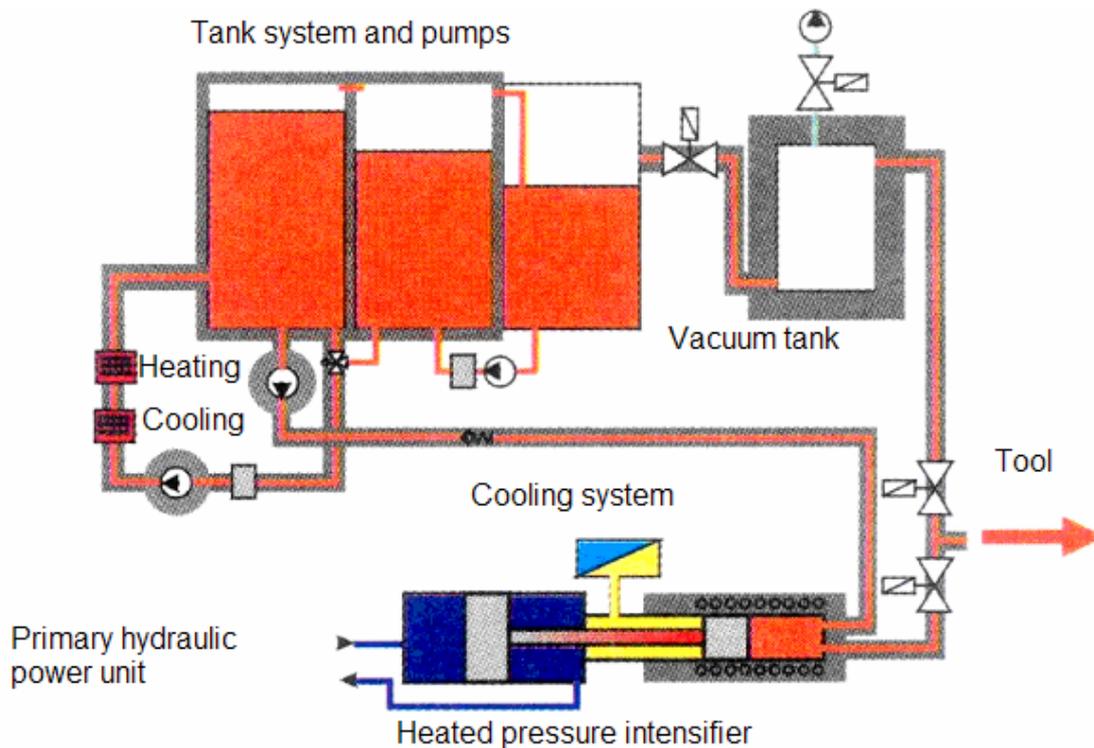


Figura 4.3: Sistema hidráulico para el calentamiento del fluido a alta presión [NOV 03].

Con el fin de dar una solución más económica de cara a implantar el proceso en la industria, el diseño realizado en Mondragon Unibertsitatea se trata de un cilindro multiplicador comercial que opera a temperatura ambiente en combinación con un circuito hidráulico que permite la obtención de fluido caliente presurizado, como se describe en este apartado. El sistema hidráulico en caliente ha sido patentado y viene descrito en la patente P200800327 de la Oficina Española de Patentes y Marcas [GAR 08b].

La instalación de hidroconformado a temperaturas medias debe garantizar la temperatura deseada en la pieza a lo largo del proceso de conformado. Por lo tanto, es necesario calentar los elementos que están en contacto con la pieza, tanto el fluido como los semimoldes [PRI 03].

Tanto las diferentes investigaciones tomadas de la bibliografía y reflejadas en el Capítulo 3, “Caracterización de aleaciones de aluminio en caliente”, como los resultados de los ensayos del mismo capítulo coinciden en situar la temperatura óptima de conformado de las diferentes aleaciones de aluminio entre 200 °C y 300 °C aproximadamente, por lo que, el equipo debe estar capacitado para calentar el material hasta dicha temperatura.

Según Novotny, los elementos clave para el diseño del sistema para hidroconformado a temperaturas medias son las válvulas del sistema hidráulico, el fluido y el sistema de sellado [NOV 03].

El requisito principal para el sistema hidráulico en caliente es suministrar fluido caliente presurizado. Por lo tanto, una de las tareas principales es la selección del fluido térmico y la otra es la definición de los componentes del circuito hidráulico, que consta de:

- Intensificador.
- Grupo hidráulico.
- Grupo de agua.
- Atemperador.

#### 4.1.2.1 Selección del fluido térmico

La selección del fluido térmico está basada en las necesidades de temperatura y presión del sistema. En el caso estudiado en este trabajo de investigación, el conformado a temperaturas medias de aleaciones de aluminio, se establece la temperatura máxima de conformado en torno a los 300 °C. La presión máxima es de 700 bar, límite marcado por la capacidad del intensificador hidráulico empleado en este trabajo.

La **Tabla 4.1** muestra las propiedades de los fluidos térmicos estudiados. Estos fluidos se utilizan para el calentamiento de matrices, por lo que trabajan habitualmente en circuito cerrado. La mayor restricción que presentan es, por lo tanto, el punto de ignición, es decir, la temperatura a la cual el fluido entra en combustión de forma espontánea. El fluido seleccionado para nuestra aplicación es el Dynalene 600, debido a ser el que presenta el punto de ignición más elevado, y cuya temperatura máxima de uso es de aproximadamente 280 °C. El Anexo III recoge las propiedades completas del fluido seleccionado.

Producto	Propiedades del fluido							
	Cond. térmica (W/m°C)		Exp. térmica (°C <sup>-1</sup> )		Viscosidad (cst)		Punto de ignición	Rango T <sup>a</sup> (°C)
	300 °C	350 °C	300 °C	350 °C				
Houghto-term 1	0,08332	0,08235	1,47E-03	1,47E-03	21-25 (40 °C)	3-4 (100 °C)	190 °C	-30:300
Houghto-term 10	0,09301	0,08671	4,88E-04	4,76E-04	80 (40 °C)	9,5 (100 °C)	> 200 °C	-30:300
Dynalene600	0,094	0,087	8,40E-04	8,80E-04	5,7 (300 °C)	4 (100 °C)	315 °C	70:288
Dynalene HT	0,094	0,087	8,40E-04	8,80E-04	0,45 (300 °C)	0,35 (340 °C)	200 °C	20:350
Marlotherm SH	0,094	0,087	8,41E-04	8,80E-04	0,45 (300 °C)	0,29 (340 °C)	200 °C	60:350
Paratherm NF	0,113		5,28E-04	5,41E-04	0,56 (300 °C)		174 °C	49:343
Paratherm HE	0,111		9,52E-04	1,00E-03	0,65 (300 °C)		227 °C	65:316
Fomblyn YR-1800					1850 (20 °C)	46,5 (46,5 °C)		300

**Tabla 4.1:** Propiedades de los fluidos térmicos estudiados.

#### 4.1.2.2 Intensificador de presión

Es el elemento encargado de proporcionar la presión interna para conformar la chapa metálica. La cámara primaria es accionada hidráulicamente y por la diferencia entre áreas actuantes multiplicamos la presión en la cámara secundaria o de trabajo. El accionamiento de la cámara primaria se realiza por hidráulica convencional y con la ayuda de válvulas proporcionales.

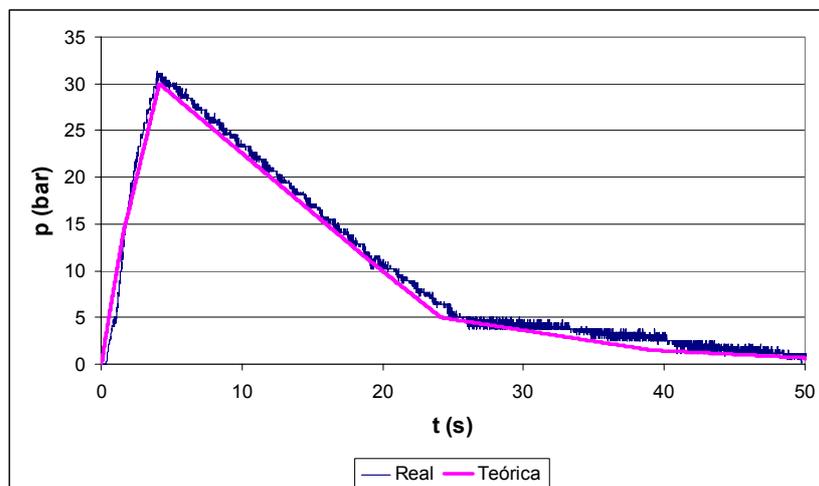
Neugebauer estableció la presión máxima necesaria en procesos de hidroconformado de chapa en caliente en torno a 800 bar [NEU 06]. En nuestro caso la presión máxima de trabajo del intensificador construido por la empresa Bosch-Rexroth es de 700 bar. El volumen de fluido utilizable es de 0,69 litros. Este es el cambio de volumen máximo que puede sufrir la pieza, despreciando las pérdidas del sistema hidráulico y suponiendo que el fluido es incompresible. Este elemento del sistema hidráulico se muestra en la **Figura 4.4** y opera a temperatura ambiente.

Las ventajas de este tipo de intensificadores son la velocidad de reacción que tienen ante una caída de presión y la exactitud que presentan para el seguimiento de una consigna de presión. La **Figura 4.5** muestra la presión teórica programada frente a la presión real medida en el sistema.

El intensificador lleva incorporados un encoder digital de posición (regla lineal) con una resolución de 200 incrementos/mm, un captador analógico de presión y una válvula proporcional capaz de controlar la presión y la posición.



**Figura 4.4:** Intensificador de presión.



**Figura 4.5:** Seguimiento de la presión programada.

#### 4.1.2.3 Grupo hidráulico

El grupo hidráulico que se ha utilizado para accionar el intensificador es un grupo hidráulico de caudal variable convencional de la casa Bosch-Rexroth. El grupo puede trabajar a una presión máxima de 200 bar y un caudal de 15 l/min. La potencia del motor es de 5,5 kW. La capacidad de aceite del grupo es de 100 litros. El grupo empleado se puede ver en la **Figura 4.6**.

#### 4.1.2.4 Grupo de agua

El fluido empleado para el hidroconformado es reutilizado una vez el componente ha sido fabricado. Para ello el molde está diseñado para la recogida del fluido cuando el proceso ha terminado, y el fluido recogido se bombea al grupo de agua. El grupo de agua debe limpiar por decantación y por filtros el fluido empleado en el proceso y está dotado de una bomba de baja presión para efectuar el llenado de la cavidad del molde inferior al comienzo de un nuevo ciclo.

El grupo de agua utilizado (**Figura 4.7**) tiene una capacidad de 120 litros. La bomba utilizada para llenar la cavidad de fluido y el intensificador al comienzo de un nuevo ciclo alcanza 10 bar de presión y su caudal es de 8 l/min.

#### 4.1.2.5 Atemperador

El atemperador comercial seleccionado se presenta en la **Figura 4.8**. Es de la marca Regloplas, modelo 300S, y tiene la capacidad de calentar el fluido hasta una temperatura de 300 °C. A pesar de estar capacitado para llegar hasta dicha temperatura, debido al límite de temperatura máxima de trabajo marcado por las propiedades del fluido, el límite de seguridad de temperatura definido para calentar el fluido Dynalene600 es de 280 °C. La presión máxima de trabajo del atemperador es de 15 bar. Por lo tanto, el atemperador no puede estar conectado con el intensificador de presión, cuya capacidad es de 700 bar, para evitar sobrecargas de presión.



**Figura 4.6.** Grupo hidráulico de caudal variable.



**Figura 4.7.** Grupo de agua empleado.



**Figura 4.8.** Atemperador comercial.

#### 4.1.2.6 Funcionamiento del circuito hidráulico en caliente

La **Figura 4.9** muestra el esquema del circuito hidráulico diseñado para obtener fluido caliente presurizado.

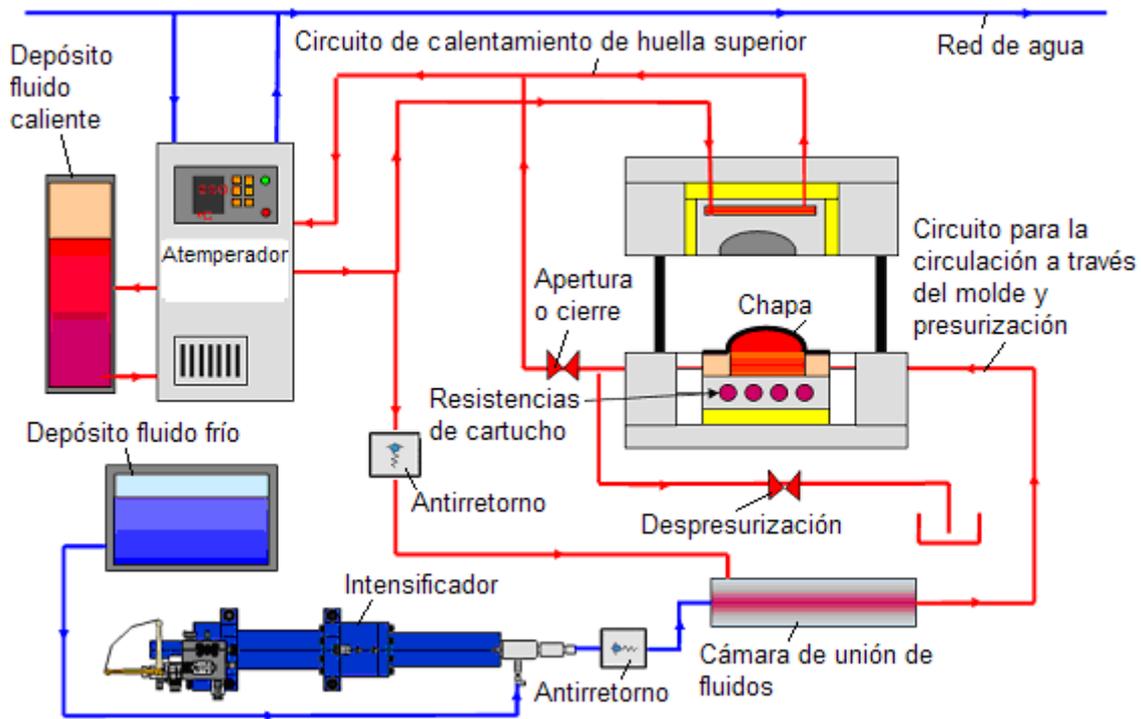


Figura 4.9: Diseño del circuito hidráulico en caliente.

El principio de funcionamiento se basa en calentar el fluido mediante el atemperador, acumularlo en una cámara de unión de fluidos y presurizarlo mediante un intensificador que trabaja a temperatura ambiente. A continuación se describen los elementos del circuito hidráulico detallando su función. Como puede observarse, se dispone de un circuito caliente y otro a temperatura ambiente.

El circuito caliente conecta el atemperador a la cavidad del molde con una línea de salida y otra de llegada. La función de la conexión con el molde inferior es poder realizar una circulación de fluido caliente cuando hay una chapa colocada entre las matrices superior e inferior. De este modo se calienta la chapa mediante convección con el fluido además de calentarse por conducción por estar en su periferia en contacto con las matrices metálicas. También existe una conexión cerrada con el molde superior para calentarlo por circulación interna de fluido caliente.

El circuito a temperatura ambiente conecta el grupo de agua para llenar el intensificador antes de comenzar el ciclo. Además conecta el intensificador con la cavidad del fluido de la matriz inferior para presurizar el líquido y expandir la chapa.

Ambos circuitos están conectados en un punto intermedio, entre la cavidad inferior de la matriz y el atemperador o intensificador, a una cámara de unión de fluidos. La función de esta cámara es acumular suficiente fluido caliente que será empujado por fluido a temperatura ambiente presurizado para llegar a la cavidad inferior del molde en condiciones de presión y temperaturas deseadas. El depósito de unión de fluidos tiene una forma alargada cilíndrica, introduciéndose el fluido a temperatura ambiente por un primer extremo del depósito y saliendo expulsado el fluido caliente del depósito por un segundo extremo, opuesto al primer extremo. De esta manera, el fluido que es expulsado del depósito de unión de fluidos no se mezcla con el fluido a temperatura ambiente y no se enfría. El depósito está dispuesto en una posición vertical para facilitar que el fluido caliente se posicione en la parte superior del depósito, y por tanto en las proximidades del segundo extremo por donde es posteriormente expulsado a la presión deseada. El depósito tiene un volumen de 1 litro frente a los 0,67 litros de volumen del intensificador. Así, la cantidad del fluido caliente con la temperatura deseada dispuesta en el depósito es mayor que la cantidad del fluido a temperatura ambiente que se introduce en el depósito de unión de fluidos a la presión deseada, asegurándose que el único fluido que llega hasta el material para conformarlo es fluido a la temperatura deseada.

En cada una de las conexiones entre el atemperador o intensificador y la cámara de unión de fluidos hay un antirretorno. La función del antirretorno ubicado entre el atemperador y la cámara de unión de fluidos es que la presión generada por el intensificador no pueda transmitirse al atemperador, que no puede operar a presiones elevadas. Por otro lado, la función del antirretorno ubicado entre el intensificador y la cámara de unión de fluidos es que el fluido caliente no pueda llegar al intensificador, que no puede operar a temperaturas elevadas.

Por otro lado hay dos válvulas de paso en el circuito. La válvula de apertura o cierre, conectada entre la cavidad de la matriz inferior y el atemperador, evita que la presión de la cavidad se transmita mediante el circuito de retorno al atemperador. La válvula de despresurización permite que una vez conformada la chapa pueda despresurizarse el circuito antes de abrir las matrices.

La secuencia de funcionamiento es la siguiente: cuando se coloca la chapa y se cierran los moldes, en primer lugar se hace circular fluido caliente desde el circuito conectado al atemperador. Se trata de un circuito cerrado que va desde el atemperador a la cavidad del molde inferior llenando la cámara de unión de fluidos. Por lo tanto, la chapa se calienta en toda su superficie gracias a esta circulación que viene desde el atemperador y vuelve a este continuamente. Una vez la chapa se calienta se cierra la válvula de apertura ó cierre ubicada entre el atemperador y la cámara de unión de fluidos y se procede a presurizar el fluido a temperatura ambiente gracias al avance del intensificador. Este fluido a temperatura ambiente empuja el fluido caliente acumulado en la cámara de unión de fluidos y la presión se transmite por todo el líquido caliente hasta llegar a la cavidad del molde inferior. De este modo se consigue presurizar el fluido caliente para deformar la chapa.

Como se ha dicho con anterioridad, este sistema hidráulico en caliente ha sido patentado y viene descrito en la patente nº P200800327 de la Oficina Española de Patentes y Marcas, OEPM [GAR 08b].

### 4.1.3 Molde

Como se ha explicado en el Capítulo 2 “Generalidades sobre hidroconformado de chapa”, en el caso de hidroconformado de chapa activo, el molde de hidroconformado se compone de un semimolde con la huella que da forma a la chapa metálica y de un semimolde con una cavidad por la que se introduce el fluido hidráulico presurizado para conformar la chapa.

En el diseño realizado, es el semimolde superior el que dispone de la huella de la pieza a conformar y el semimolde inferior el que dispone de la cavidad del fluido. El semimolde inferior es fijo y el superior es fácilmente intercambiable ya que está atado mediante dos tornillos al portamoldes superior.

Como se observa en la **Figura 4.10** el semimolde inferior se divide en dos partes: la cavidad de inyección y el módulo de calentamiento. En la cavidad de inyección, se ha dispuesto un agujero para el alojamiento de un termopar tipo J que realiza el control de temperatura de la herramienta.

El sistema de calentamiento del semimolde superior es diferente. En este caso se utiliza el fluido caliente proveniente del atemperador para realizar una circulación interna en la matriz, ya que es difícil conectar resistencias de cartucho en el semimolde superior debido al diseño de la máquina: el semimolde superior debe estar en contacto en toda su superficie exterior con el portamoldes para transmitirle la fuerza generada por la presión del fluido y evitar el movimiento de la matriz. El único acceso a la matriz es un círculo de diámetro 120 mm que queda libre en la superficie superior. En dicha superficie se realizan los agujeros de conexión hidráulica para la circulación del fluido con el fin de calentar el semimolde superior. Además, ha sido posible diseñar los conductos de circulación interiores para calentar las superficies de la huella y conectados a la entrada y salida del fluido con facilidad.

Para evitar fugas de fluido se han añadido alojamientos para juntas tóricas en el molde inferior. Estas juntas son especiales porque tienen que soportar altas temperaturas. Las juntas escogidas para la aplicación son de sección cuadrada y de un material que es una mezcla de grafito y teflón fabricadas por Salinas S.A.. Tanto el semimolde superior como el semimolde inferior están aislados de los portamoldes mediante aislantes de mica.

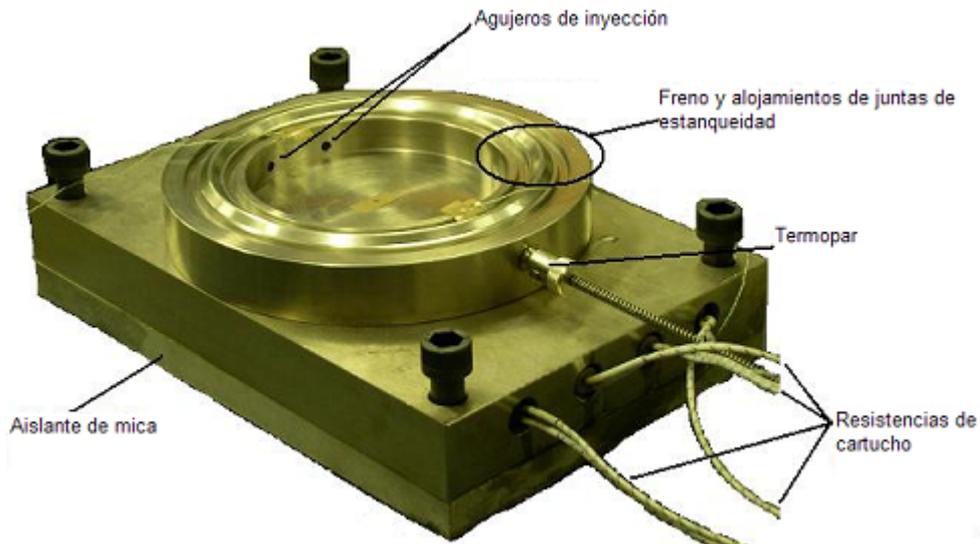


Figura 4.10. Semimolde inferior.

#### 4.1.4 Control de las variables de proceso

Los parámetros de proceso principales a controlar son la temperatura de las herramientas y el fluido y la presión del fluido.

##### 4.1.4.1 Control de la temperatura

El control de temperatura del semimolde inferior se realiza mediante el termopar tipo J colocado en la matriz de inyección. Este termopar da la señal de temperatura en dicha zona para controlar la potencia suministrada a las resistencias de cartucho colocadas en el módulo de calentamiento. Las resistencias son cartuchos de diámetro 16 mm x 325 mm y de potencia 2000 W cada una. La potencia de los cartuchos se regula mediante un controlador de la marca Hasco mostrado en la **Figura 4.11**, que mide la temperatura del termopar del semimolde de inyección y se regula según la consigna fijada como temperatura objetivo.

El grupo atemperador dispone de su propio control y captadores para mantener la presión (de hasta 6 bar) y temperatura (hasta 300°C) acorde con los valores programados. La presión se regula mediante una válvula limitadora y en el caso de la temperatura existe otro control PID que se encarga de activar y desactivar los elementos del sistema calefactor del fluido en función de si la temperatura de salida de éste es mayor o menor que la consigna programada.



Figura 4.11: Controlador de temperatura de la marca HASCO.

#### 4.1.4.2 Control de la presión

El armario eléctrico utilizado para el control de la presión del intensificador debe cumplir las siguientes especificaciones: ser el “*interface*” entre el trabajador y la máquina, controlar una secuencia de etapas previas y posteriores al hidroconformado (condiciones iniciales, cierre de molde, apertura molde, etc.) y garantizar el control de las variables de proceso durante el hidroconformado. Desde este punto de vista el armario se divide en tres grandes bloques:

- Circuito de potencia y mando.
- Autómata programable.
- Tarjetas de control.

En este trabajo no se trata el circuito de potencia y mando debido a que su diseño no es específico para este tipo de proceso.

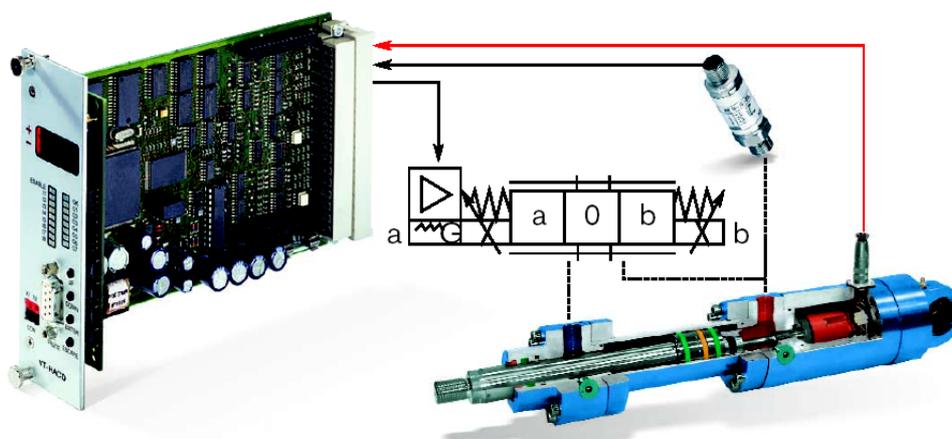
Para el control de las etapas del proceso se ha utilizado un autómata programable CQM1H-CPU21 de la casa OMRON que solamente dispone de entradas y salidas digitales.

Existen estudios que afirman que la estabilidad del proceso aumenta cuando el intensificador se controla en posición o caudal [GRO 03a]. No obstante, en la mayoría de las aplicaciones y en el presente trabajo, la variable de proceso que se elige para la programación del ciclo de hidroconformado es la presión interna. Esta variable es fácilmente manejable por el operario lo cual facilita la puesta a punto del proceso.

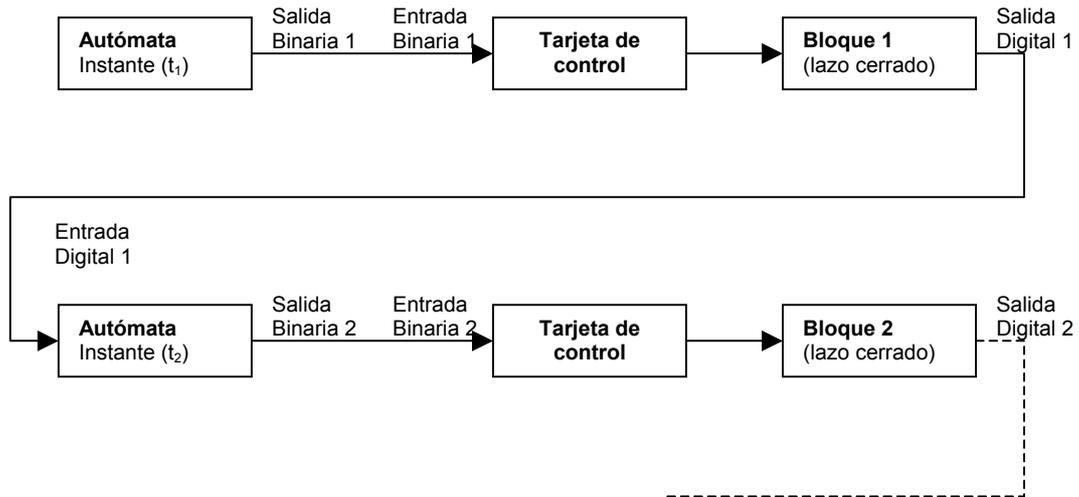
El control del intensificador se ha realizado utilizando una tarjeta electrónica independiente tipo VT-HACD-2 de la casa Bosch-Rexroth. Es una tarjeta digital de lazo cerrado con dos circuitos de lazo cerrado y diseñada para el control de actuadores hidráulicos. El esquema de montaje y control de la tarjeta se puede ver en la **Figura 4.12**

La programación de la tarjeta se realiza bloque a bloque y el control de cada bloque se realiza en lazo cerrado y utilizando las entradas y salidas analógicas de la tarjeta. Las entradas analógicas utilizadas son los valores de presión y posición del intensificador. La salida analógica es el valor de consigna enviado a la válvula proporcional.

Vía PC y utilizando el *software* Bodac se programan los diferentes bloques que se van a utilizar para definir el proceso completo de hidroconformado (valores de presión interna en el tiempo). Estos bloques se activan mediante entradas binarias que envía el autómata a la tarjeta. Una vez el bloque activo ha llegado a su valor de consigna se utilizan las salidas digitales de la tarjeta para dar a conocer al autómata el estado actual del proceso, generar nuevas salidas binarias y activar el siguiente bloque de control. El autómata marca los pasos a seguir y las tarjetas controlan cada incremento de proceso. La **Figura 4.13**. ilustra el esquema de control.



**Figura 4.12.** Esquema de control en lazo cerrado del actuador mediante la tarjeta VT-HACD-2.



**Figura 4.13.** Esquema de control bloque a bloque.

En nuestro caso la presión es la que marca la evolución del proceso. Al llegar a un valor de presión se activa una salida digital que se envía al autómata. El autómata envía una salida binaria a la tarjeta de control para activar el siguiente incremento de proceso (un nuevo bloque). Podemos programar hasta seis puntos presión en el tiempo.

## 4.2 Sistema de medición de deformaciones óptico

En los últimos años, los enormes avances tecnológicos en el campo de los ordenadores, fotografía y video digital han permitido el desarrollo de nuevas disciplinas científicas como es el caso de la visión por ordenador. La visión por ordenador es una disciplina científica de reciente desarrollo que estudia la modelización e implementación en ordenador de procesos propios de la visión.

Una de las tareas importantes de esta tesis ha sido el diseño y desarrollo de un sistema de captación visual y tratamiento de la señal para la medición óptica de deformaciones. Este sistema se ha instalado en el prototipo de hidroconformado de chapa en caliente y se basa en la utilización de cámaras CCD. Con este sistema se ha podido caracterizar el comportamiento biaxial de diferentes materiales y ha sido posible la obtención de diagramas de límite de conformabilidad (*Forming Limit Diagramas, FLDs*). Para ello, la chapa debe ser deformada libremente hasta llegar a la rotura.

En este apartado se introducen en primer lugar otros sistemas de medición ópticos utilizados en la industria. A continuación se describen, por un lado, el sistema de captura desarrollado y el cálculo de la estereovisión (obtención de puntos tridimensionales mediante el uso de dos cámaras) y por otro lado, el método programado para el cálculo de las deformaciones del material durante el proceso.

### 4.2.1 Otros sistemas ópticos de medición de piezas

La medición de deformaciones óptica mediante cámaras CCD es de gran interés en el conformado de metal gracias a la simplicidad de los experimentos y rapidez en la obtención de los resultados [GOM 04].

Actualmente existen otros sistemas que permiten la medición óptica de piezas. Entre ellos está el digitalizador ATOS, que se utiliza principalmente para control de calidad de piezas. Se caracteriza por realizar mediciones de geometrías 3D en corto tiempo. Otro sistema parecido es el TRITOP, que también calcula la geometría 3D del objeto analizado. Sin embargo estos sistemas no están capacitados para medir deformaciones, ya que únicamente calculan la geometría de la pieza.

PHAST (*Photogrammetric Automated Strain Testing*) es uno de los sistemas de medición de deformaciones ópticos existentes en el mercado. Se basa en los principios de la fotogrametría y permite realizar de forma automática (pero muy costosa respecto a tiempo) mediciones de deformaciones en piezas previamente malladas electro-químicamente. La distancia entre los puntos de la malla es equidistante y de una medida conocida. La medición se lleva a cabo una vez deformada la pieza y se genera un modelo 3D que permite calcular las deformaciones. Por lo tanto, se trata de un sistema de medición estático, ya que mide las deformaciones de una pieza previamente conformada.

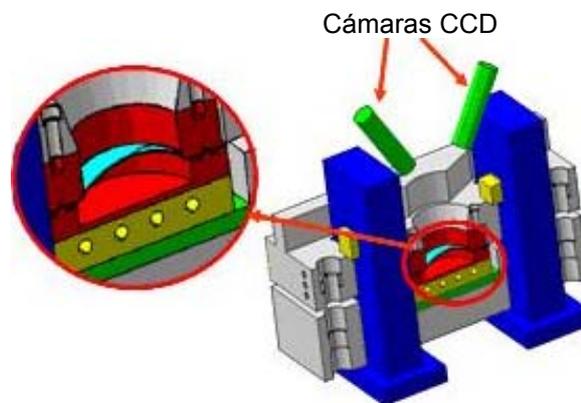
ARGUS es el primer sistema dinámico que mide la deformación de una chapa durante su conformado. El sistema está diseñado para el cálculo de deformaciones en ensayos de expansión libre de chapa. En este caso la chapa no debe ser previamente marcada con una malla. La malla utilizada es una malla virtual que se deforma durante el ensayo. Se toman las imágenes de la chapa con dos cámaras CCD y las coordenadas de los puntos en 3D son calculadas. Pueden ser calculadas y mostradas gráficamente las deformaciones de la pieza, los espesores y los estados de deformación.

El modelo de cálculo de deformaciones sobre el que trata el presente trabajo se basa, al igual que PHAST en los principios de fotogrametría y permite medir deformaciones de forma automática y dinámica al igual que ARGUS. A diferencia de PHAST y ARGUS, el sistema está diseñado para trabajar en un entorno industrial. La medición de deformaciones se realiza de forma muy poco costosa y de forma automática una vez capturadas las imágenes.

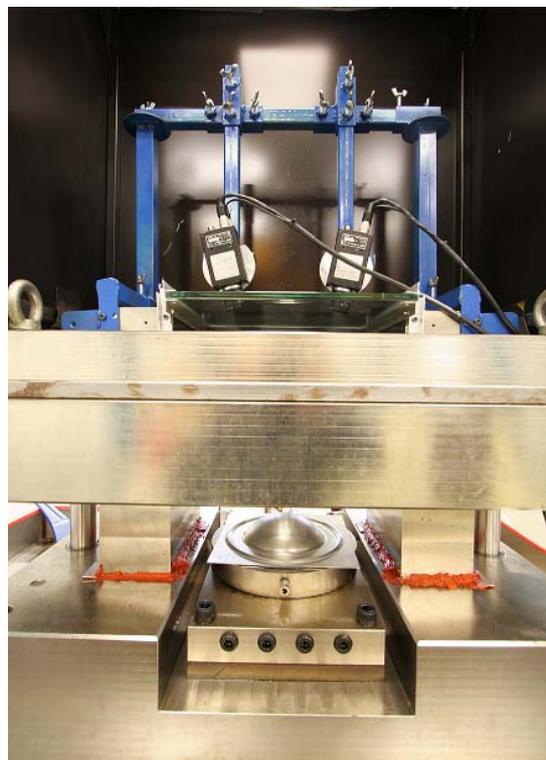
#### 4.2.2 Características del sistema de captura

El sistema de captura consiste de una tarjeta PCI conectada a dos cámaras con lentes de alta resolución, protegidas por una ventana transparente. Las cámaras CCD, modelo Jai CV\_M10 SX, con un sensor monocromo de  $\frac{1}{2}$  ", permiten la captura de 25 imágenes por segundo con 737 (horizontal) x 575 píxeles (vertical) y una resolución de 90 *dpp*. Estas cámaras están equipadas con lentes de alta luminosidad (1.8 f) y con una distancia focal fija de 25 mm. En nuestro caso las cámaras disponen de una tarjeta PC2-Vision de *Coreco Imaging* que absorbe señales de video y las transfiere al PC [IMA 04]. Este equipamiento permite la recogida de datos en tiempo real. De hecho el *software* que trae PC2-Vision, por medio de la biblioteca IFC5, permite recoger una serie de fotos de una pieza por un programa software (*seqsnap.exe*). El resultado de dicha recogida de datos es un conjunto numerado de ficheros.

El sistema se ha montado sobre el prototipo de hidroconformado de chapa como muestran la **Figura 4.14** y la **Figura 4.15**. Como se ha mencionado, las chapas se expanden libremente hasta su ruptura y el proceso de deformación es grabado por el sistema de captación. Una ventana transparente de cristal protege las cámaras CCD de las posibles salpicaduras.



**Figura 4.14.** Esquema del sistema de estereovisión.



**Figura 4.15.** Montaje del sistema de estereovisión.

### 4.2.3 Estereovisión

Una de las principales tareas para la medición de deformaciones automática ha consistido en efectuar el cálculo de la estereovisión de una pieza a partir de la observación de puntos empleando las dos cámaras. La estereovisión es la técnica que permite calcular las coordenadas 3D de un punto a partir de las imágenes tomadas mediante dos cámaras distanciadas entre sí y conociendo su posición.

Inicialmente hace falta calibrar las cámaras con un patrón de calibración para obtener los parámetros intrínsecos (distancia focal, posición del centro óptico en el plano de la imagen y la distorsión de las lentes) y externos de las cámaras (posición y orientación de las cámaras en los ejes absolutos) y a continuación se realiza el cálculo de la estereovisión.

#### 4.2.3.1 Calibración de las cámaras

La calibración de una cámara es el proceso que permite, dentro del campo de la visión artificial, la obtención de los parámetros que definen las condiciones de formación de la imagen, incluyendo la geometría interna y la óptica de la cámara, así como su posición y orientación respecto a un objeto de referencia o patrón de calibración. En definitiva, la calibración es un procedimiento que trata de conocer cómo una cámara proyecta un objeto 3D en el plano imagen (2D) para así poder extraer información métrica a partir de las imágenes [SI 03].

Existen muchas formas distintas de plantear el problema de calibración en función del tipo de información y número de cámaras que queramos calibrar. La manera más simple es el uso de un calibrador [AL 03]. Un calibrador es un objeto del cual conocemos con exactitud las coordenadas 3D de algunos puntos.

En el sistema diseñado es necesario utilizar una ventana transparente de protección, debido a que en los ensayos de rotura de las chapas el líquido a mucha presión y temperatura puede salpicar las cámaras. En consecuencia, es necesario compensar los errores de refracción en las cámaras, por lo que se ha implementado un método novedoso de calibración teniendo en cuenta dicha refracción. Por lo tanto, el primer problema a resolver consiste en la calibración del sistema teniendo en cuenta la distorsión provocada por la ventana de protección.

Los puntos observados cambian de localización, debido a estar posicionados al otro lado de la ventana de protección, en relación a una observación directa. La refracción que modifica la posición de los puntos observados depende del material y espesor de la ventana de protección y del vector perpendicular al plano de la ventana (ver **Figura 4.16**).

Esta refracción sigue la ley de Snell según la ecuación (4.1), donde el coeficiente de refracción  $\xi$  depende de la velocidad de la luz en el medio atravesado.  $\alpha$  es el ángulo de entrada del rayo y  $\beta$  es el ángulo de desviación del rayo dentro del material atravesado. Las ventanas transparentes tienen habitualmente las dos caras paralelas, por lo tanto la línea saliente mantiene su dirección original, facilitando así tanto la calibración como la reconstrucción de las imágenes.

$$\frac{\sin(\beta)}{\sin(\alpha)} = \xi \quad (4.1)$$

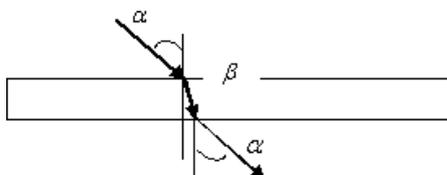


Figura 4.16: Refracción a través de una ventana transparente.

La calibración de las cámaras consiste en la determinación de los parámetros intrínsecos (distancia focal, posición del centro óptico en el plano de la imagen y la distorsión de las lentes) y externos de las cámaras (posición y orientación de las cámaras en los ejes absolutos). Para ello, se observa un patrón de calibración como el mostrado en la **Figura 4.17** formado por cuadrados negros y blancos, tipo tablero de ajedrez, dándole diferentes posiciones y orientaciones mediante observación directa, es decir, sin colocar la ventana de protección. Los parámetros se obtienen mediante métodos de minimización, en este caso particular se ha utilizado el método de Zhang [ZHANG 00].



**Figura 4.17:** Patrón de calibración.

En nuestro caso, hay que identificar otros cuatro parámetros extra (tres parámetros que corresponden al vector  $\mathbf{n}$  normal al plano de la ventana y el coeficiente de refracción  $\xi$ ). La nueva transformación corresponde a una traslación de una distancia  $d$  (espesor de la ventana) del centro óptico en dirección opuesta a  $\mathbf{n}$  (vector normal al plano de la ventana de protección) y de una distancia  $d_1$  en dirección perpendicular. La **Figura 4.18** muestra esta transformación.

Matemáticamente, dicha transformación se puede expresar según las ecuaciones (4.2- 4.5).

$$ncf = cf - d * \vec{n} + d_1 * \mathbf{n}_1 \quad (4.2)$$

$$d_1 = d * \text{tag}(\beta) = d * \frac{\sin(\beta)}{\sqrt{1 - \sin(\beta)^2}} \quad (4.3)$$

$$\vec{n}_1 = \frac{\vec{n} \times (\vec{v} \times \vec{n})}{\|\vec{n} \times (\vec{v} \times \vec{n})\|} \quad (4.4)$$

$$\sin(\beta) = \zeta * \sin(\alpha) = \zeta * \|\vec{v} \times \vec{n}\| \quad (4.5)$$

Donde  $cf$  es el centro óptico de la cámara. El nuevo centro óptico de la cámara,  $ncf$ , se obtiene compensando la refracción de la ventana.  $\mathbf{n}_1$  es el vector perpendicular a  $\mathbf{n}$ , y  $d_1$  es la distancia del rayo de refracción en  $\mathbf{n}_1$ .  $\mathbf{v}$  es el vector unitario que define la dirección del rayo original desde el centro óptico al punto proyectado en el plano imagen.

La ecuación de la línea que va a través de un punto de la imagen se define mediante las ecuaciones (4.6) y (4.7):

$$\text{ecuación de la línea} = ncf + \lambda * \vec{v} \quad (4.6)$$

$$\vec{v} = p_{image} - cf / \|p_{image} - cf\| \quad (4.7)$$

donde  $\lambda$  es un escalar y  $p_{image}$  es el punto observado proyectado en el plano imagen.

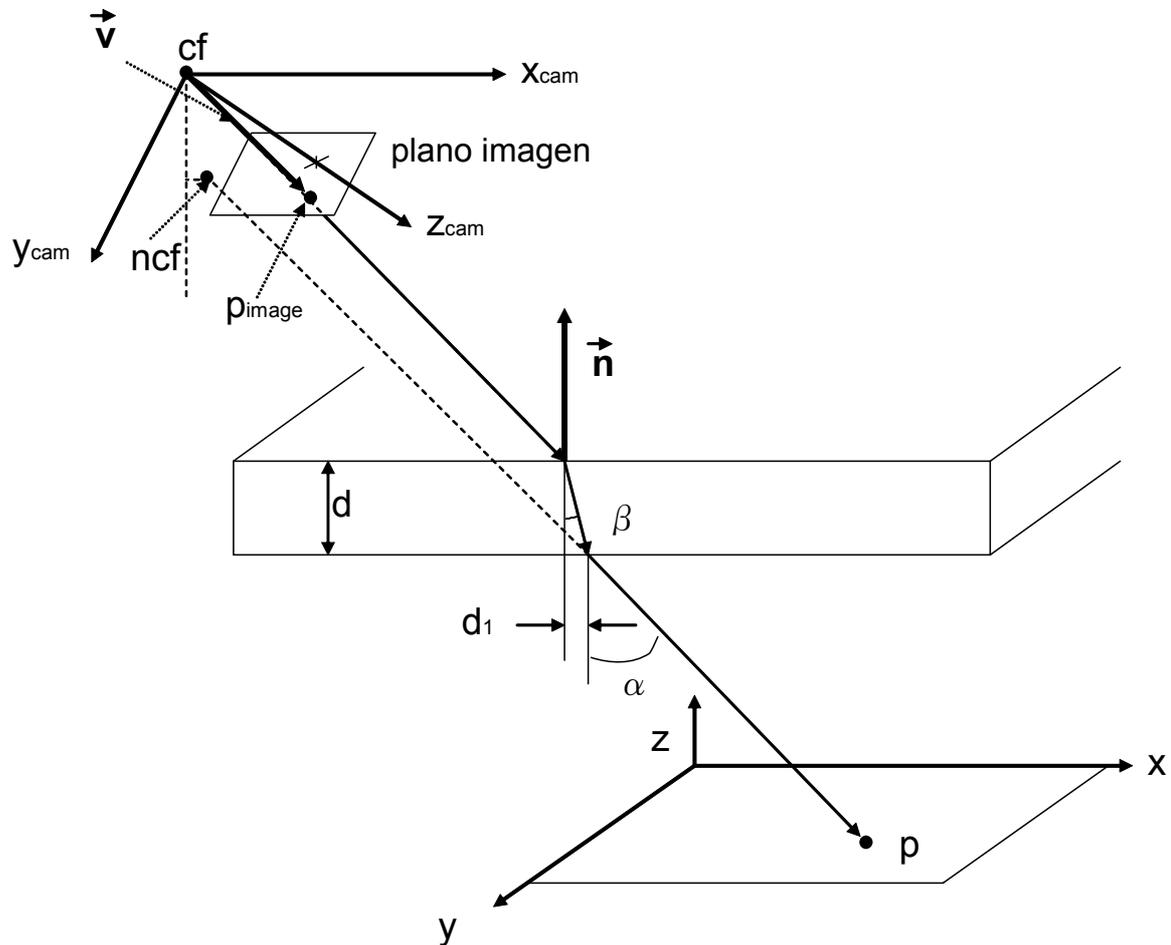


Figura 4.18. Nueva transformación de la imagen.

La identificación de los cuatro parámetros extra se realiza observando el patrón de calibración utilizando la ventana de protección. A continuación el cálculo de los parámetros se lleva a cabo mediante técnicas de optimización no lineal, en concreto mediante funciones de minimización Levenberg-Marquardt incluidas en la herramienta de cálculo matemático Matlab®.

Los experimentos realizados confirman la validez del modelo y se explican a continuación. En primer lugar, se ha calibrado la cámara sin ventana utilizando el método de Tsai [TSAI 87]. Se ha definido el centro de la imagen como la mitad del tamaño de dicha imagen (3008 x 2000). La distancia entre píxeles consecutivos en los ejes x e y es igual a  $dx=dy=7,654158 \times 10^{-3}$  mm. Utilizando dichos datos, se ha obtenido una distancia focal de 20.1717 mm. Los errores RMS de las proyecciones de los puntos en el sistema de coordenadas absolutas son del orden de 0.027 mm.

Para obtener la normal y el coeficiente de refracción, hemos utilizado un método no lineal de optimización, (función de Matlab® lsqnonlin). Como parámetros iniciales de  $\mathbf{n}=(0,0,1)^T$ , ya que dicha normal es opuesta al eje z. Hemos elegido la unidad como valor inicial del coeficiente de refracción. La convergencia es obtenida para el valor  $\mathbf{n}=(-0.0901,-0.1846,-0.9787)^T$  y un coeficiente de refracción 0.7012 definida como el cociente entre las velocidades de la luz en el metacrilato y el vacío. Los errores RMS obtenidos utilizando el modelo de refracción son de 0.0288; casi tan buenos como los obtenidos sin ventana de protección. En la **Figura 4.19**,

vemos los errores producidos debidos a la refracción. De este modo queda comprobado que el método de calibración es válido.

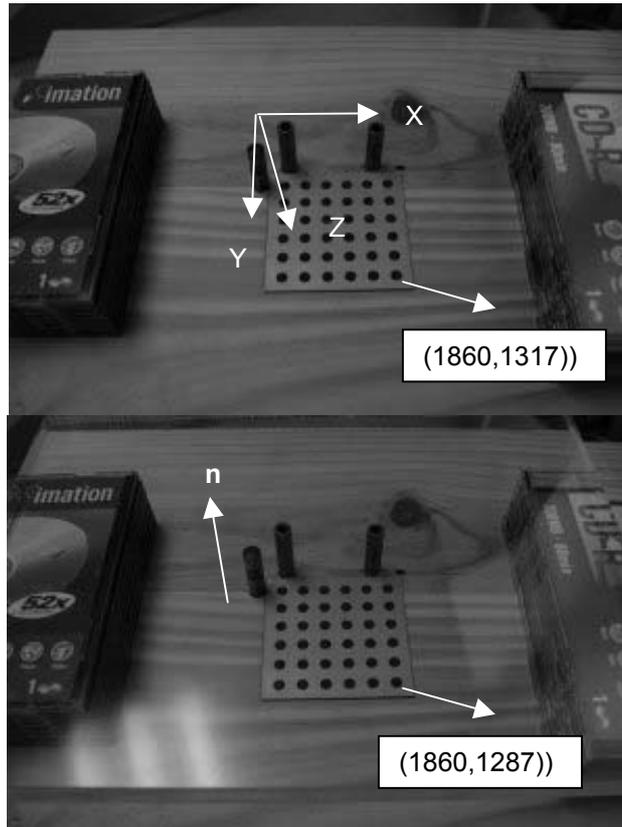


Figura 4.19: Imágenes tomadas con y sin la ventana de cristal de 10 mm de espesor.

#### 4.2.3.2 Cálculo de la estereovisión

Una vez calibrado un sistema de cámaras, el principal problema a resolver es la puesta en correspondencia de los puntos en ambas imágenes. Una vez obtenida la correspondencia entre dos puntos de las imágenes, necesitamos hallar las coordenadas tridimensionales del punto en el espacio. Este se conoce como el problema de la reconstrucción. En un par estéreo, dado un punto en una imagen, su correspondiente en la otra imagen debe estar sobre una recta denominada recta epipolar. Si las cámaras están calibradas, la recta epipolar que corresponde a cada punto es conocida. Por lo tanto, para calcular las coordenadas 3D de los puntos observados, hay que calcular en primer lugar los rayos de proyección de cada cámara:

$$pl1 = ncf1 + \lambda_1 \vec{v}_1 \quad (4.8)$$

$$pl2 = ncf2 + \lambda_2 \vec{v}_2 \quad (4.9)$$

Donde  $pl1$  y  $pl2$  corresponden a los puntos tal que  $(pl2 - pl1)$  es perpendicular a los vectores  $v_1$  y  $v_2$ , considerándolos unitarios. De aquí:

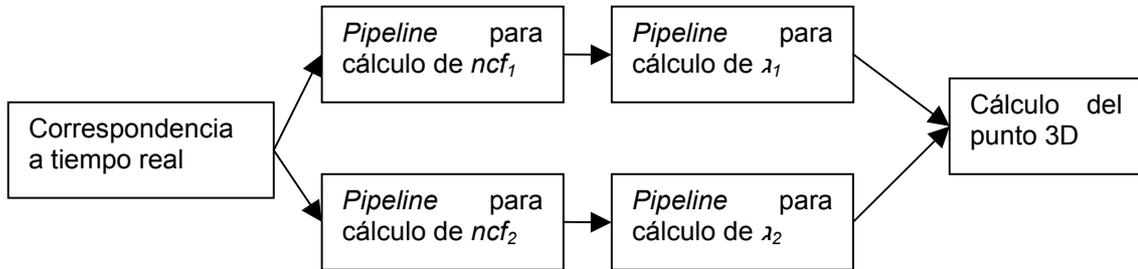
$$\lambda_1 = \frac{(ncf1 - ncf2)^T ((v_1^T v_2)v_2 - v_1)}{1 - (v_2^T v_1)^2} \quad (4.10)$$

$$\lambda_2 = \frac{(ncf2 - ncf1)^T ((v_1^T v_2)v_1 - v_2)}{1 - (v_2^T v_1)^2} \quad (4.11)$$

El punto  $p$  corresponde al punto que está a mínima distancia de las dos rectas:

$$p = \frac{pl1 + pl2}{2} \tag{4.12}$$

La **Figura 4.20** muestra un esquema de cálculo en tiempo real de la estereovisión. Consiste en efectuar un *Pipeline* por cada cámara, que calcule el nuevo centro óptico desplazado (*ncfi*), seguido por otro *pipeline* para el cálculo de la dirección  $\lambda$  de proyección. Tras el cálculo de  $\lambda$ , los puntos 3D son obtenidos mediante las fórmulas anteriores.



**Figura 4.20.** Cálculo de la estereovisión utilizando una ventana de protección.

#### 4.2.4 Cálculo de deformaciones

Con el fin de calcular las deformaciones de la pieza, se genera una mallado virtual en la imagen inicial tomada por cada una de las cámaras. Cada uno de los puntos de la malla se va desplazando a lo largo del proceso de conformado de la pieza y el software desarrollado es capaz de identificarlo. En consecuencia el mallado plano se convierte en una superficie esférica con el paso del tiempo. Gracias a la calibración de las cámaras y al cálculo de la estereovisión, las coordenadas  $x, y, z$  de cada uno de los puntos se calculan en cada ciclo de análisis. La **Figura 4.21** muestra el mallado virtual en la primera imagen de un ensayo de expansión libre de chapa y tomada por cada una de las cámaras, así como la imagen con el mallado deformado de una foto tomada a lo largo del proceso de deformación.

El cálculo de las deformaciones principales de la pieza se calcula para cada uno de los cuadriláteros que forma la malla. Teniendo un cuadrado en el plano  $z=0$ , de lado  $m$  (es arbitrario el tamaño del cuadrado), centrado en los ejes  $(x,y)$  como muestra la **Figura 4.22**. Suponemos que la chapa en el punto  $(0,0)$  se deforma en dos ejes principales  $(v,w)$  rotados un ángulo  $\alpha$  y deformados una cantidad  $k_1$  en el eje principal mayor y  $k_2$  en el eje principal menor según la matriz **K**, ecuación **(4.13)**.

$$K = \begin{pmatrix} k_1 & 0 \\ 0 & k_2 \end{pmatrix} \tag{4.13}$$

Es decir, que un punto  $p_i(v,w) = R \cdot p_i(x,y)$  siendo **R** una matriz ortonormal de rotación según la ecuación **(6)**:

$$R = \begin{pmatrix} \cos \alpha & -\text{sen} \alpha \\ \text{sen} \alpha & \cos \alpha \end{pmatrix} \tag{4.14}$$

El punto  $p_i(v,w)$  es deformado por la matriz, es decir  $p_{def_i}(v,w) = K \cdot p_i(v,w)$ , donde  $p_{def_i}(v,w)$  es el punto  $p_i$  deformado definido en el sistema de coordenadas  $(v,w)$ . Finalmente, el punto  $p_i$  deformado expresado en el sistema de coordenadas  $(x,y)$  es igual a:

$$pts\_def(x,y) = D \cdot pts(x,y) \tag{4.15}$$

$$D = \begin{pmatrix} exx & exy = eyx \\ eyx = exy & eyy \end{pmatrix} = R^T \cdot K \cdot R \tag{4.16}$$

Siendo  $\mathbf{R}'$  la inversa de  $\mathbf{R}$ . La matriz  $\mathbf{D}=\mathbf{R}'*\mathbf{K}*\mathbf{R}$  es simétrica y corresponde al tensor de deformaciones. Diagonalizando  $\mathbf{D}$  obtenemos los valores de  $k_1$  y  $k_2$ , y los logaritmos neperianos de estos valores son las deformaciones principales mayor y menor del elemento cuadrilátero respectivamente.

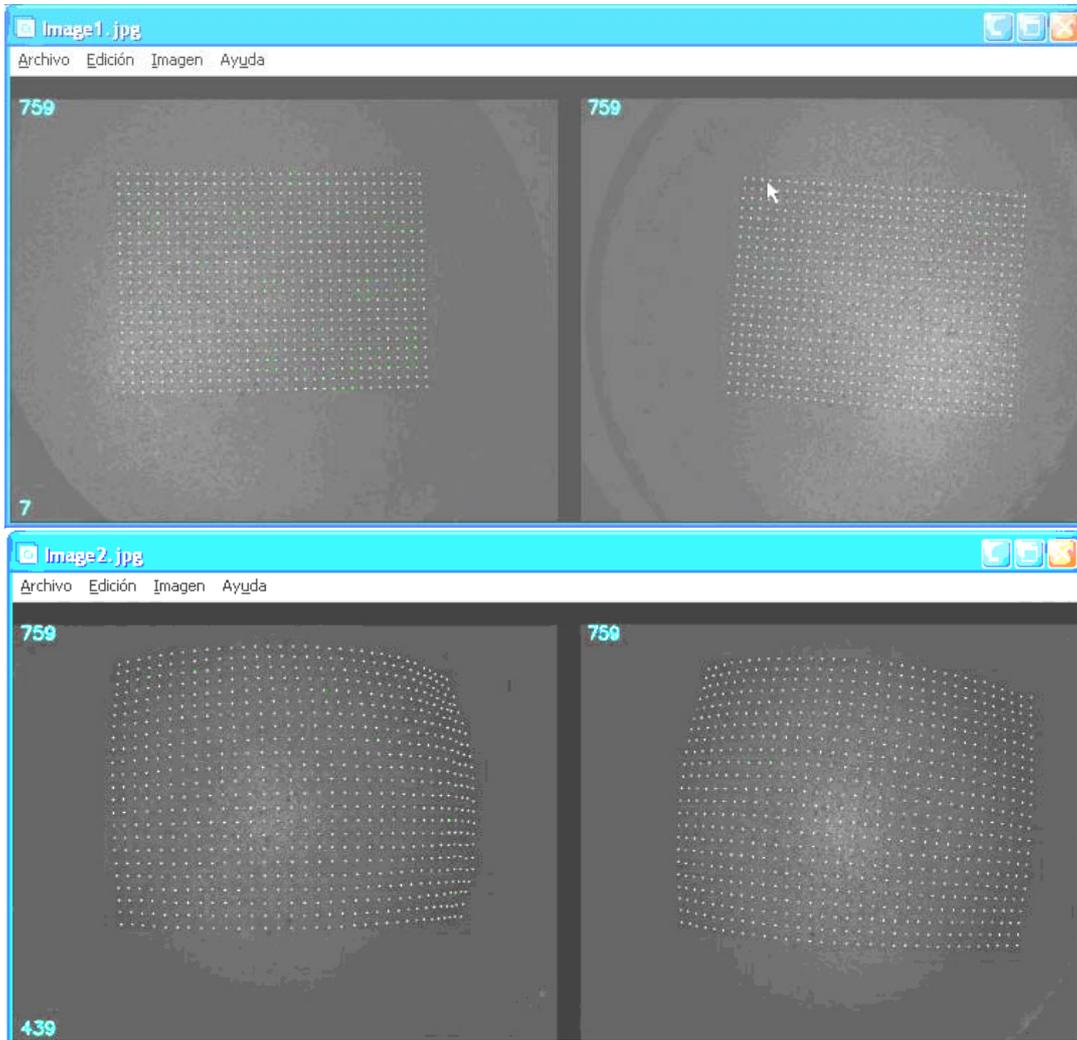


Figura 4.21: Mallado inicial y deformado para cada una de las cámaras.

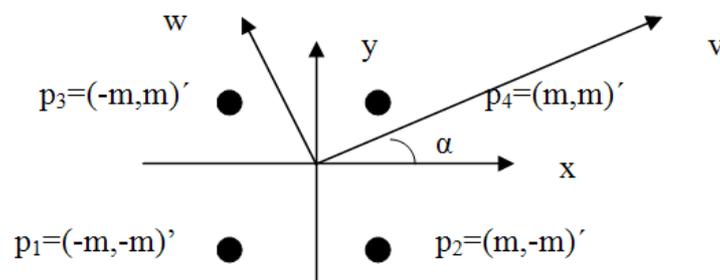


Figura 4.22: Cuadrilátero original y ejes principales de deformación.

Eligiendo un punto inicial (por ejemplo  $p1def$ ) y los puntos a su derecha y arriba (por ejemplo  $p2def$  y  $p3def$ ), es posible calcular el tensor de deformaciones  $\mathbf{D}$  como muestran las ecuaciones (4.17- 4.23).

$$pts1\_def(x, y) = \begin{pmatrix} x_1\_def \\ y_1\_def \end{pmatrix} = D * p_1(x, y) = \begin{pmatrix} e_{xx} & e_{xy} \\ e_{yx} & e_{yy} \end{pmatrix} * \begin{pmatrix} -1 \\ -1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -e_{xx} - e_{xy} \\ -e_{yx} - e_{yy} \end{pmatrix} \quad (4.17)$$

$$pts2\_def(x, y) = \begin{pmatrix} x_2\_def \\ y_2\_def \end{pmatrix} = D * p_1(x, y) = \begin{pmatrix} e_{xx} & e_{xy} \\ e_{yx} & e_{yy} \end{pmatrix} * \begin{pmatrix} 1 \\ -1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} e_{xx} - e_{xy} \\ e_{yx} - e_{yy} \end{pmatrix} \quad (4.18)$$

$$pts3\_def(x, y) = \begin{pmatrix} x_3\_def \\ y_3\_def \end{pmatrix} = D * p_1(x, y) = \begin{pmatrix} e_{xx} & e_{xy} \\ e_{yx} & e_{yy} \end{pmatrix} * \begin{pmatrix} -1 \\ 1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -e_{xx} + e_{xy} \\ -e_{yx} + e_{yy} \end{pmatrix} \quad (4.19)$$

$$e_{xx} = (x_1\_def - x_2\_def) / 2 \quad (4.20)$$

$$e_{yy} = (y_3\_def - y_1\_def) / 2 \quad (4.21)$$

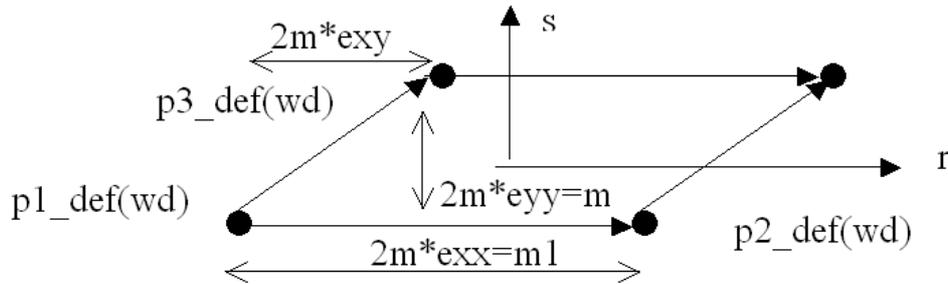
$$e_{yx} = (y_2\_def - y_1\_def) / 2 \quad (4.22)$$

$$e_{xy} = (x_3\_def - x_1\_def) / 2 \quad (4.23)$$

Sin embargo, los puntos además se trasladan y rotan en el espacio al mismo tiempo que la malla, por lo tanto es necesario tener en cuenta esta rotación y traslación, ecuación (4.24).

$$pi\_def(wd) = \begin{pmatrix} R1 & T \\ 000 & 1 \end{pmatrix} * pi\_def(xy) \quad (4.24)$$

Donde  $\tilde{p}$  corresponde a las coordenadas homogéneas de un punto  $p$ . Por lo tanto, la nueva deformación puede calcularse asignando a los puntos el sistema de coordenada  $r, s$ , como muestra la **Figura 4.23**.



**Figura 4.23:** Nuevo sistema de coordenadas tras la rotación y traslación de la imagen.

Los puntos deformados se calculan según la ecuaciones (4.25- 4.27):

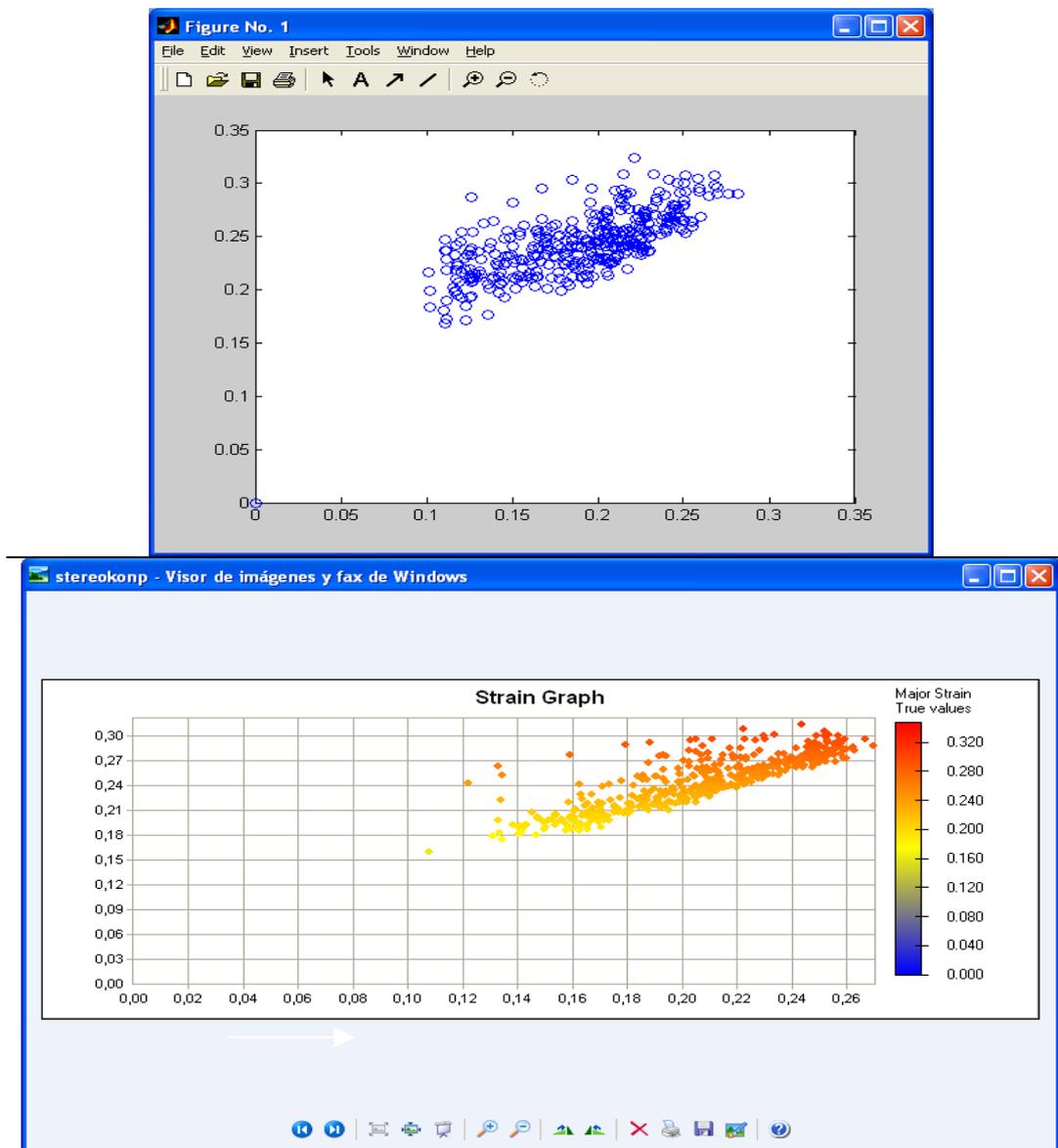
$$pts\_def(x, y) = R1 * R^T * K * R * pts(x, y) = D1 * pts(x, y) \quad (4.25)$$

$$D1 = \begin{pmatrix} |m1|/2 & |m2| * \sin(a) / 2 \\ 0 & |m2| * \cos(a) / 2 \end{pmatrix} \quad (4.26)$$

$$\cos(a) = \frac{(p3\_def - p1\_def)^T * (p2\_def - p1\_def)}{\|p3\_def - p1\_def\| * \|p2\_def - p1\_def\|} \quad (4.27)$$

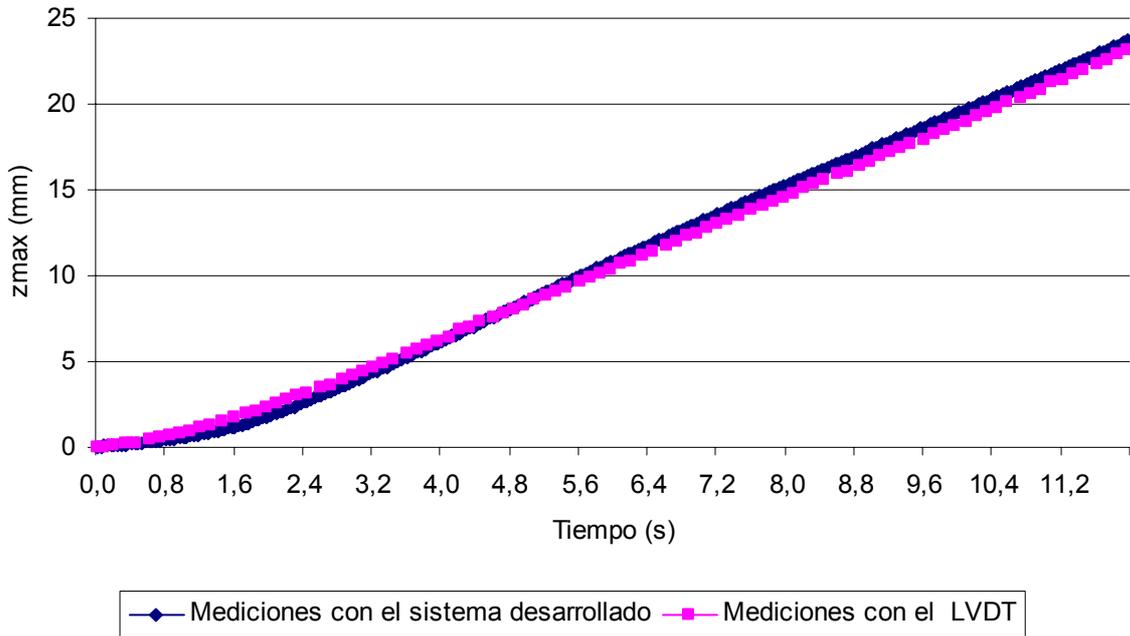
La matriz  $\mathbf{D1} = \mathbf{U} \cdot \mathbf{K} \cdot \mathbf{R}$ , donde  $\mathbf{U}$  y  $\mathbf{R}$  son ortonormales. Por lo tanto,  $\mathbf{K}$  puede calcularse mediante el cálculo de los valores singulares de  $\mathbf{D1}$ . Finalmente las deformaciones reales son calculadas como los logaritmos naturales de los valores de la diagonal de la matriz  $\mathbf{K}$ .

Con el fin de validar el sistema hemos comparado las deformaciones calculadas en la última imagen de un ensayo de expansión libre con los resultados de las mediciones tomadas con otro sistema de cálculo de deformaciones, en este caso estático. La comparación se ha realizado con el programa comercial Phast®, para lo que la pieza ha tenido que mallarse electroquímicamente con una malla rectangular. Los resultados se muestran en la **Figura 4.24** y puede verse que los valores tienen una desviación máxima de un 1%. Por otro lado, también se ha realizado una comparación de la altura de la pieza en el tiempo utilizando para ello un captador de deformaciones, *Linear Variable Differential Transformer (LVDT)*. Los resultados se muestran en la **Figura 4.25** y también reflejan una desviación de sólo un 2,5%. Por lo tanto el sistema desarrollado queda validado.



**Figura 4.24:** Deformaciones calculadas con el sistema desarrollado (arriba) y con Phast (abajo).

### Evolución de la altura del bulbo



### Evolución de la altura del bulbo

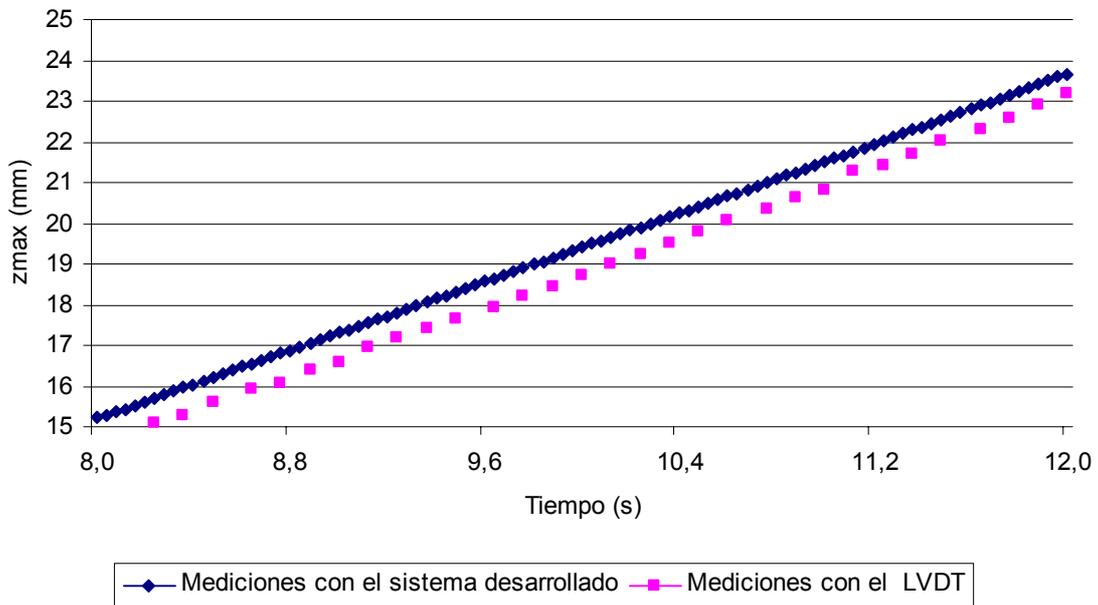


Figura 4.25: Altura del bulbo calculada y medida con el LVDT.

En este capítulo se recogen los aspectos relativos al diseño y puesta a punto de una instalación de hidroconformado de chapa a temperaturas medias complementado con un sistema de medición de deformaciones óptico.

En cuanto al prototipo de hidroconformado de chapa, se ha fabricado un sistema mecánico de cierre mediante cuñas de superficie inclinada que asegura el correcto cierre de los moldes a lo largo del ciclo de conformado. El sistema hidráulico diseñado para proporcionar fluido caliente presurizado presenta la ventaja de utilizar elementos comerciales frente a los sistemas previamente existentes. El fluido seleccionado es el Dynalene 600 con una temperatura máxima de uso de 288 °C. Se han empleado un grupo de aceite convencional, un intensificador de 700 bar de presión, un atemperador convencional y un grupo de agua de 120 litros de capacidad. El diseño de los moldes permite un fácil cambio de la huella. Por otro lado, para garantizar un buen control del proceso se han empleado un autómata OMRON CQM1H-CPU21 y una tarjeta de control de ejes tipo VT-HACD-2 de la casa Bosch-Rexroth.

Respecto al sistema de medición de deformaciones óptico se ha diseñado un modelo de calibración de cámaras novedoso que incluye la refracción debido a la colocación de una ventana de protección. El método de cálculo de deformaciones ha quedado validado por un lado mediante la comparación de los resultados estáticos con el programa comercial Phast. Por otro lado, los resultados dinámicos han sido satisfactorios tras la comparación de la evolución de la altura de la chapa en un ensayo de expansión libre con las mediciones tomadas con un LVDT.



## **Capítulo 5:**

### **Experimentación**



## 5 Experimentación

En este capítulo se recogen los trabajos realizados para la caracterización experimental de los procesos de hidroconformado de chapa a temperaturas moderadas.

Por un lado, se presenta la caracterización biaxial de las aleaciones de aluminio AA5754 y AA6082 bajo diferentes condiciones de temperatura y velocidades de deformación. Esta caracterización se ha llevado a cabo mediante ensayos de expansión libre hasta la rotura de una geometría circular y dos elípticas.

Por otro lado, se ha elegido una pieza de geometría severa que presenta una transición de una forma cilíndrica a otra triangular con el fin de evaluar las mejoras de conformabilidad obtenidas al incluir la temperatura como nueva variable en el proceso de hidroconformado de chapa de aleaciones de aluminio.

### 5.1 Caracterización biaxial de material

En general, en los procesos de conformado de chapa el material se ve sometido a estados de tensión biaxiales [SLO 04]. Por lo tanto, es esencial comprender el comportamiento del material bajo estas condiciones.

En este apartado se describen, en primer lugar, los ensayos de expansión libre o *bulge test* utilizados para la caracterización biaxial, bajo diferentes condiciones de temperatura y velocidades de deformación, de las aleaciones de aluminio estudiadas. La caracterización se ha llevado a cabo en la instalación experimental descrita en el Capítulo 4, empleando tanto la máquina de hidroconformado de chapa en caliente como el sistema automático de medición de deformaciones.

En segundo lugar, se presentan las curvas tensión-deformación obtenidas partiendo de los resultados de los ensayos de *bulge test* y el método analítico empleado para el cálculo de dichas curvas. Igualmente se ha realizado un estudio comparativo con respecto a las curvas tensión-deformación obtenidas mediante caracterización uniaxial convencional en el Capítulo 3 “Caracterización de aleaciones de aluminio en caliente”.

En tercer lugar, y a partir de la medición de las deformaciones realizadas en los ensayos de *bulge test*, se describe el método para la obtención de los diagramas límites de conformado de las aleaciones de aluminio estudiadas. De igual modo, se presentan los resultados, que pueden ser utilizados como un criterio de rotura para los materiales y condiciones de velocidad de deformación y temperatura estudiadas.

La caracterización biaxial se ha realizado para las aleaciones AA5754H111 y para la AA6082O. Tras la caracterización uniaxial, presentada en el Capítulo 3 “Caracterización de aleaciones de aluminio en caliente”, y al constatar la reducida mejora obtenida en la capacidad de deformación de la aleación AA6082T6 al incluir la temperatura como variable de estudio, se ha considerado que no tiene sentido intentar conformar esta aleación en estado T6, y por ello no se ha incluido en los trabajos presentados en este capítulo.

#### 5.1.1 Ensayo de expansión libre o *bulge test*

La conformabilidad de un material bajo estado de tensiones biaxial puede ser determinada mediante la utilización del ensayo de expansión libre o *bulge test*. La **Figura 5.1** muestra el esquema del ensayo *bulge test*. Una chapa plana uniforme se coloca bajo una matriz con una apertura circular o elíptica y es firmemente sujeta en su perímetro. Una presión hidrostática es aplicada en su superficie inferior haciendo que el material se expanda hacia la apertura de la matriz superior. De este modo se disminuye el espesor del material hasta que rompe. Se utilizan matrices elípticas de diferente relación entre el eje mayor y menor, con el fin de obtener diferentes estados de deformación.

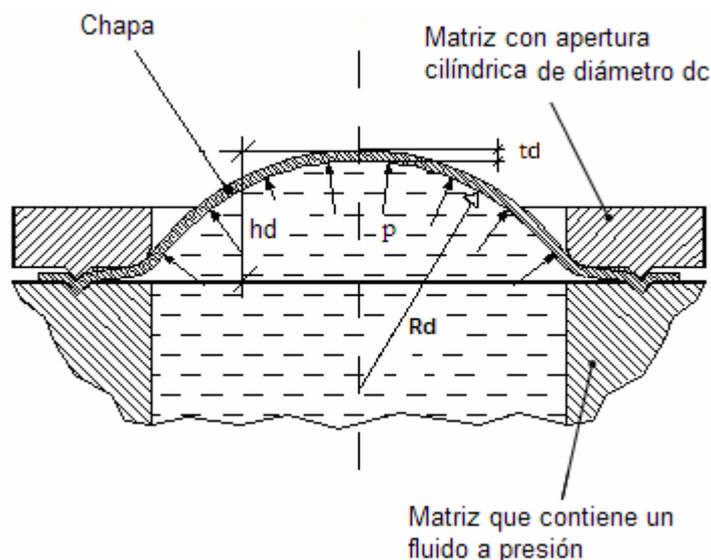


Figura 5.1.: Esquema del ensayo de *bulge test* [SIE 03].

Una de las ventajas principales de este ensayo es que es posible obtener mayores deformaciones antes de llegar a la inestabilidad del material frente a los ensayos de caracterización biaxial convencionales, como por ejemplo el ensayo *Nakazima*. Esto es debido a se elimina la fricción entre herramienta y chapa, debido a que el fluido presurizado sustituye al punzón metálico utilizado en los ensayos *Nakazima*. El *bulge test* es un test de gran relevancia en el caso del hidroconformado, ya que es el que más se acerca al proceso real.

### 5.1.2 Metodología de ensayo

En el caso del prototipo utilizado en Mondragón Unibertsitatea para el ensayo *bulge test* de chapa, los datos más relevantes de las geometrías son:

- Diámetro matriz ( $d_m$ ): 120mm.
- Radio de redondeo de la matriz ( $r_m$ ): 10mm.

Antes de comenzar con el ensayo es necesario realizar la preforma en la chapa. Se trata de un disco de diámetro 138mm con un nervio de freno de sección triangular (“diente”) cuyo detalle se muestra en la **Figura 5.2**. Esta se ha realizado mediante el utillaje preparado para tal fin en una prensa hidráulica de 150Tn. El conformado de esta preforma tipo diente es el que por un lado da estanqueidad al sistema y por otro el que evita la alimentación de la chapa durante el ensayo impidiendo que el material de los bordes de la chapa fluya hacia la zona presurizada. El ensayo *bulge test* debe ser un ensayo de estirado de material, por lo tanto es importante que el material no fluya desde la zona periférica del recorte inicial hacia en interior de la cavidad.

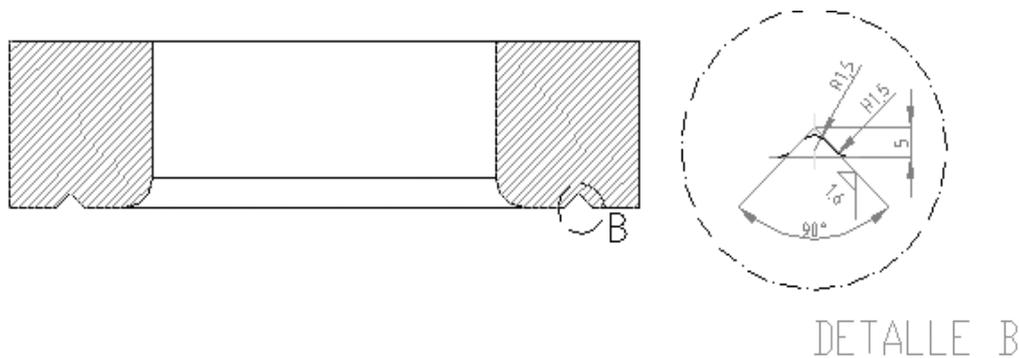
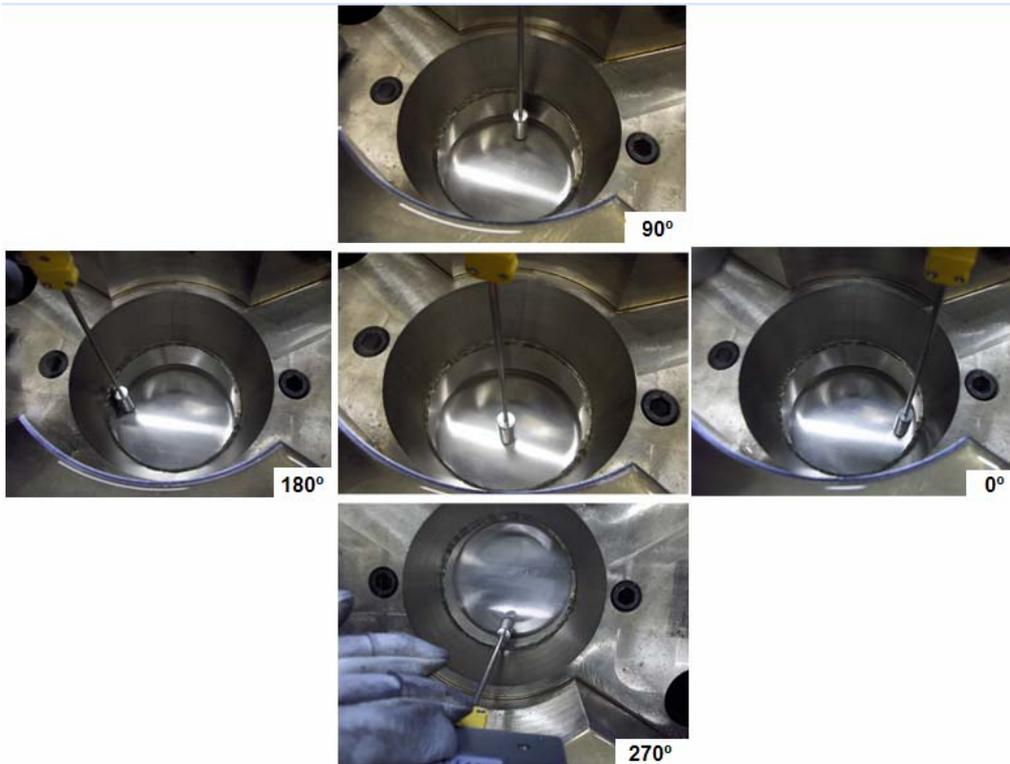


Figura 5.2. Detalle del nervio de freno.

La probeta se calienta en contacto con las herramientas y el fluido que circula por la cavidad interior. Una vez alcanzada la temperatura de ensayo deseada se comprueba el gradiente de temperatura entre la parte central y periférica de la chapa como puede apreciarse en la **Figura 5.3**. Se miden las temperaturas en el centro de la chapa y en cuatro puntos a noventa grados entre ellos de la zona periférica de la chapa. Los resultados muestran un gradiente de 15°C aproximadamente en el peor de los casos (correspondiente a los ensayos realizados a 250°C). Finalmente, se lleva a cabo la presurización del fluido haciendo expandir al material. La chapa se deforma hasta un valor de presión en el que rompe el material.



**Figura 5.3.** Puntos de control para la medición del gradiente existente en la pieza antes del ensayo.

### 5.1.3 Obtención de las curvas tensión deformación

En un material dado, se conoce como ley de comportamiento del material a la relación entre los esfuerzos a que se somete y las deformaciones generadas bajo dichas sollicitaciones. Este comportamiento del material viene descrito por la curva tensión-deformación. Como es bien sabido, el ensayo de tracción permite determinar la curva tensión-deformación de un material bajo una sollicitación uniaxial. Dicha curva es la propiedad fundamental cuando se quiere simular numéricamente el comportamiento del material. No obstante, el material no responde de la misma manera cuando el estado tensional al que se ve sometido deja de ser uniaxial. En hidroconformado, por ejemplo, el estado tensional más frecuente es biaxial. Por esta razón, la determinación de la curva tensión-deformación en sollicitaciones biaxiales es clave para la correcta descripción del comportamiento de material en hidroconformado de chapa.

El ensayo *bulge test* ya ha sido previamente utilizado para la obtención de curvas tensión-deformación, mostrando en general que la conformabilidad del material aumenta en estado biaxial de tensiones con respecto al estado uniaxial [ATK 97, SIE 03, GUT 04, DZI 07, SMI 07, DIE 08, SLO 08].

En este apartado se utilizan los métodos de Hill y Chakrabarty y Alexander (C&A) para obtener las curvas tensión-deformación de los materiales bajo un estado de tensiones biaxial. En resumen, Hill propuso un método analítico para obtener el estado de tensiones en la parte alta del bulbo partiendo de los datos de altura del bulbo y presión generada en cada instante de tiempo [HIL 50]. Chakrabarty y Alexander mejoraron el método considerando el endurecimiento

por deformación del material [CHA 70]. El Anexo IV explica en detalle ambos métodos analíticos. Resumiendo ambos desarrollos analíticos, las ecuaciones utilizadas para el cálculo de la tensión y deformación equivalente son las mismas (ecuaciones (5.1) y (5.2)). Sin embargo, se diferencian en el modo de calcular el espesor de la chapa en cada instante (ecuaciones (5.3) y (5.4)):

$$\bar{\sigma} = \frac{pR_d}{2t_d} \quad (5.1)$$

$$\bar{\varepsilon} = \left| \ln\left(\frac{t_d}{t_o}\right) \right| \quad (5.2)$$

Espesor según Hill:

$$t_d = t_0 \left( \frac{1}{1 + \left( \frac{2h_d}{d_c} \right)^2} \right)^2 \quad (5.3)$$

Espesor según C&A:

$$t_d = t_0 \left( \frac{1}{1 + \left( \frac{2h_d}{d_c} \right)^2} \right)^{2-n} \quad (5.4)$$

Donde  $R_d$  es el radio de la superficie esférica,  $p$  es la presión interna generada en cada instante,  $t_d$  es el espesor de la chapa en cada instante,  $t_o$  es el espesor inicial de la chapa,  $h_d$  es la altura del bulbo en cada instante,  $d_c$  es el diámetro de la cavidad cilíndrica de la matriz y  $n$  es el coeficiente de endurecimiento del material.

Por lo tanto, la ley de comportamiento del material se ha calculado partiendo de los datos de altura del bulbo y presión en cada instante. Tradicionalmente la evolución de la altura del bulbo se ha medido mediante captadores de posición tipo LVDT. En nuestro caso, esta medición se ha estimado por el sistema de estereovisión desarrollado a lo largo de este trabajo y descrito en el Capítulo 4 "Instalación experimental".

Los experimentos de expansión libre de chapa se han llevado a cabo a 25 °C y a 250 °C y aplicando curvas de presión programadas con pendientes lineales de 4 bar/s y de 8 bar/s respectivamente, con el fin de lograr diferentes velocidades de deformación.

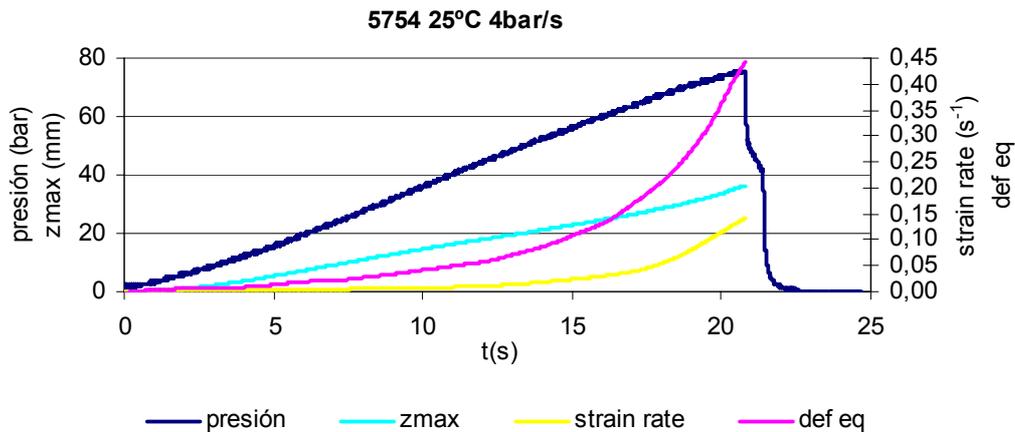
Como ha podido observarse en la ecuación (5.1), la tensión equivalente es proporcional al radio de la superficie esférica que se está conformando. Esto lleva a que al comienzo del ensayo la tensión calculada sea infinita, debido a que una chapa plana tiene un radio de curvatura infinito. Es por esto que, hasta que la chapa no tiene un radio lo suficientemente pequeño, el modelo no ha mostrado el comportamiento del material. Por lo tanto, únicamente se tomará en cuenta la parte ascendente de la curva en los ensayos. A continuación se muestran las curvas tensión-deformación calculadas según los modelos de Hill y de C&A.

En todos los ensayos se ha registrado la presión en cada instante y se han calculado, con el sistema de mediciones óptico desarrollado en esta tesis, la deformación equivalente, la velocidad de deformación o *strain rate* y la altura del bulbo.

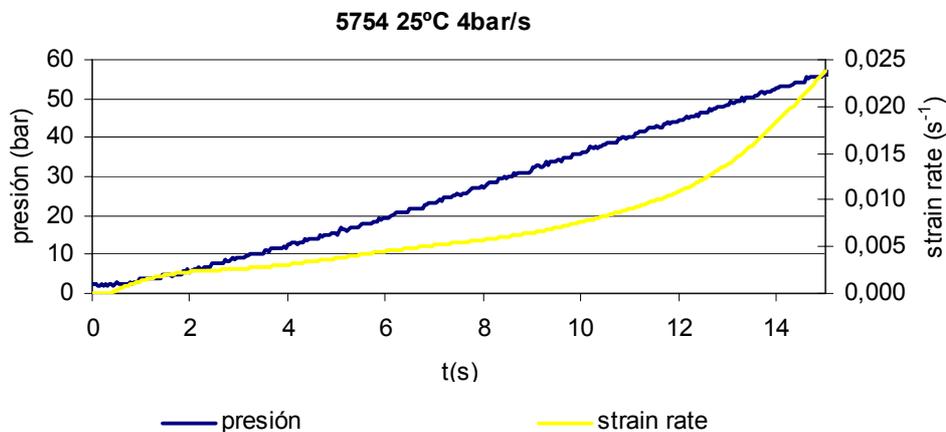
### 5.1.3.1 Curvas tensión deformación de la aleación 5754H111

#### Resultados a 25 °C

La **Figura 5.4** expone los resultados a 4 bar/s y 25 °C para la aleación AA5754 H111. Podemos observar una zona de velocidad de deformación inicial que crece lentamente antes de que aumente rápidamente hasta valores de  $0,15 \text{ s}^{-1}$ . La **Figura 5.5** representa a mayor escala la fase inicial del ensayo (hasta aproximadamente 50 bar de presión) donde puede observarse que los valores iniciales de velocidad de deformación aumentan hasta  $0,02 \text{ s}^{-1}$ . Como puede observarse en la **Figura 5.6** y en la **Figura 5.7**, en el ensayo a 8 bar/s, la velocidad de deformación en la fase inicial tiene un valor de hasta  $0,04 \text{ s}^{-1}$  antes del aumento a valores superiores a  $0,2 \text{ s}^{-1}$ . Por lo tanto, las velocidades de deformación son crecientes a medida que se deforma el material y las curvas de presión a 8 bar/s resultan en velocidades de deformación mayores que las curvas a 4 bar/s.



**Figura 5.4.** Resultados para la aleación AA5754H111 a 25 °C y curva de presión de pendiente lineal de 4 bar/s.



**Figura 5.5.** Velocidad de deformación inicial para la aleación AA5754H111 a 25 °C y curva de presión de pendiente lineal de 4 bar/s.

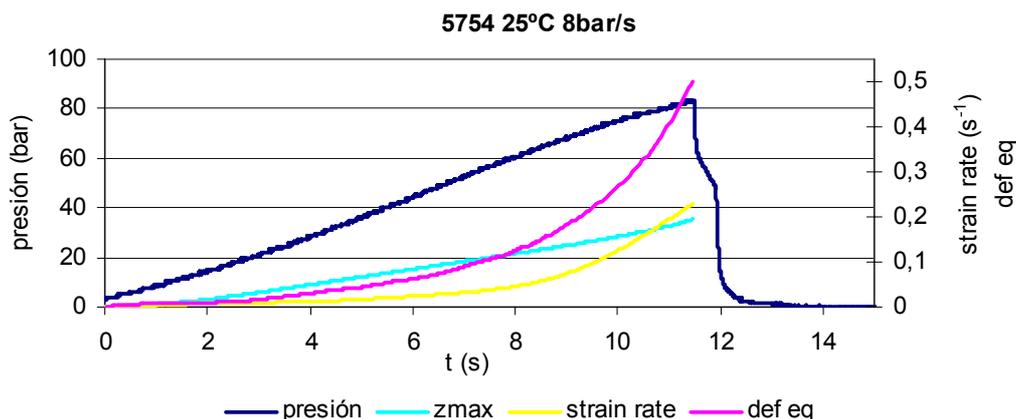


Figura 5.6. Resultados para la aleación AA5754H111 a 25 °C y curva de presión de pendiente lineal de 8 bar/s.

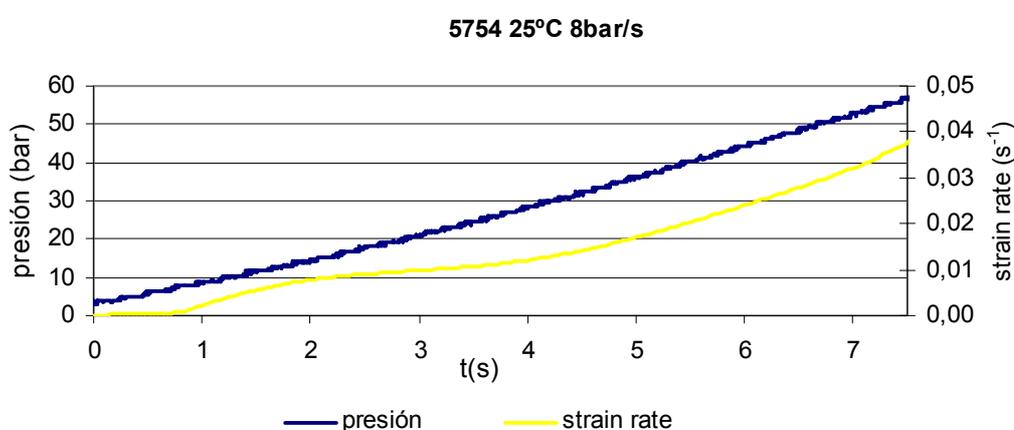
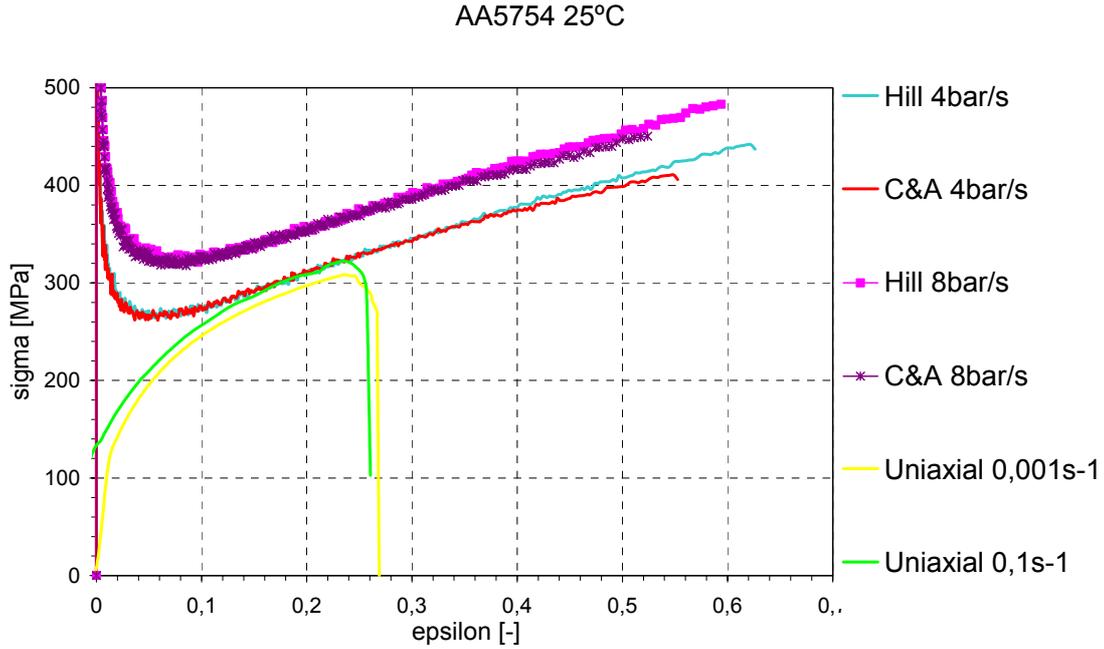


Figura 5.7. Velocidad de deformación inicial para la aleación AA5754H111 a 25 °C y curva de presión de pendiente lineal de 4 bar/s.

La **Figura 5.8** muestra las curvas tensión-deformación obtenidas utilizando tanto el modelo de Hill como el de C&A en los ensayos a 4 bar/s y a 8 bar/s. Para facilitar la comparación, también se reflejan los resultados de la caracterización uniaxial a 25 °C entre  $0,001 s^{-1}$  y  $0,1 s^{-1}$  presentados en el Capítulo 3 “Caracterización de aleaciones de aluminio en caliente”. En dicho intervalo no se ha observado apenas efecto de la velocidad de deformación en los resultados uniaxiales, obteniendo curvas cuyos valores de tensión difieren aproximadamente en un 5%. Por lo tanto, puede considerarse que el efecto de la velocidad de deformación es despreciable entre  $0,001 s^{-1}$  y  $0,1 s^{-1}$ . Sin embargo, las curvas biaxiales a 4 bar/s y a 8bar/s muestran un claro efecto de la velocidad de deformación. La tensión equivalente de las curvas difiere en un valor de aproximadamente un 18%.

Por otro lado, los valores de alargamiento a la rotura calculados mediante los métodos de Hill y C&A son de en torno a un 50-60%. Los resultados son algo mayores para las curvas de presión a 4 bar/s que para las curvas a 8 bar/s. Sin embargo las mediciones de deformación equivalente muestran resultados de un 50% a 8bar/s y de un 45% a 4 bar/s. De todos modos, estos valores se aproximan mucho más a la predicción biaxial que a la uniaxial (con valores de alargamiento a la rotura de en torno a un 25%).

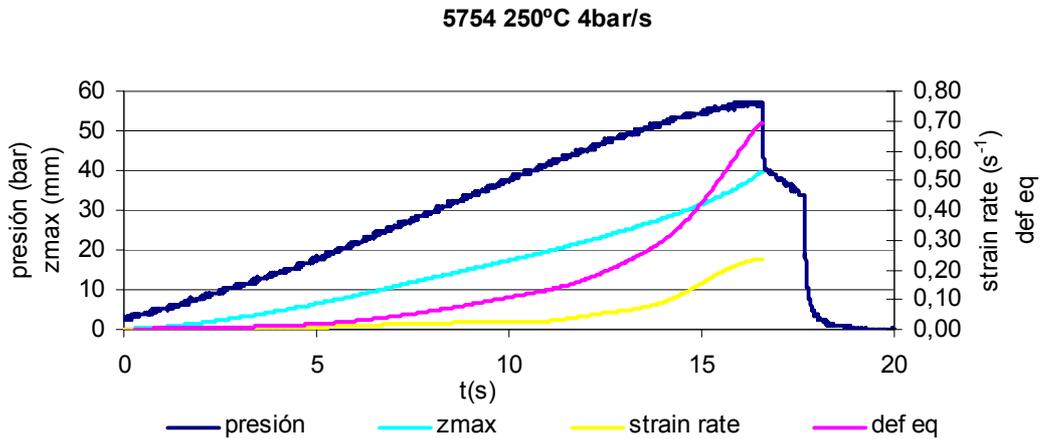
Por lo tanto, a temperatura ambiente los resultados biaxiales han mostrado un claro efecto de la velocidad de deformación que no se daba en la caracterización uniaxial. Además de esto, se ha comprobado que las deformaciones capaces de soportar el material llegan a doblar los valores uniaxiales y los modelos de Hill y de C&A los calculan aproximadamente.



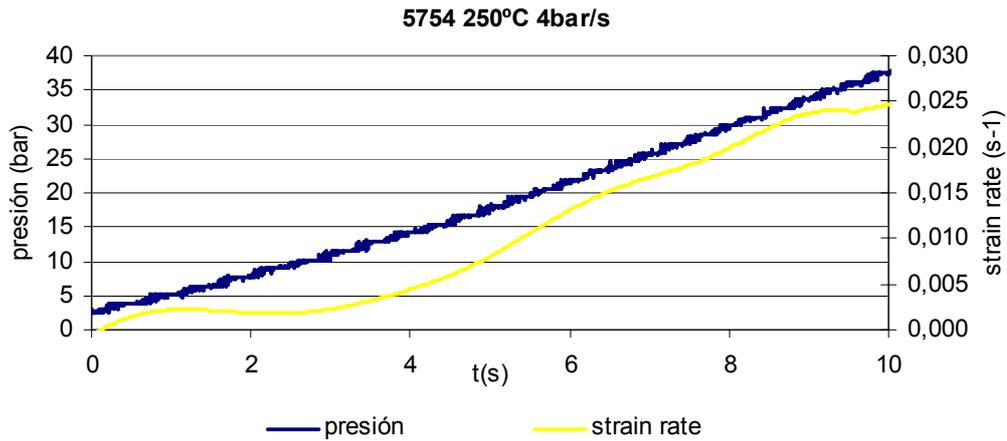
**Figura 5.8.** Curvas tensión-deformación para la aleación AA5754H111 obtenidas a 25 °C mediante caracterización uniaxial y biaxial.

Resultados a 250 °C

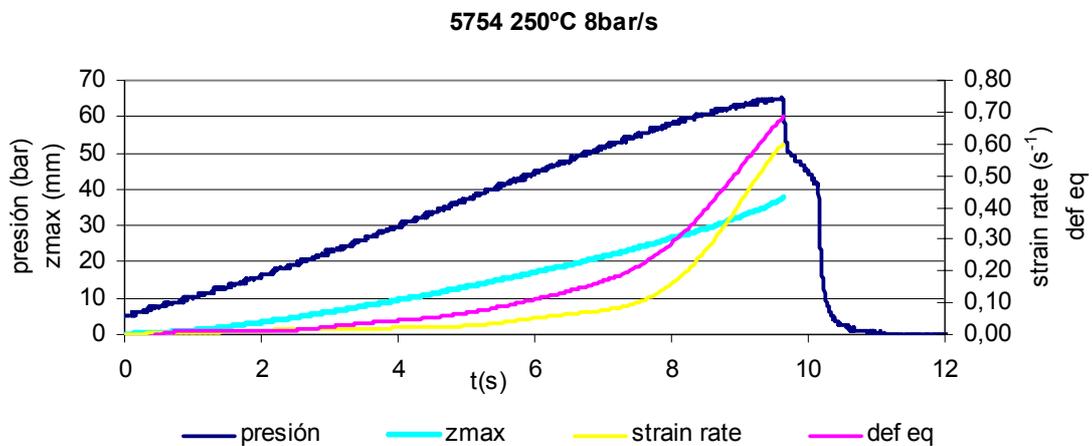
La **Figura 5.14**, la **Figura 5.15**, la **Figura 5.11** y la **Figura 5.12** exponen los resultados registrados y calculados a 250 °C para la misma aleación. En este caso la velocidad de deformación toma valores de hasta  $0,23 \text{ s}^{-1}$  a 4 bar/s y de hasta  $0,6 \text{ s}^{-1}$  a 8 bar/s. Es decir, que la diferencia entre las velocidades de deformación (medidas para cada curva de presión) es mayor que a temperatura ambiente.



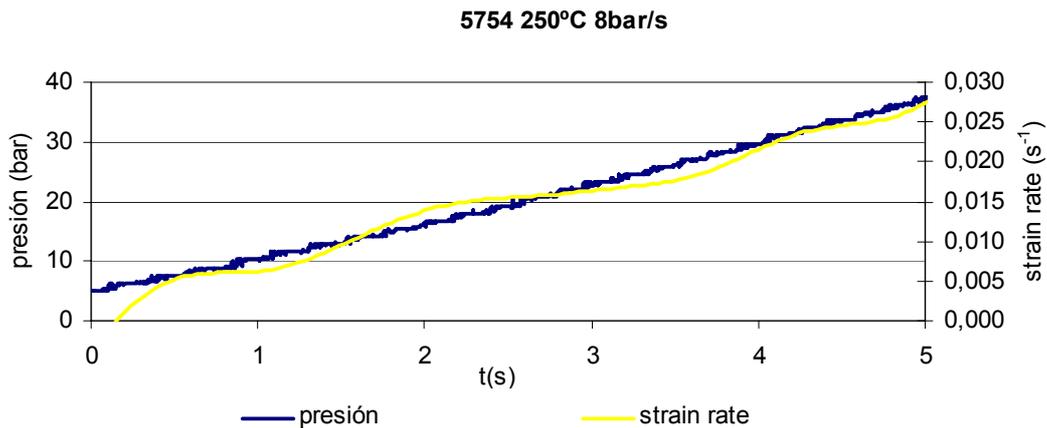
**Figura 5.9.** Resultados para la aleación AA5754H111 a 250°C y curva de presión de pendiente lineal de 4bar/s.



**Figura 5.10.** Velocidad de deformación inicial para la aleación AA5754H111 a 250 °C y curva de presión de pendiente lineal de 4 bar/s.



**Figura 5.11.** Resultados para la aleación AA5754H111 a 250 °C y curva de presión de pendiente lineal de 8 bar/s.



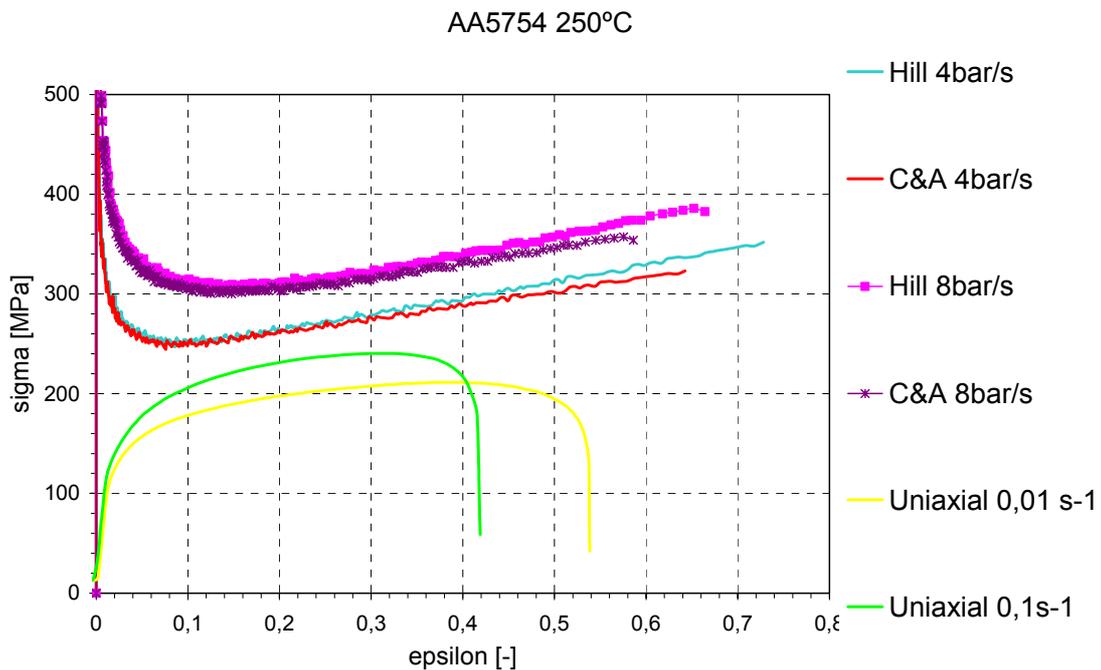
**Figura 5.12.** Velocidad de deformación inicial para la aleación AA5754H111 a 250 °C y curva de presión de pendiente lineal de 8 bar/s.

La **Figura 5.13** muestra las curvas tensión-deformación a 4 bar/s y a 8bar/s obtenidas calculadas por los modelos de Hill y C&A. También se reflejan los resultados de la caracterización uniaxial a 250 °C entre  $0,01 \text{ s}^{-1}$  y  $0,1 \text{ s}^{-1}$ . En dicho intervalo se ha observado efecto de la velocidad de deformación, obteniendo curvas cuyos valores de tensión difieren aproximadamente en un 10%. Las curvas biaxiales a 4 bar/s y las biaxiales a 8 bar/s también

muestran un claro efecto de la velocidad de deformación. La tensión equivalente de las curvas difiere en un valor aproximado de un 20%.

Por otro lado, los valores de alargamiento a la rotura calculados mediante los métodos de Hill y C&A son de en torno a un 60-70%. Los resultados vuelven a ser algo mayores para las curvas de presión a 4 bar/s que para las curvas a 8 bar/s. En este caso, las mediciones de deformación equivalente se aproximan mucho y muestran resultados de un 70% para ambas curvas de presión.

Por lo tanto, a 250°C los resultados biaxiales han mostrado un claro efecto de la velocidad de deformación que también se daba en la caracterización uniaxial. Además, igual que a temperatura ambiente, se ha comprobado que las deformaciones capaces de soportar el material son considerablemente mayores que los valores uniaxiales y los modelos de Hill y de C&A los calculan aproximadamente.



**Figura 5.13.** Curvas tensión-deformación para la aleación 5754H111 obtenidas a 250 °C mediante caracterización uniaxial y biaxial.

Se ha observado otra diferencia en el comportamiento biaxial respecto al uniaxial a las dos temperaturas estudiadas (25 °C y 250 °C). El comportamiento del material bajo estado de tensión uniaxial muestra un pequeño ablandamiento del material o *softening*. Es decir, la tensión crece al inicio de la curva mientras que decrece a partir del punto de tensión máxima al final de la curva. Sin embargo, el comportamiento biaxial no muestra ningún ablandamiento del material. Esto puede ser debido a que en el ensayo uniaxial se establece una velocidad de desplazamiento entre mordazas constante, lo que resulta en una disminución de los esfuerzos necesarios para deformar el material. Sin embargo en las pruebas biaxiales realizadas lo que se establece es la curva de presión. Esta curva resulta en velocidades de deformación crecientes, y debido al endurecimiento del material, el esfuerzo necesario para deformar el material es cada vez mayor hasta darse la rotura instantánea de la chapa.

### 5.1.3.2 Curvas tensión deformación de la aleación 6082O

#### Resultados a 25 °C

La **Figura 5.14** enseña los resultados a 25 °C para la aleación AA6082O. Podemos observar una zona de velocidad inicial que crece lentamente antes de que aumente rápidamente hasta valores de hasta 0,25 s<sup>-1</sup> en el caso de la presión aplicada a 4bar/s. La **Figura 5.15** representa

a mayor escala la fase inicial del ensayo (hasta aproximadamente 40 bar de presión) donde puede observarse que los valores iniciales de velocidad de deformación aumentan hasta  $0,02 \text{ s}^{-1}$ . Como puede observarse en la **Figura 5.16** y en la **Figura 5.17**, en el ensayo a 8 bar/s, la velocidad de deformación en la fase inicial tiene un valor de hasta a  $0,028 \text{ s}^{-1}$  antes del aumento a valores superiores a  $0,3 \text{ s}^{-1}$ . Por lo tanto, la tendencia se repite respecto a los resultados con la aleación AA5754H111: las velocidades de deformación son crecientes y las curvas de presión a 8 bar/s resultan en velocidades de deformación mayores que las curvas a 4 bar/s.

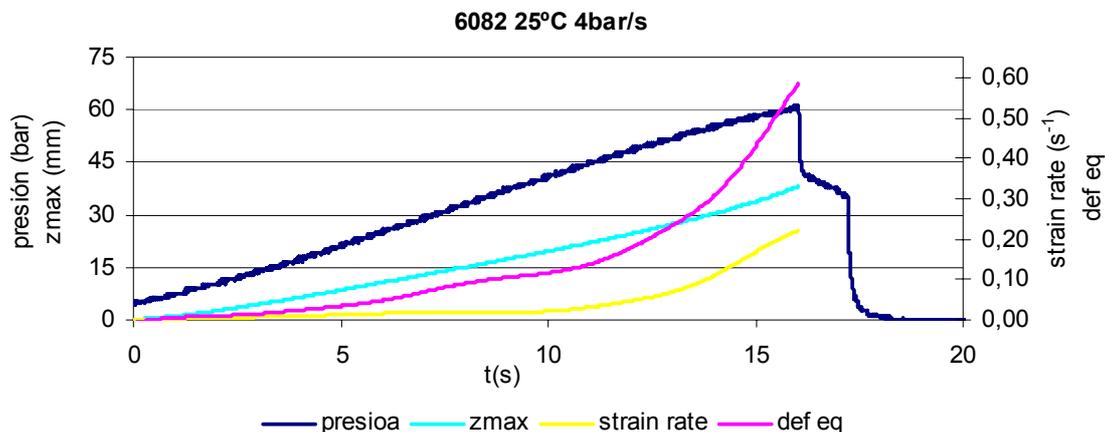


Figura 5.14. Resultados para la aleación AA6082O a 25 °C y curva de presión de pendiente lineal de 4 bar/s.

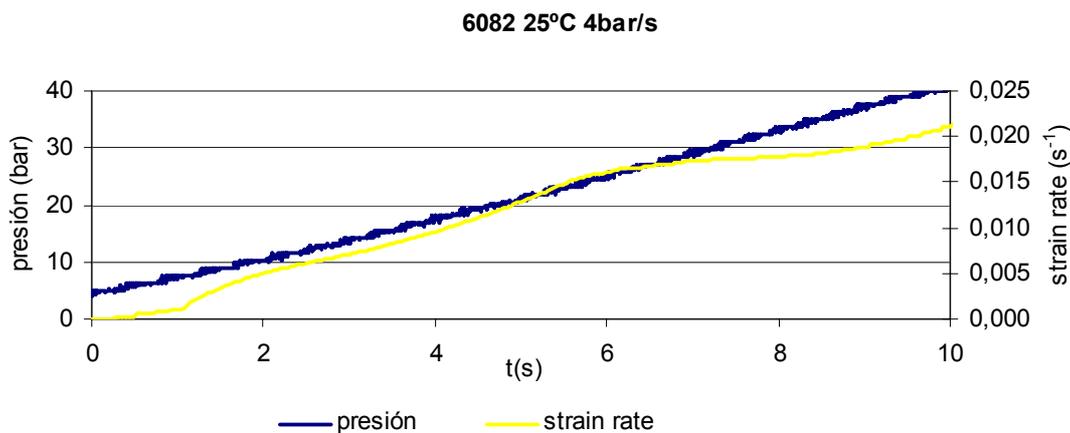


Figura 5.15. Velocidad de deformación para la aleación AA6082O a 25 °C y curva de presión de 4 bar/s.

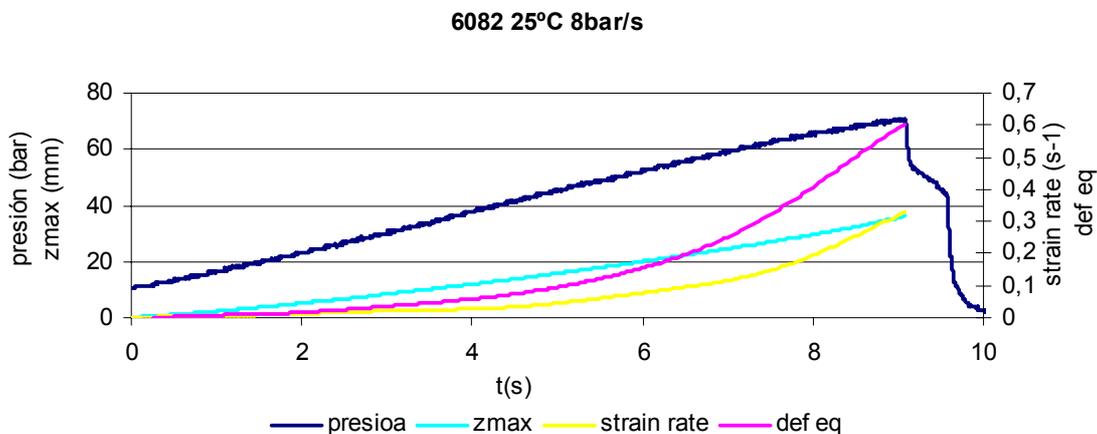


Figura 5.16. Resultados para la aleación AA6082O a 25 °C y curva de presión de pendiente lineal de 8 bar/s

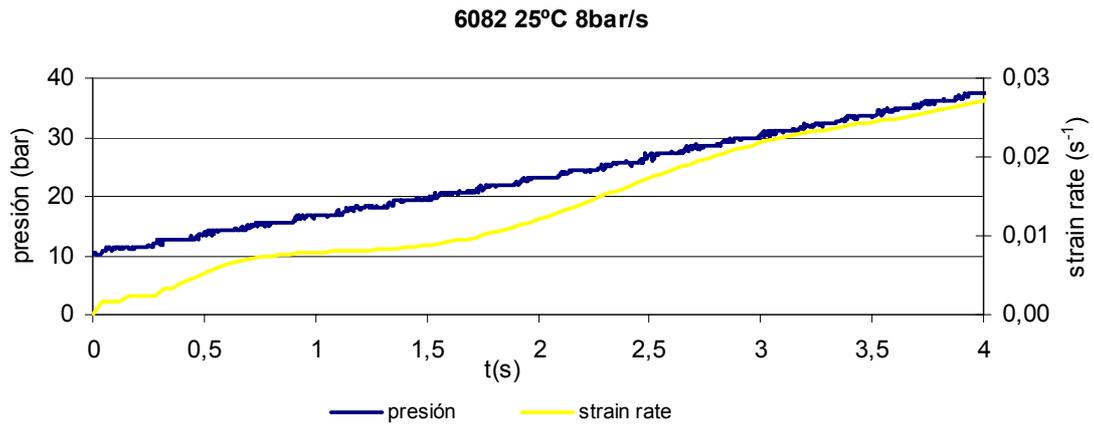


Figura 5.17. Velocidad de deformación para la aleación AA6082O a 25 °C y curva de presión de 8 bar/s.

La **Figura 5.18** muestra las curvas tensión-deformación a 4 bar/s y a 8 bar/s calculadas y los resultados de la caracterización uniaxial a 25 °C en el rango entre 0,01 s<sup>-1</sup> y 0,1 s<sup>-1</sup>. En dicho intervalo no se ha observado efecto de la velocidad de deformación en la caracterización uniaxial, obteniendo curvas cuyos valores de tensión son similares. Sin embargo, las curvas biaxiales a 4 bar/s y las biaxiales a 8 bar/s muestran un claro efecto de la velocidad de deformación. La tensión equivalente de las curvas difiere en un valor de aproximadamente un 20%.

Por otro lado, los valores de alargamiento a la rotura han sido de en torno a un 60-65% para los modelos de Hill y C&A y han sido algo mayores para las curvas de presión a 4 bar/s que a 8 bar/s. Nuevamente, las mediciones de deformación equivalente reales en los ensayos biaxiales se aproximan mucho con resultados de un 60% para ambas curvas de presión.

Por lo tanto, al igual que para la aleación AA5754H111, a 25°C los resultados biaxiales de la aleación AA6082O han mostrado un claro efecto de la velocidad de deformación que no se daba en la caracterización uniaxial. También se repite que las deformaciones biaxiales son mayores que las uniaxiales.

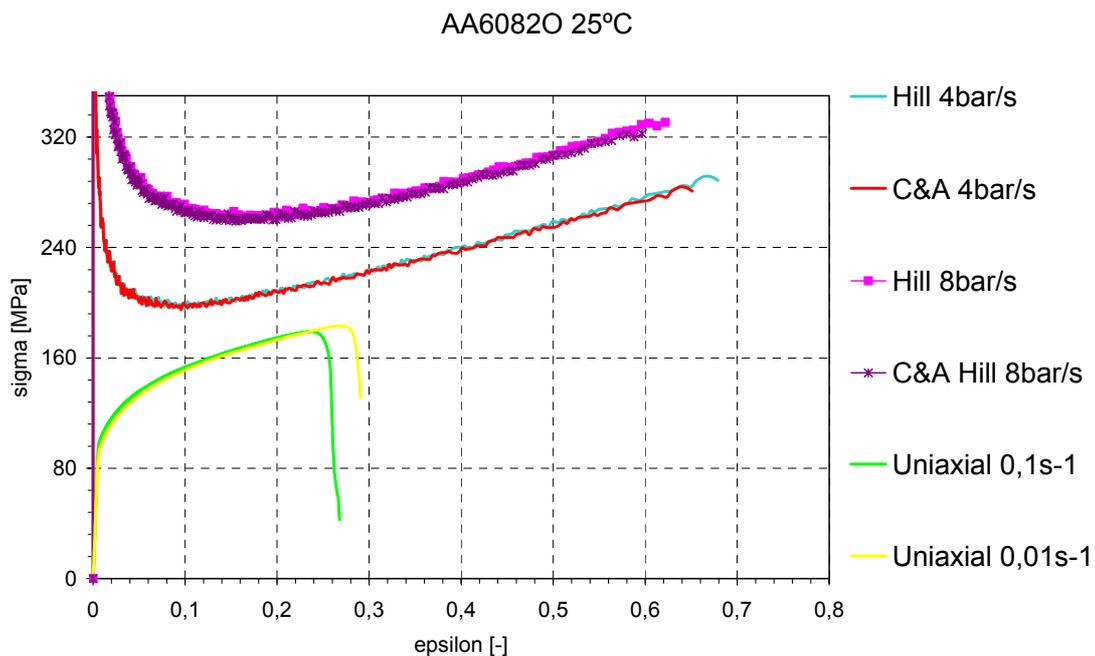
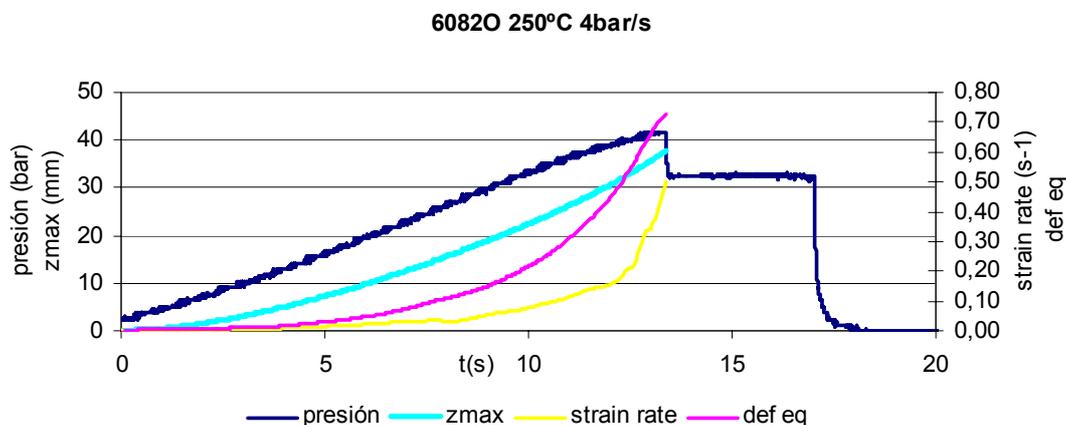


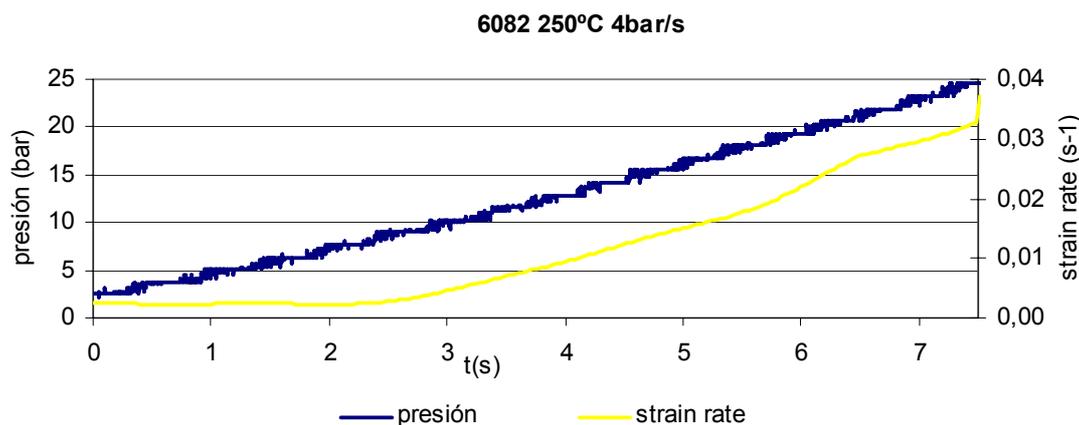
Figura 5.18. Curvas tensión-deformación para la aleación AA6082O obtenidas a 25 °C mediante caracterización uniaxial y biaxial.

Resultados a 250°C

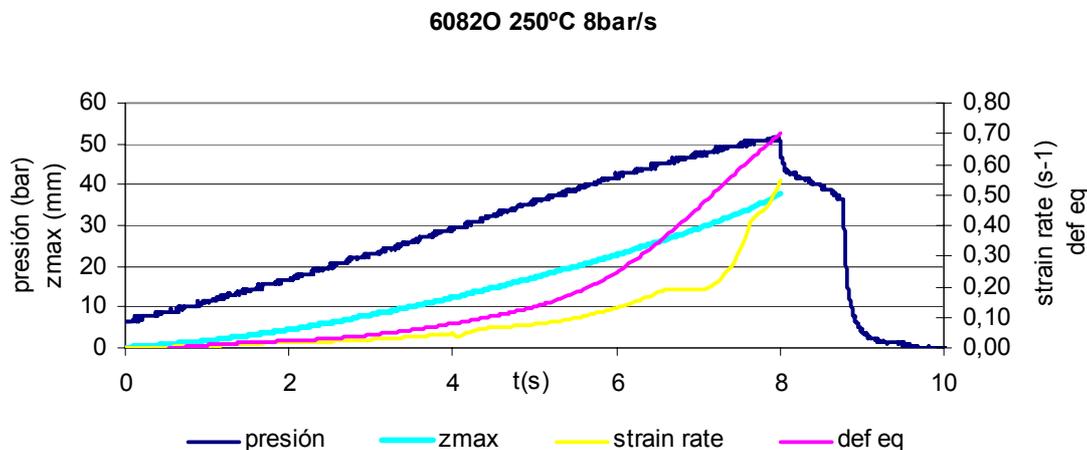
La **Figura 5.19**, la **Figura 5.20**, la **Figura 5.21** y la **Figura 5.22** exponen los resultados registrados y calculados a 250 °C para la misma aleación. En este caso la velocidad de deformación toma valores de hasta 0,5 s<sup>-1</sup> y de 0,55 s<sup>-1</sup> a 4 bar/s y a 8 bar/s respectivamente. La diferencia entre las velocidades de deformación (medidas para cada curva de presión) no es tan significativa como la observada para la aleación AA5754H111 a 250 °C.



**Figura 5.19.** Resultados para la aleación AA6082O a 250 °C y curva de presión de pendiente lineal de 4 bar/s



**Figura 5.20.** Velocidad de deformación para la aleación AA6082O a 250 °C y curva de presión de 4 bar/s.



**Figura 5.21.** Resultados para la aleación AA6082O a 250 °C y curva de presión de pendiente lineal de 8 bar/s.

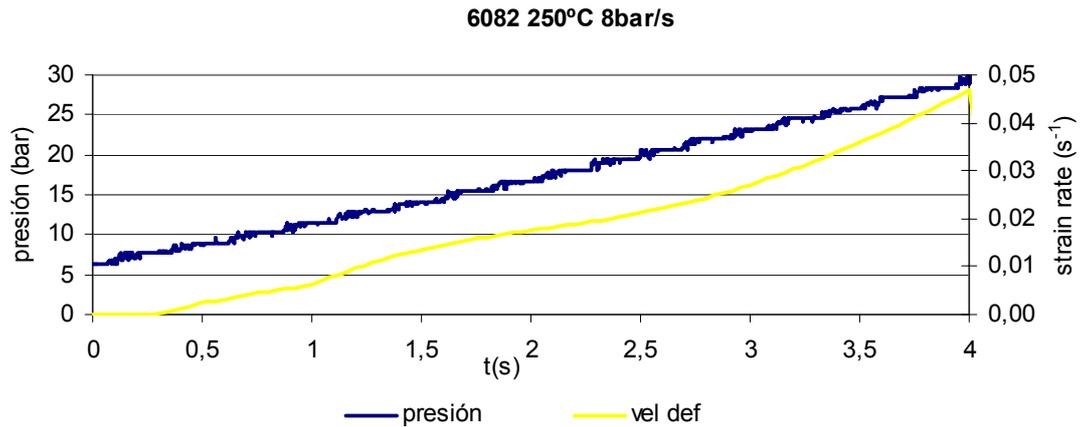


Figura 5.22. Velocidad de deformación para la aleación AA6082O a 250 °C y curva de presión de 4 bar/s.

La **Figura 5.23** muestra las curvas tensión-deformación de los modelos de Hill y C&A y los resultados de la caracterización uniaxial a 250 °C entre 0,01 s<sup>-1</sup> y 0,1 s<sup>-1</sup>. En dicho intervalo se ha observado efecto de la velocidad de deformación en la caracterización uniaxial, obteniendo curvas cuyos valores de tensión difieren aproximadamente en un 20%. Las curvas biaxiales a 4 bar/s y las biaxiales a 8 bar/s también muestran un claro efecto de la velocidad de deformación. La tensión equivalente de las curvas difiere en un valor aproximado de un 25%.

Por otro lado, los valores de alargamiento a la rotura calculados mediante los métodos de Hill y C&A son de en torno a un 65%. En este caso, los resultados son similares para las curvas de presión a 4 bar/s y a 8 bar/s. las mediciones de deformación equivalente se aproximan mucho y muestran resultados de un 70% para ambas curvas de presión.

Por lo tanto, a 250 °C los resultados biaxiales han mostrado un claro efecto de la velocidad de deformación que también se daba en la caracterización uniaxial. Nuevamente los resultados numéricos y reales en cuanto a las deformaciones del material en estado biaxial son mayores que los valores uniaxiales y los modelos de Hill y de C&A los calculan aproximadamente.

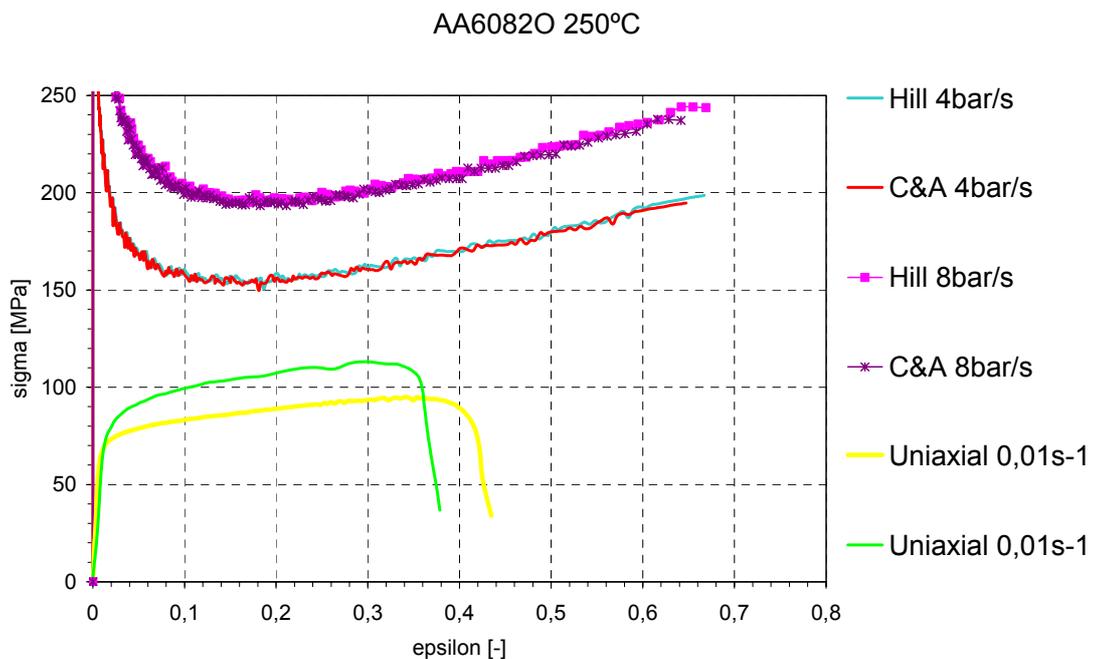


Figura 5.23. Curvas tensión-deformación para la aleación AA6082O obtenidas a 250 °C mediante caracterización uniaxial y biaxial.

Por lo tanto, la caracterización biaxial muestra un comportamiento de material diferente al obtenido mediante la caracterización uniaxial:

- El material es sensible a la velocidad de deformación en todo el rango de temperaturas estudiado cuando es sometido a un estado biaxial de tensiones (en el caso de sollicitación uniaxial, este fenómeno sólo se observa a altas temperaturas). Esta sensibilidad se refleja en el nivel de tensión necesario para deformar el material, el cual aumenta cuando la velocidad de deformación crece. Sin embargo, el efecto de la velocidad de deformación no afecta a los niveles de alargamiento obtenidos.
- El alargamiento obtenido bajo estado de tensiones biaxial es de entre un 60% y un 120% mayor que el obtenido en estado uniaxial.
- El material no presenta ablandamiento o *softening* en estado biaxial de tensiones y sí en estado uniaxial de tensiones para la aleación AA5754H111 a 250 °C. Posiblemente sea debido al método de ensayo biaxial seleccionado que lleva a la rotura instantánea de la chapa.

La caracterización uniaxial produce grandes errores si se quiere predecir el comportamiento biaxial, por lo que habrá que tener en cuenta los resultados de la caracterización biaxial para cualquier cálculo mediante elementos finitos del proceso.

#### 5.1.4 Obtención de diagramas límite de conformado, FLDs

El estado de deformación obtenido en una operación de transformación de chapa puede ser analizado mediante técnicas fundadas en la medición de las distorsiones sufridas por un mallado regular (habitualmente patrones circulares) grabado previamente en la chapa. Al deformarse el material también lo hacen los círculos convirtiéndose en elipses diferentes según el tipo de sollicitación sufrido por cada zona. Con una serie de ensayos se podrían hallar combinaciones de deformación máxima (correspondiente al eje mayor de la elipse) y deformación mínima (perpendicular al eje mayor y correspondiente al eje menor de la elipse) para los cuales se da la estricción o la rotura del material. Estos puntos críticos se pueden representar en una gráfica de deformaciones mayor y menor y obtener el diagrama límite de conformabilidad o *Forming Limit Diagram* (también llamado FLD). Los FLDs cubren estados de deformación que van desde estados de tensión uniaxial hasta estados biaxiales pasando por estados de tensión plana. Este criterio de rotura es el más utilizado y reconocido para el análisis de los procesos de transformación de chapa [LAN 85].

Para la obtención de los puntos críticos del diagrama se realizan una serie de ensayos adicionales a los ensayos de tracción. Los ensayos más empleados son los ensayos Nakazima y los ensayos Jovignot [LAN 85, SSA 98]. En los ensayos Nakazima chapas de diferente ancho son embutidas hasta su rotura mediante un punzón circular. En los ensayos Jovignot la chapa se expande hacia el hueco circular o elíptico de la matriz por la acción de la presión de un líquido en la superficie opuesta.

La **Figura 5.6.** muestra la construcción del FLD tras la realización de ensayos de expansión libre. Como puede observarse, en este caso, se emplean una matriz circular y tres elípticas para obtener diferentes estados de deformación que permitan trazar la curva.

La obtención de FLDs a temperaturas medias debe considerar tanto el efecto de la temperatura como el de la velocidad de deformación. Li *et al.* demostraron que el FLD se desplaza hacia arriba con el aumento de temperatura, por lo que, al calentar el material son posibles mayores niveles de deformaciones [LI 04]. El estudio se realizó con aleaciones de aluminio de las series estudiadas en este trabajo y las aleaciones 5XXX se vieron más afectadas con la temperatura que las aleaciones 6XXX.

Sin embargo, el uso del criterio de rotura mediante el diagrama límite de conformabilidad tiene un inconveniente: al introducir la temperatura y velocidad de deformación como variables, la curva pasa a ser un espacio multidimensional difícil de visualizar. Geiger también presentó los

conceptos de “superficie limite de conformado” y “diagrama limite de conformado diferencial” [PRI 03].

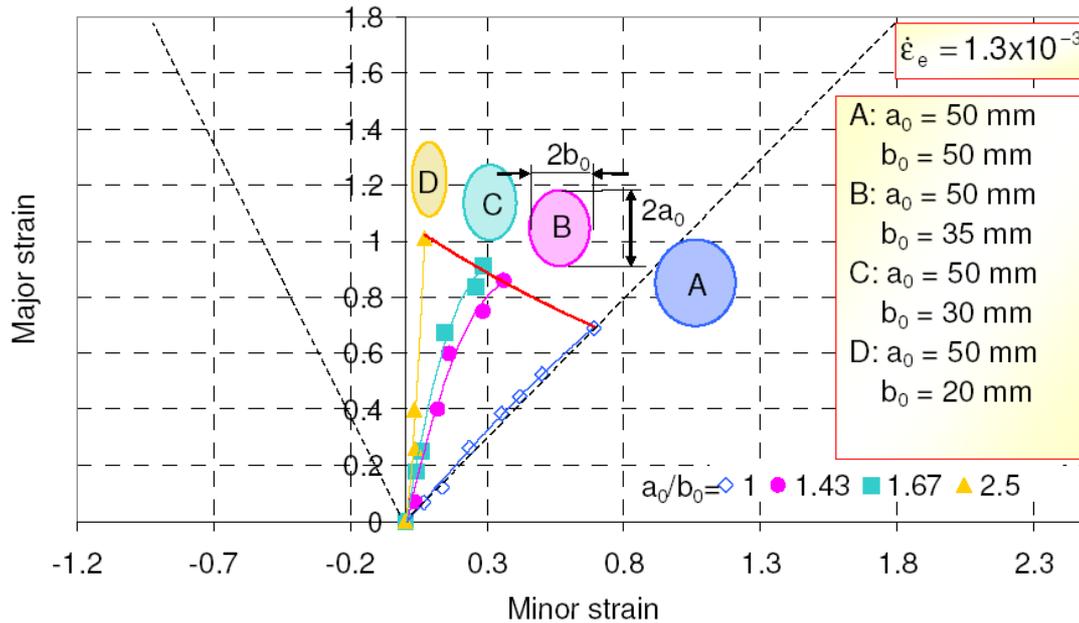


Figura 5.24. FLD de la aleación AA5182 [BAN 05].

La instalación diseñada durante este trabajo es un prototipo cuya función principal es obtener FLDs a diferentes temperaturas y velocidades de deformación, como se ha explicado en el Capítulo 4 “Instalación experimental”. El sistema de calentamiento de fluido y moldes permite el control de la temperatura deseada y el sistema de medición de deformaciones óptico permite la medición de las deformaciones, ambos en tiempo real.

#### 5.1.4.1 Metodología de ensayo

Banabic desarrolló un modelo analítico para la definición de las curvas de presión que resultan en una velocidad de deformación constante en los ensayos de *bulge test* para materiales superplásticos [BAN 05]. Inicialmente se ha realizado el cálculo de curvas de presión necesarias para deformar el material hasta su límite según este método, sin embargo, los niveles de presión predecidos por el modelo no han resultado lo suficientemente elevados como para llegar a los límites del material en la experimentación (ver Anexo V). El modelo de Banabic fue comprobado a velocidades de deformación superplásticas de entre  $1E-03$  y  $1E-06$ , mientras que en nuestro caso el rango de estudio está en torno a  $0,1s^{-1}$  y  $0,5 s^{-1}$ . En cuanto a las temperaturas, Banabic probó su modelo en el rango de  $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ - $450\text{ }^{\circ}\text{C}$ , y en nuestro caso la temperatura máxima es de  $250\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Es posible que estas diferencias lleven a no poder aplicar el método propuesto por este autor.

Con el fin de obtener velocidades de deformación controladas se ha comprobado una estrategia de ensayo donde las curvas de presión a programar se han definido del siguiente modo:

- Comprobar a qué presión rompe la chapa para cada geometría con una curva de presión de pendiente constante.
- Generar una curva de presión que tenga una rampa de pendiente constante hasta un valor de presión de un 10% por debajo de su límite de rotura y mantener la presión constante a dicho valor para seguir deformando la pieza hasta su límite de rotura.

Las curvas de presión seleccionadas tienen una rampa de  $4\text{ bar/s}$  y  $8\text{ bar/s}$  para cada geometría de ensayo y temperatura con el fin de obtener dos velocidades de deformación diferentes y poder analizar el efecto de este parámetro.

La **Figura 5.25** muestra las dimensiones de las tres matrices diseñadas. La **Tabla 5.1** presenta el plan de ensayos diseñado para la determinación de los diagramas FLD.



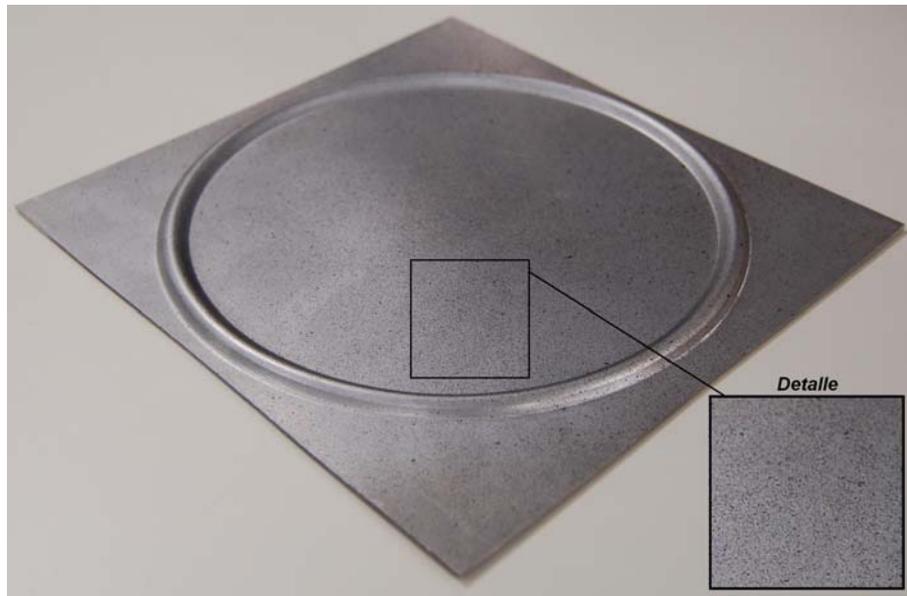
**Figura 5.25.** Geometrías de las matrices seleccionadas para la obtención de diagramas FLD.

ALEACIÓN	TEMPERATURA	GEOMETRÍA	Nº ensayo	RAMPA DE PRESIÓN
5754H111	25°C	Circular	1	4 bar/s
			2	8 bar/s
		Elipse grande	3	4 bar/s
			4	8 bar/s
		Elipse pequeña	5	4 bar/s
			6	8 bar/s
	200°C	Circular	7	4 bar/s
			8	8 bar/s
		Elipse grande	9	4 bar/s
			10	8 bar/s
		Elipse pequeña	11	4 bar/s
			12	8 bar/s
250°C	Circular	13	4 bar/s	
		14	8 bar/s	
	Elipse grande	15	4 bar/s	
		16	8 bar/s	
	Elipse pequeña	17	4 bar/s	
		18	8 bar/s	
6082O	25°C	Circular	19	4 bar/s
			20	8 bar/s
		Elipse grande	21	4 bar/s
			22	8 bar/s
	200°C	Elipse pequeña	23	4 bar/s
			24	8 bar/s
		Circular	25	4 bar/s
			26	8 bar/s
	Elipse grande	27	4 bar/s	
		28	8 bar/s	
	250°C	Elipse pequeña	29	4 bar/s
			30	8 bar/s
Circular		31	4 bar/s	
		32	8 bar/s	
Elipse grande	33	4 bar/s		
	34	8 bar/s		
Elipse pequeña	35	4 bar/s		
	36	8 bar/s		

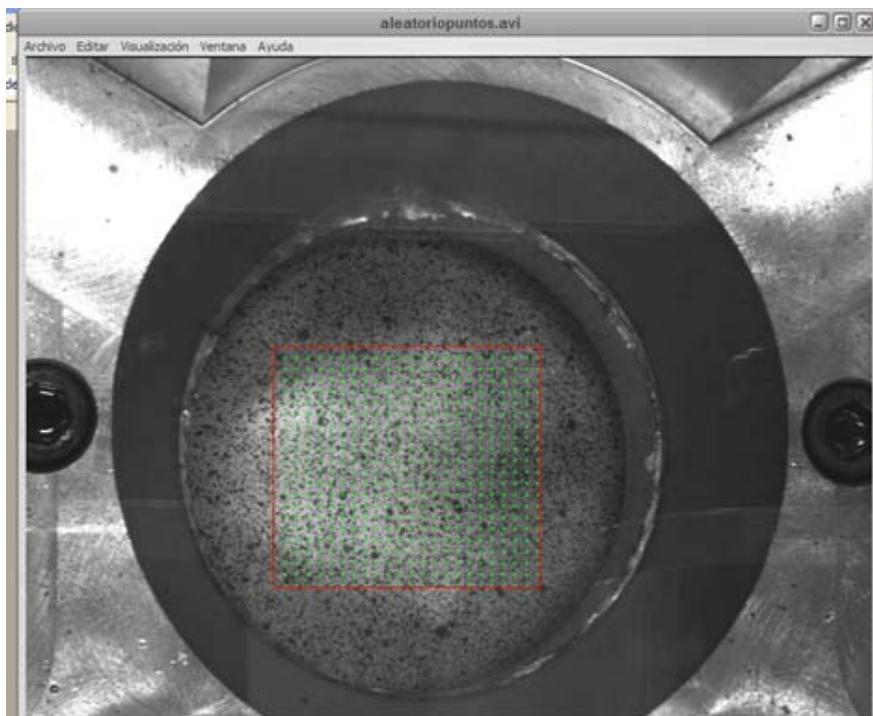
**Tabla 5.1:** Plan de ensayos diseñado para la determinación de los diagramas FLD.

Debido al problema de reflejos de la luz sobre las chapas de aluminio que impedían la correcta obtención de imágenes, se ha cambiado el tipo de mallado realizado sobre las chapas. El mallado habitual es el mallado electroquímico, pero a diferencia que lo que ocurre con el acero, en el caso de las aleaciones de aluminio no se consiguen puntos oscuros en la superficie de la

chapa con este tipo de mallado. Esto es debido a que en el acero el mallado electroquímico hace que el carbono salga a la superficie, siendo este de color oscuro. En el aluminio es la alúmina de color blanco la que aparece y por lo tanto no se obtiene suficiente contraste para poder medir las deformaciones de la malla en las imágenes. Por esta razón, se ha implementado un tipo de mallado novedoso, flexible y de rápida aplicación. Las chapas han sido pintadas con sprays térmicos de color plata y negro y de modo aleatorio como muestra la **Figura 5.26**. A continuación se genera un mallado virtual, como muestra la **Figura 5.27**, realizado mediante herramientas informáticas, que se genera sobre la imagen de la chapa.



**Figura 5.26.** Mallado aleatorio sobre una chapa.



**Figura 5.27.** Imagen de la malla virtual sobre la pieza.

### 5.1.4.2 Resultados

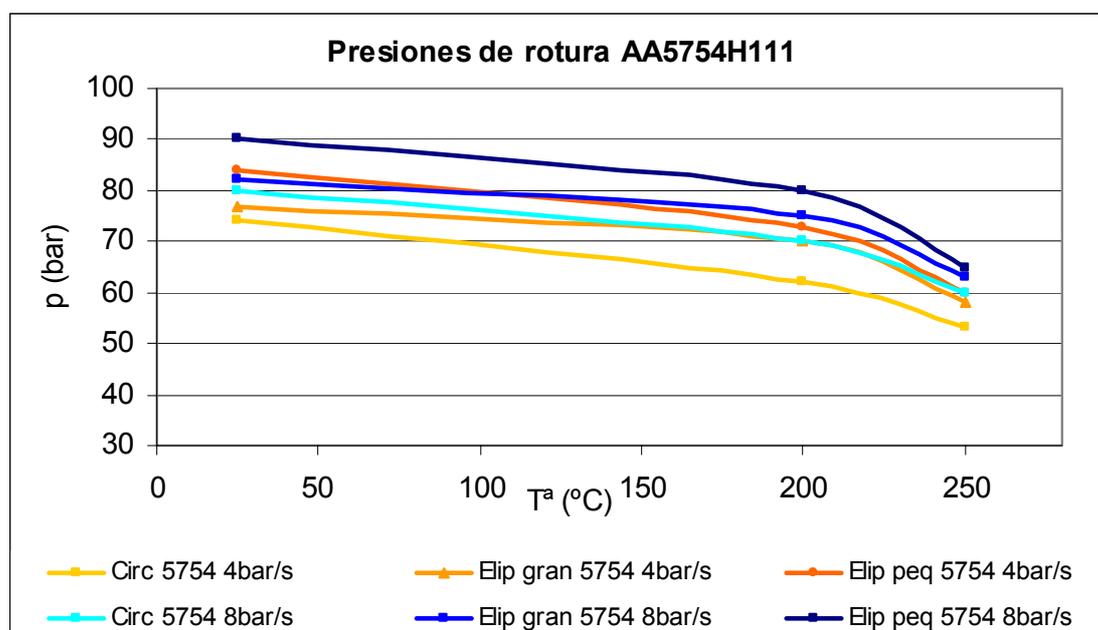
En primer lugar se han determinado las presiones de rotura para cada ensayo. La **Figura 5.28** y la **Figura 5.29** muestran las presiones de rotura a las que rompen las chapas de las aleaciones AA5754H111 y AA6082O respectivamente durante los ensayos de expansión libre a 25 °C, 200 °C y 250 °C para las geometrías circular, elíptica grande y elíptica pequeña. Como se ha mencionado en el apartado anterior, los ensayos se han realizado a dos velocidades de deformación diferentes obtenidas mediante la aplicación de dos pendientes de presión de valores de 4 bar/s y de 8 bar/s.

Para cada una de las aleaciones las presiones de rotura son mayores cuanto mayor es la pendiente de la curva y cuanto mayor es el ratio entre el eje mayor y menor de la elipse conformada. Por ejemplo, el conformado de la matriz circular no necesita tanta presión como el conformado de una elipse.

Por otro lado, las presiones de rotura de la aleación AA5754H111 son mayores que las presiones de rotura de la aleación AA6082O, coincidiendo con los resultados obtenidos en la caracterización uniaxial y biaxial, donde las curvas de tensión obtenidas mostraban que la aleación AA5754H111 es más resistente que la aleación AA6082O.

Una vez detectadas las presiones de rotura se han llevado a cabo los ensayos planificados con curvas de presión de una rampa de pendiente constante hasta un valor de presión de un 10% por debajo de su límite de rotura y mantener la presión constante a dicho valor para seguir deformando la pieza hasta su límite de rotura. Cabe mencionar que el mantenimiento de la presión a dicho valor constante no se ha realizado durante el mismo tiempo, debido a que algunas chapas han roto antes que otras. El objetivo de este mantenimiento de la presión es evitar que la velocidad de deformación se dispare.

Durante los ensayos se han grabado, con el sistema de adquisición de datos de la máquina prototipo de hidroconformado de chapa y con el sistema de estereovisión desarrollado durante este trabajo, las curvas de presión, altura máxima y velocidad de deformación y se recogen en el Anexo VI.



**Figura 5.28.** Presiones de rotura de la aleación AA5754H111.

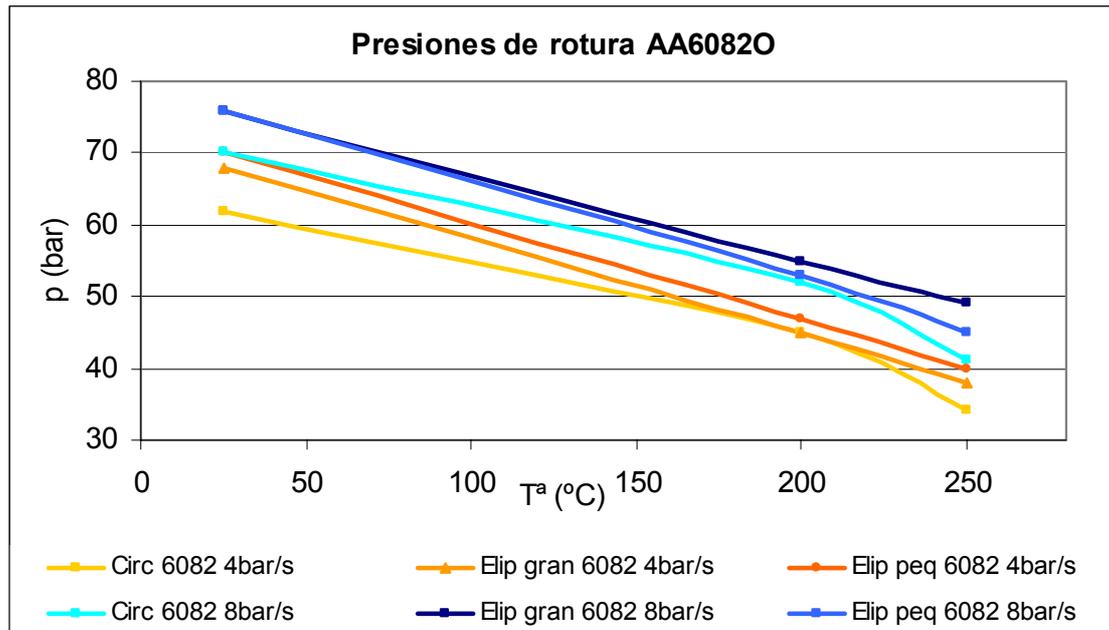


Figura 5.29. Presiones de rotura de la aleación AA6082O.

La **Figura 5.30** muestra las curvas de presión y velocidad de deformación o *strain rate* para los ensayos de la aleación AA5754H111 a 25 °C con la geometría circular. Se puede observar que la velocidad de deformación obtenida es mayor en el caso de los ensayos a 8 bar/s frente a los ensayos a 4 bar/s. El mantenimiento de la presión a un valor constante facilita que la velocidad de deformación no se dispare. Sin embargo, a 250 °C la velocidad de deformación aumenta considerablemente frente a los ensayos a 25 °C, a pesar de mantener la presión constante, como se refleja en la **Figura 5.31**. Además, se deduce que la altura del bulbo obtenida aumenta con la temperatura, sin embargo la velocidad de deformación no provoca ningún efecto en esta variable, obteniendo valores similares a diferentes velocidades de deformación. Este efecto se repite para todas las geometrías y aleaciones estudiadas.

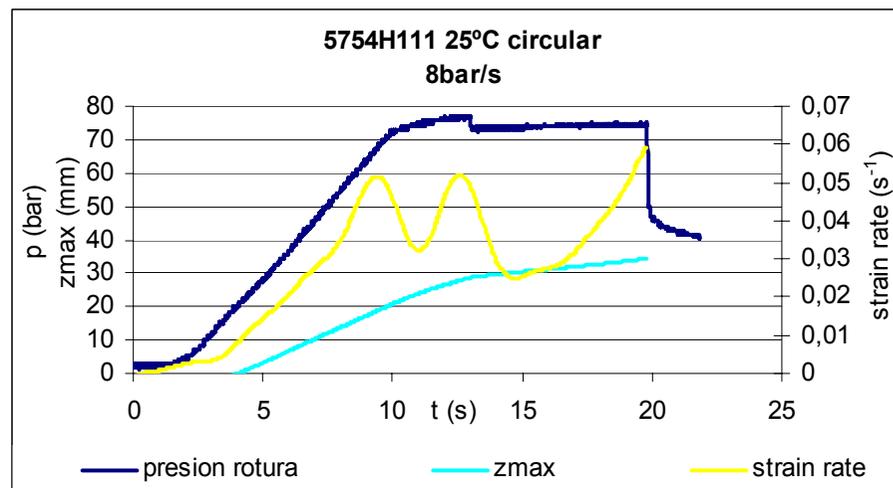
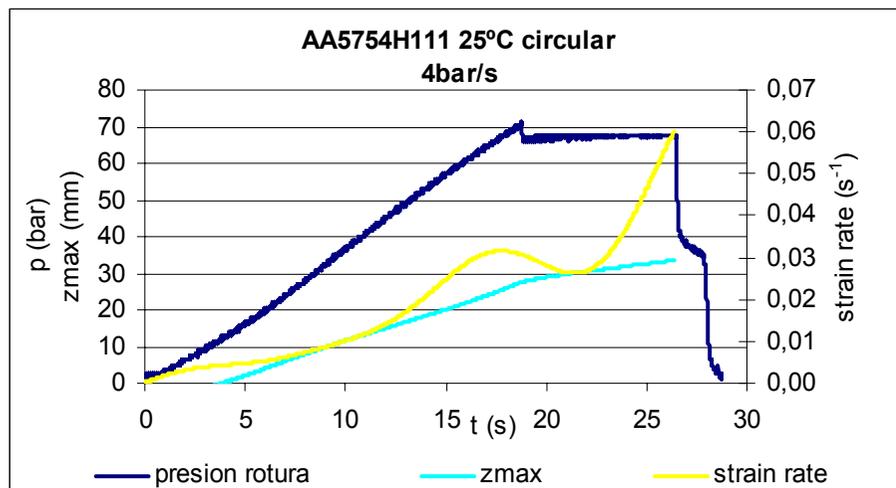


Figura 5.30. Curvas de presión y *strain rate* para el conformado de la aleación AA5754H111 con la geometría circular a 25 °C.

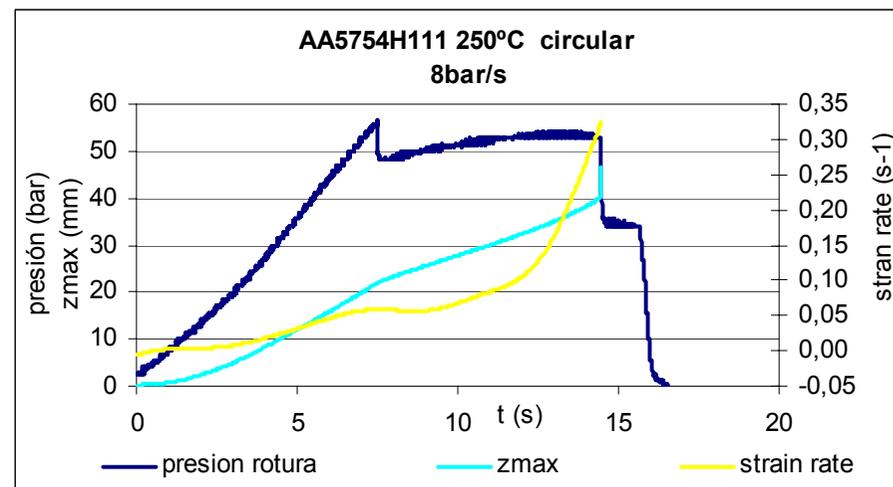
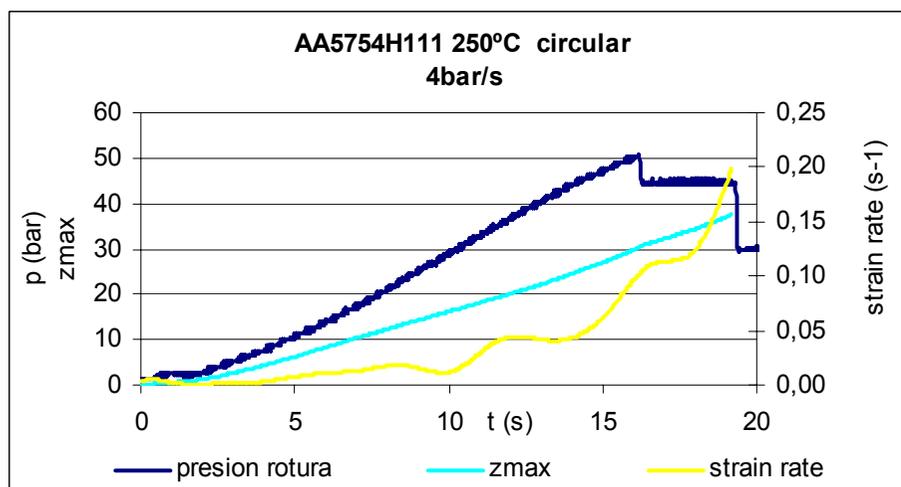


Figura 5.31. Curvas de presión y *strain rate* para la aleación AA5754H111 durante el conformado de la geometría circular a 250 °C..

Una vez realizados los ensayos ha sido posible obtener los mapas de deformación resultantes para cada geometría, temperatura y curva de presión. Los niveles de deformación obtenidos bajo las diferentes curvas de presión han sido similares. Como muestra de ello se representan en la **Figura 5.32** los mapas de deformación para la aleación AA5754H111 para la geometría circular y las curvas de presión a 4 bar/s y a 8 bar/s.

Es decir, la velocidad de deformación no tiene efecto en el diagrama límite de conformado en el rango de velocidades estudiado. La **Tabla 5.2** muestra este rango de velocidades, medido para cada aleación, geometría y temperatura. Se puede observar que el rango a los que se han realizado los ensayos es mayor que el estudiado en la caracterización uniaxial de material del Capítulo 3, que ha estado entre 0,001 y 0,1 s<sup>-1</sup>. Además las velocidades de deformación no han sido constantes durante los ensayos.

ALEACIÓN	TEMPERATURA	GEOMETRÍA	RANGO DE VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN (s <sup>-1</sup> )
5754	25 °C	Circular	0-0,06
		Elipse grande	0-0,08
		Elipse pequeña	0-0,2
	200 °C	Circular	0-0,25
		Elipse grande	0-0,15
		Elipse pequeña	0-0,2
	250 °C	Circular	0-0,3
		Elipse grande	0-0,4
		Elipse pequeña	0-0,15
60820	25 °C	Circular	0-0,15
		Elipse grande	0-0,15
		Elipse pequeña	0-0,15
	200 °C	Circular	0-0,25
		Elipse grande	0-0,4
		Elipse pequeña	0-0,4
	250 °C	Circular	0-0,35
		Elipse grande	0-0,55
		Elipse pequeña	0-0,35

**Tabla 5.2:** Rango de velocidades de deformación estudiado.

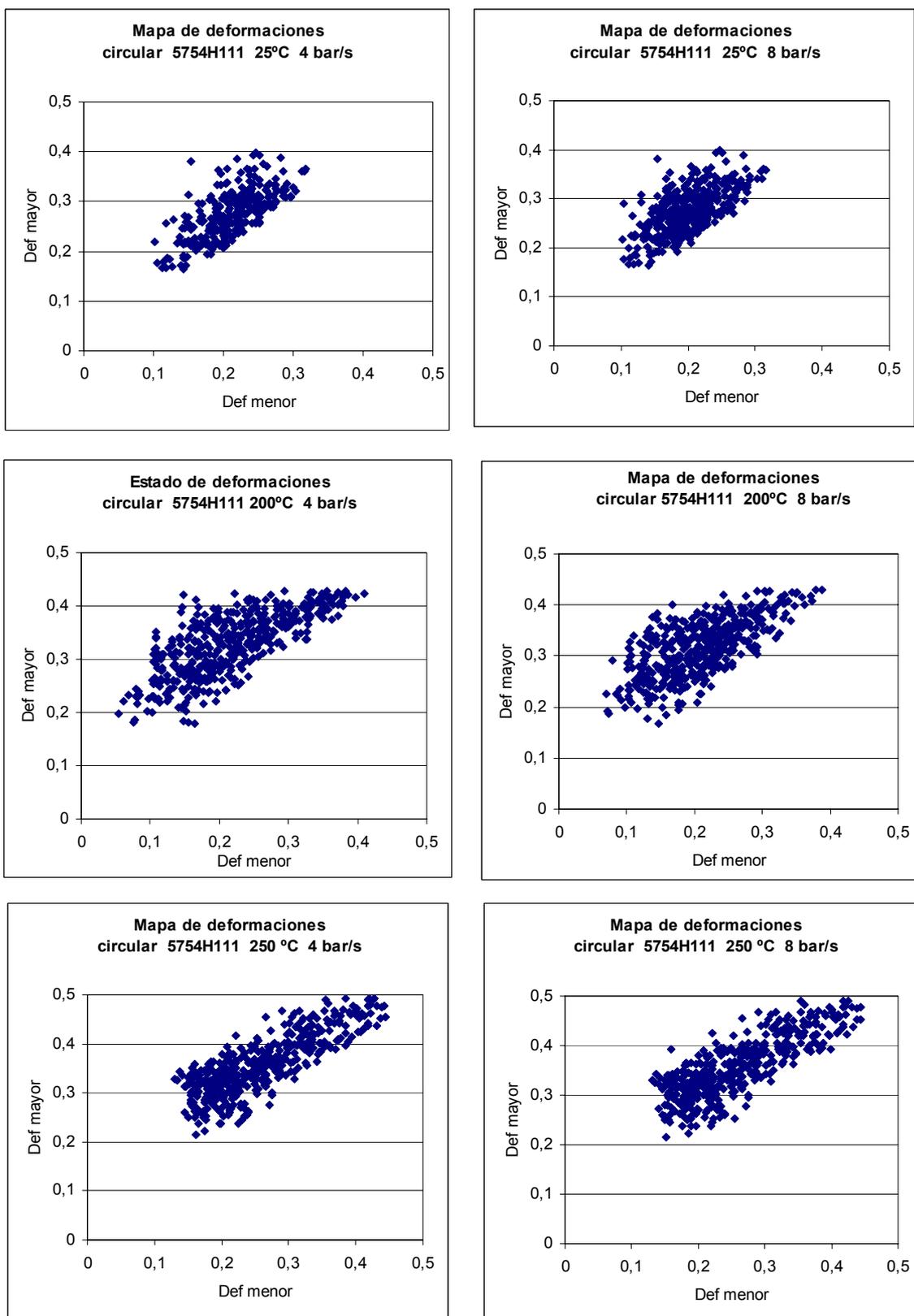


Figura 5.32. Mapa de deformaciones de la aleación AA5754H111 para la geometría circular .

La Figura 5.33 y la Figura 5.34 muestran los mapas de deformación de las aleaciones AA5754H111 y AA6082O a 25 °C y a 250 °C .medidos en los ensayos a 4 bar/s, siendo los resultados de los ensayos a 8 bar/s similares.

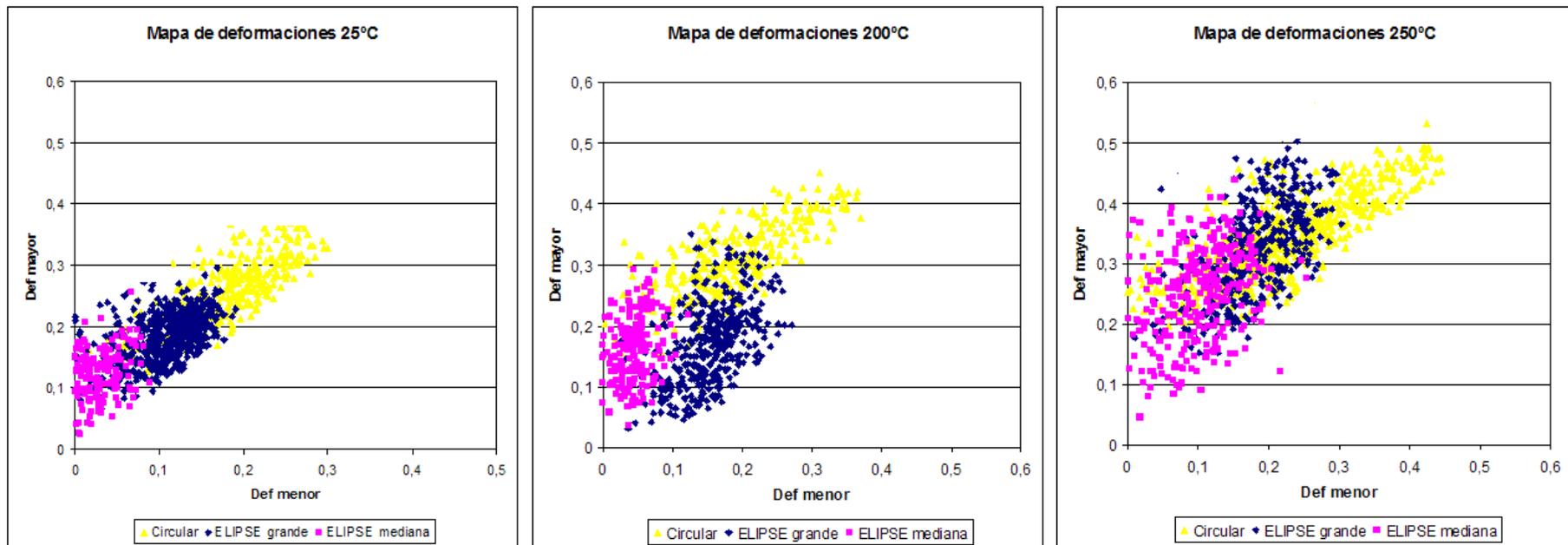


Figura 5.33. Mapa de deformaciones de la aleación AA5754H111 a 25 °C, 200 °C y 250 °C medidos en los ensayos a 4 bar/s.

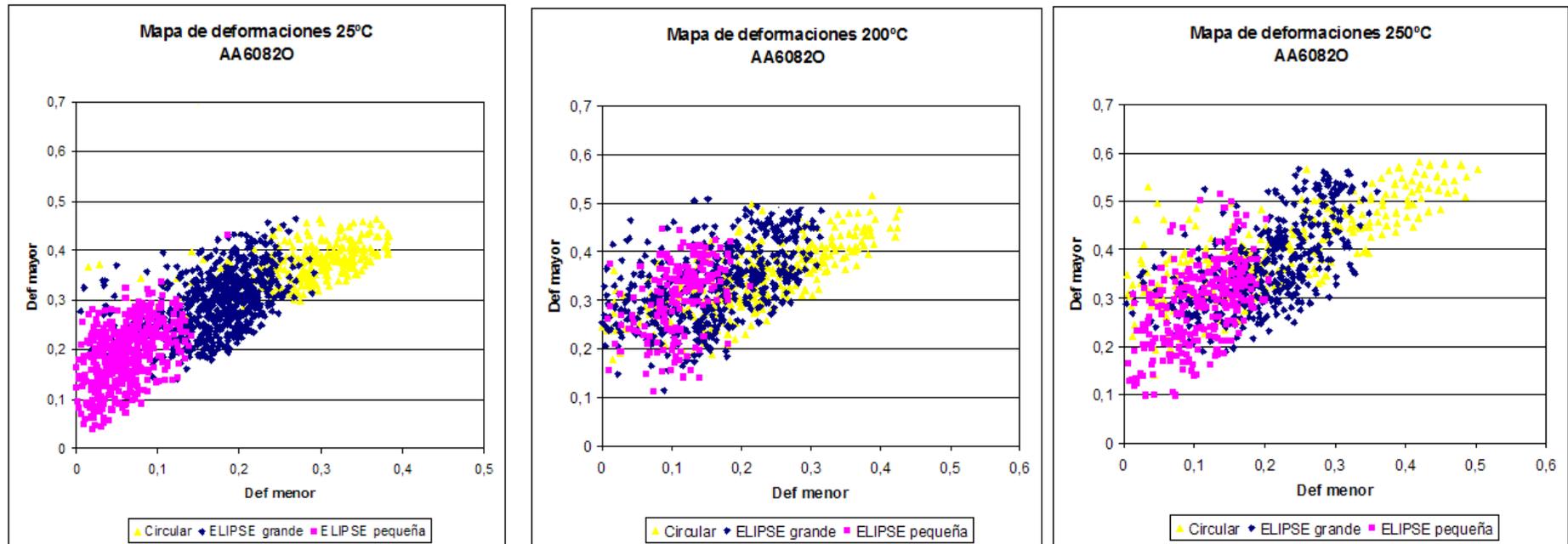


Figura 5.34. Mapa de deformaciones de la aleación AA6082O a 25 °C, 200 °C y 250 °C medidos en los ensayos a 4 bar/s.

La **Figura 5.35** y la **Figura 5.36** reflejan los diagramas límites de conformado para la aleación AA5754H111 y AA6082O respectivamente a diferentes temperaturas. La parte derecha del diagrama se ha obtenido extrayendo los puntos de los mapas de deformación medidos en los ensayos de *bulge test*. La parte izquierda del diagrama se ha obtenido mediante las mediciones realizadas en las probetas de los ensayos de tracción uniaxial. Las probetas se han mallado electroquímicamente antes del ensayo con una malla de círculos. Las deformaciones mayor y menor sufridas por los círculos cercanos a la zona de rotura de la probeta, que se han convertido en elipses, se han medido en un macroscopio Leyca.

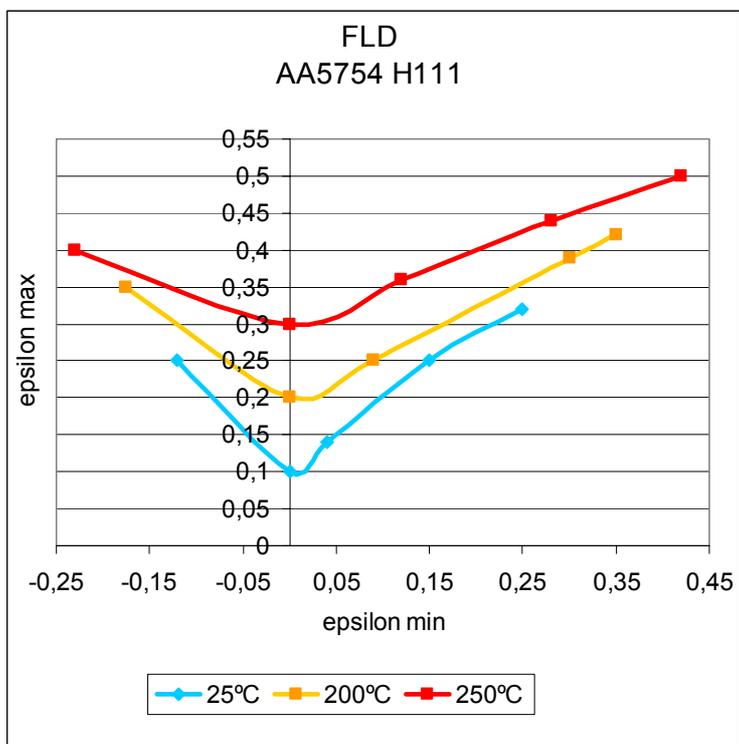


Figura 5.35. FLD de la aleación AA5754H111 a diferentes temperaturas.

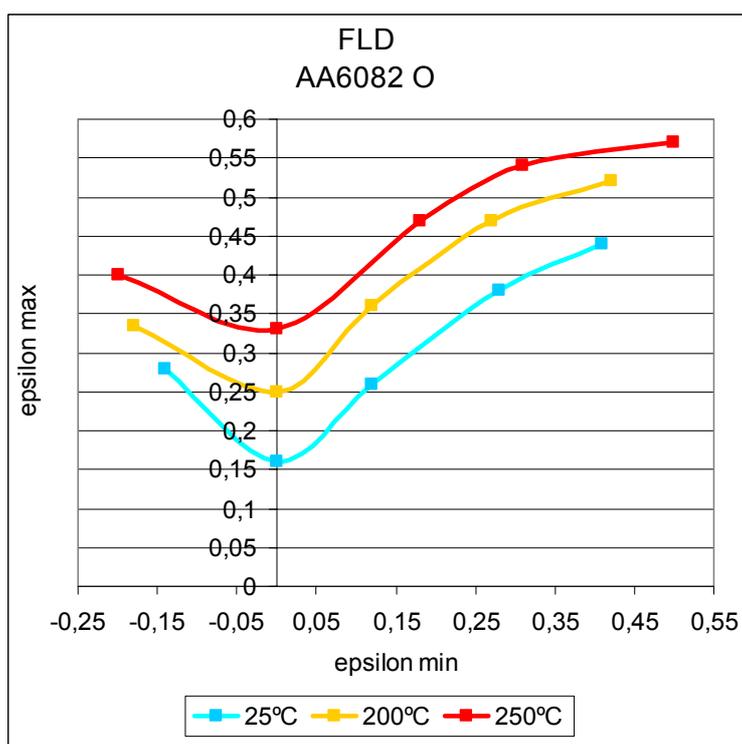


Figura 5.36. FLD de la aleación AA6082O a diferentes temperaturas.

Ambas aleaciones se ven afectadas positivamente con el aumento de la temperatura en cuanto al nivel de deformaciones capaz de sufrir antes de la rotura. La aleación 6082O presenta mayores niveles de deformación que la aleación 5754H111 a 250 °C. Estos resultados no se corresponden con los resultados presentados en la caracterización uniaxial, donde era la aleación AA5754 la que mostraba mayores niveles de alargamiento a esta temperatura.

No se ha observado efecto de la velocidad de deformación en los FLDs en el rango de velocidades y temperaturas estudiado.

Estos diagramas generan una base de datos útil para su utilización como criterio de fallo en simulaciones numéricas mediante el método de elementos finitos.

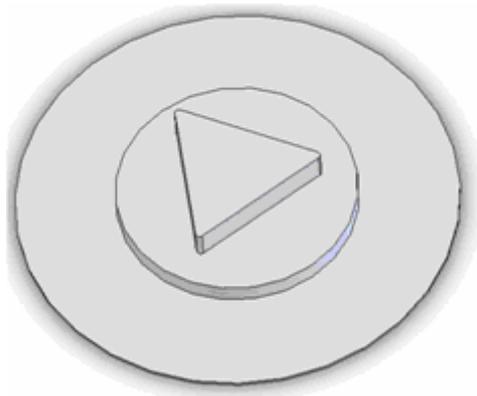
## 5.2 Obtención de la pieza prototipo

### 5.2.1 Selección de la geometría

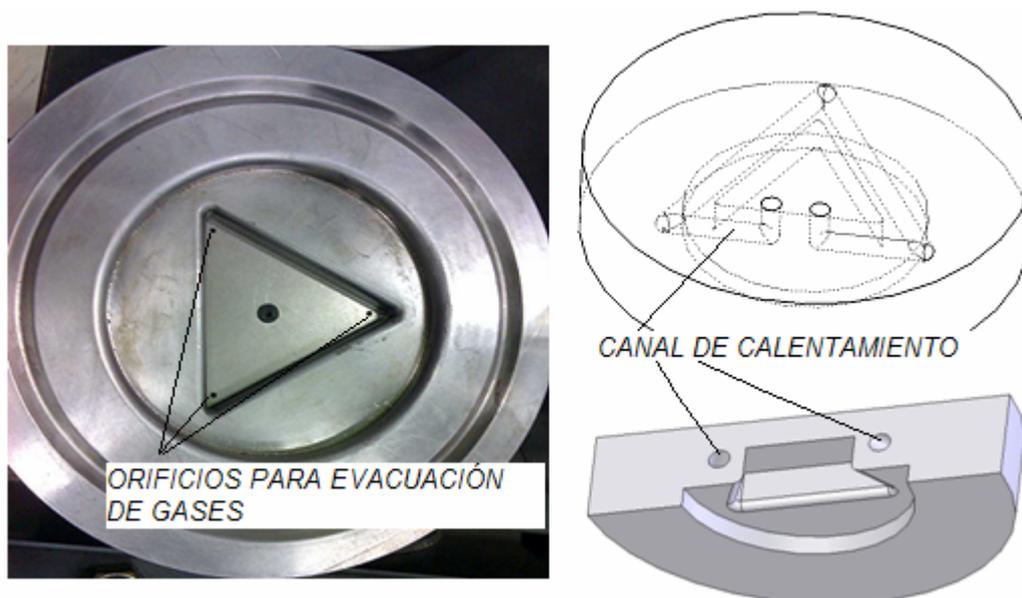
En la **Figura 5.37** se muestra la geometría diseñada. La pieza consiste en una geometría con una zona de sección circular con una transición a una zona de sección triangular. A la hora de llevar a cabo el diseño de la pieza se ha pretendido, por un lado, que la geometría propicie la aparición de gradientes de temperatura y, por otro lado, que presente un porcentaje de conformado elevado.

La sección triangular presenta una transición severa y es preciso un elevado grado de estirado de material para su consecución. Además, debido a su geometría, la chapa entrará en contacto con las paredes de los utillajes antes en algunas zonas que en otras, poniendo a prueba la eficiencia del sistema de calentamiento a la hora de garantizar la estabilidad en el patrón de temperaturas.

La **Figura 5.38** muestra la matriz fabricada para la experimentación de la pieza prototipo. En este caso, el calentamiento de la herramienta se realiza mediante la circulación interna de un fluido caliente. Para ello, se han construido canales de calentamiento que rodean la sección triangular, para garantizar el correcto calentamiento de dicha zona. Además se han añadido tres orificios para la evacuación del aire que queda encerrado dentro de la herramienta entre la chapa y la huella cuando se cierra el molde. De este modo, el aire puede salir por estos orificios cuando se expande la chapa.



**Figura 5.37.** Pieza diseñada para el estudio del proceso de hidroconformado en caliente.



**Figura 5.38.** Matriz para el estudio del proceso de hidroconformado en caliente y diseño de sus canales de calentamiento.

## 5.2.2 Plan de ensayos

El plan de ensayos ha sido definido para dos temperaturas, 25 °C y 250 °C, con el fin de analizar la mejora obtenida al llevar a cabo el proceso a temperaturas moderadas. La caracterización de material realizada en el Capítulo 3 “Caracterización de aleaciones de aluminio en caliente” y los diagramas FLD obtenidos en el apartado 5.1 “Obtención de diagramas límite de conformado, FLDs” han mostrado que la temperatura óptima de conformado es de 250 °C, tanto para la aleación AA5754H111 como para la aleación 6082°. Por esta la razón, el conformado de la pieza se ha realizado a dicha temperatura con la temperatura de 25 °C como referencia. Por otro lado, se ha analizado el efecto de la introducción de tres curvas de presión diferentes (1 bar/s, 4 bar/s y 8 bar/s).

La metodología de ensayo establece en primer lugar la presión máxima que puede aplicarse en cada caso, llevando el ensayo hasta la rotura. Una vez establecida esta presión máxima, los ensayos se han realizado hasta una presión levemente inferior a este máximo, aproximadamente de 3 bar menos. La **Tabla 5.3** muestra el plan de ensayos para la obtención de la geometría prototipo.

ALEACIÓN	TEMPERATURA	Nº ensayo	RAMPA DE PRESIÓN	Presión máxima
5754H111	25 °C	1	1 bar/s	Protura
		2	1 bar/s	Protura-3 bar
		3	4 bar/s	Protura
		4	4 bar/s	Protura-3 bar
		5	8 bar/s	Protura
		6	8 bar/s	Protura-3 bar
	250 °C	13	1 bar/s	Protura
		14	1 bar/s	Protura-3 bar
		15	4 bar/s	Protura
		16	4 bar/s	Protura-3 bar
17		8 bar/s	Protura	
18		8 bar/s	Protura-3 bar	
60820	25 °C	19	1 bar/s	Protura
		20	1 bar/s	Protura-3 bar
		21	4 bar/s	Protura
		22	4 bar/s	Protura-3 bar
		23	8 bar/s	Protura
		24	8 bar/s	Protura-3 bar
	250 °C	31	1 bar/s	Protura
		32	1 bar/s	Protura-3 bar
		33	4 bar/s	Protura
		34	4 bar/s	Protura-3 bar
35		8 bar/s	Protura	
36		8 bar/s	Protura-3 bar	

**Tabla 5.3:** plan de ensayos diseñado para la obtención de la pieza prototipo.

## 5.2.3 Resultados

### 5.2.3.1 Calentamiento del sistema

En primer lugar se ha realizado la verificación del adecuado calentamiento del sistema compuesto por la matriz inferior, la superior y la chapa. El diseño del prototipo presentado en el Capítulo “Instalación experimental” ha tenido como objetivo obtener un mapa de temperaturas constante en la chapa y matriz superior. Por lo tanto, se han realizado las mediciones de temperatura en dichas zonas durante el calentamiento del sistema. La **Figura 5.39** refleja la ubicación de los termopares tipo K para la realización de las mediciones. Las zonas críticas a controlar son por un lado cinco puntos diferentes en la chapa para medir el gradiente de temperatura que pueda haber en el material antes de ser expandido y por otro lado las paredes de la sección cilíndrica y triangular de la matriz superior contra la que se expande la chapa. El ensayo de calentamiento se ha realizado programando una temperatura objetivo de 250°C en el sistema de control de temperatura de la matriz inferior y calentando el fluido hasta los 250°C. El fluido calienta por un lado la superficie inferior de la chapa y por otro la matriz superior. La **Figura 5.25** muestra los resultados de las mediciones obtenidas.

El calentamiento del conjunto ha sido satisfactorio, debido a que todos los puntos de control han mostrado una temperatura aproximadamente similar. El gradiente de temperatura máximo medido ha sido de 5°C. El tiempo de calentamiento necesario del conjunto es de 80min, momento a partir del cual las temperaturas se mantienen constantes en el sistema.

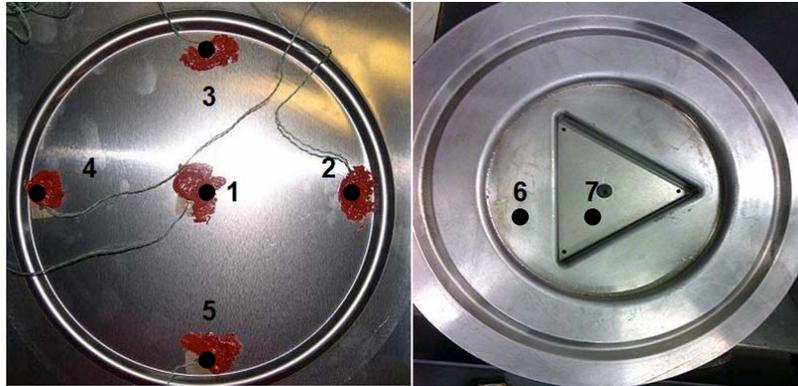


Figura 5.39. Ubicación de los termopares para la medición de temperaturas durante el calentamiento del sistema.

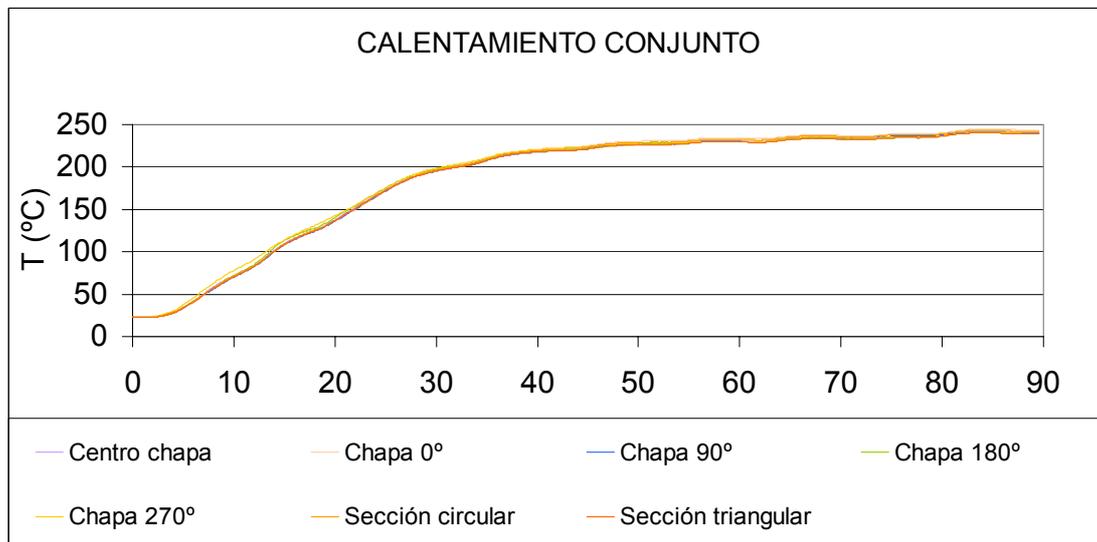


Figura 5.40. Resultados para la medición de temperaturas durante el calentamiento del sistema.

### 5.2.3.2 Curvas de presión reales

En todos los ensayos con rotura las piezas se desgarran en una de las paredes de la sección triangular. Los radios de redondeo en las transiciones de sección son de 5mm tanto en la zona circular como en la triangular, por lo que, cabe pensar que el motivo de la rotura es el adelgazamiento excesivo del material en la pared lateral del triángulo debido a que no se alimenta material para el conformado de la pieza. Una vez detectado el valor de presión de rotura los ensayos se han llevado a cabo aumentando la presión hasta un valor de 3bar por debajo con el fin de obtener una pieza sin rotura.

La Figura 5.41, la Figura 5.42, la Figura 5.43 y la Figura 5.44 muestran las presiones reales medidas en los ensayos para las aleaciones AA5754H111 y a AA6082O a 25 C y a 250 C respectivamente. Se muestran tanto las curvas de presión a las que se ha llevado el ensayo hasta la rotura de la pieza como las curvas a las que se ha conformado las piezas sin rotura (curvas que llegan hasta una presión máxima de 3 bar por debajo de la presión de rotura del ensayo anterior).

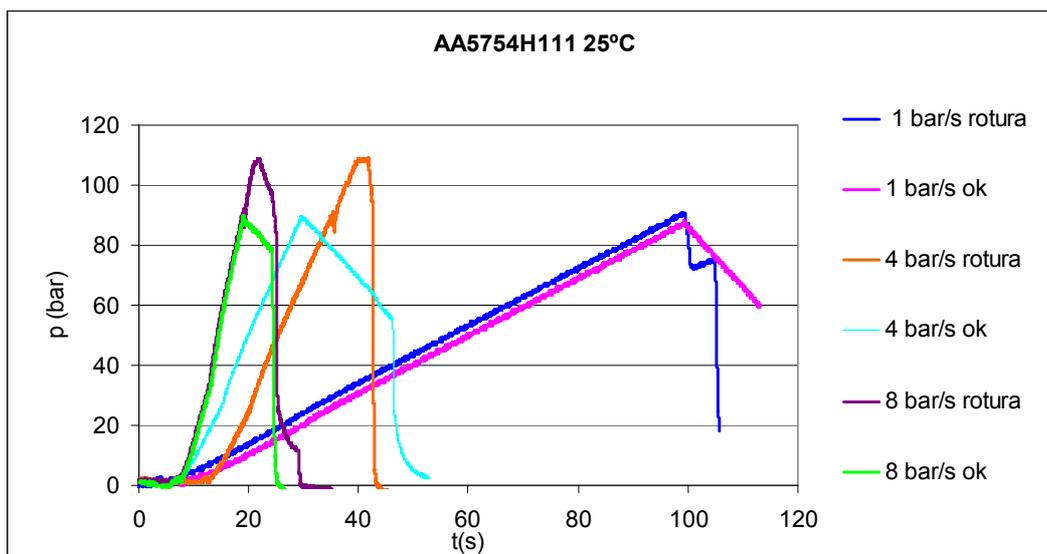


Figura 5.41. Curvas de presión para los ensayos de la aleación AA5754H111 a 25 °C.

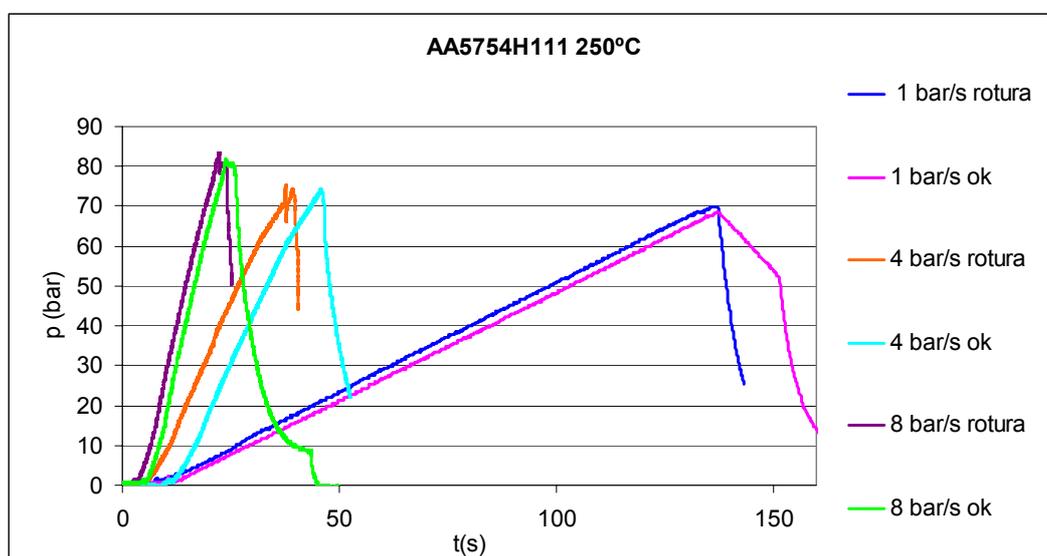


Figura 5.42. Curvas de presión para los ensayos de la aleación AA5754H111 a 250 °C.

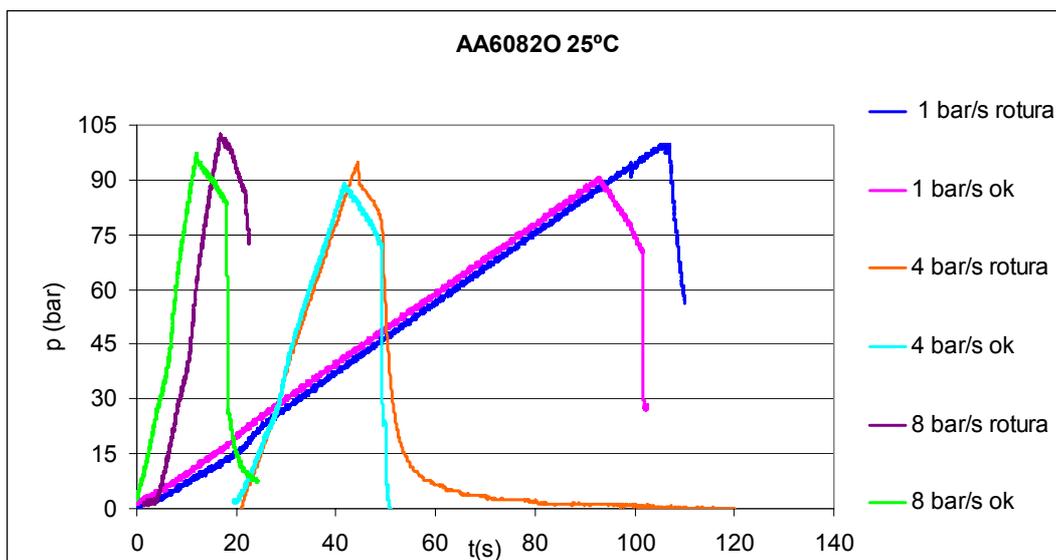


Figura 5.43. Curvas de presión para los ensayos de la aleación AA6082O a 25 °C.

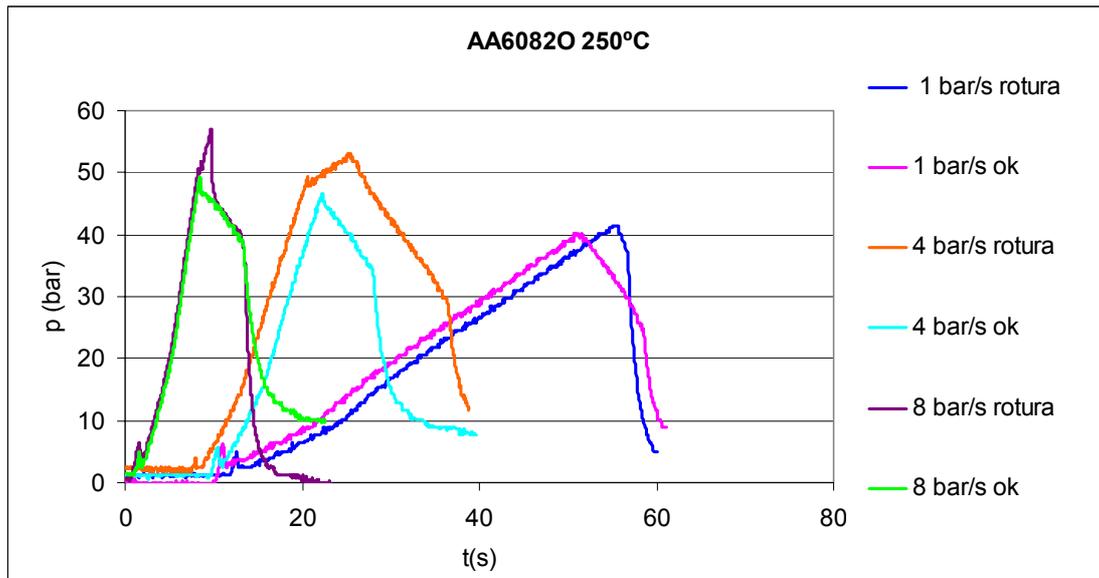


Figura 5.44. Curvas de presión para los ensayos de la aleación AA6082O a 250 °C.

Podemos observar que en los casos a 25°C para la aleación AA5754H111 la presión de rotura disminuye desde los 92 bar para la curva a 8 bar/s a los 89 bar para la curva a 1 bar/s, mientras que para la aleación AA6082O la presión de rotura disminuye desde los 102 bar para la curva a 8 bar/s a los 94 bar para la curva a 1 bar/s. En los ensayos a 250 °C, para la aleación AA5754H111 la presión de rotura disminuye desde los 80 bar para la curva a 8 bar/s hasta los 68 bar para la curva a 1 bar/s, mientras que para la aleación AA6082O la presión de rotura disminuye desde los 55 bar para la curva a 8 bar/s hasta los 42 bar para la curva a 1 bar/s. Por lo tanto, el efecto de la velocidad de deformación en la presión necesaria para deformar el material es mayor en los ensayos a 250 °C.

La Figura 5.46 y la Figura 5.46 presentan dos piezas prototipo obtenidas a 25 °C y a 250 °C para la aleación AA5754H111 a 4 bar/s, respectivamente.



Figura 5.45. Pieza prototipo obtenida a 25 °C para la aleación AA5754H111 a 4 bar/s.

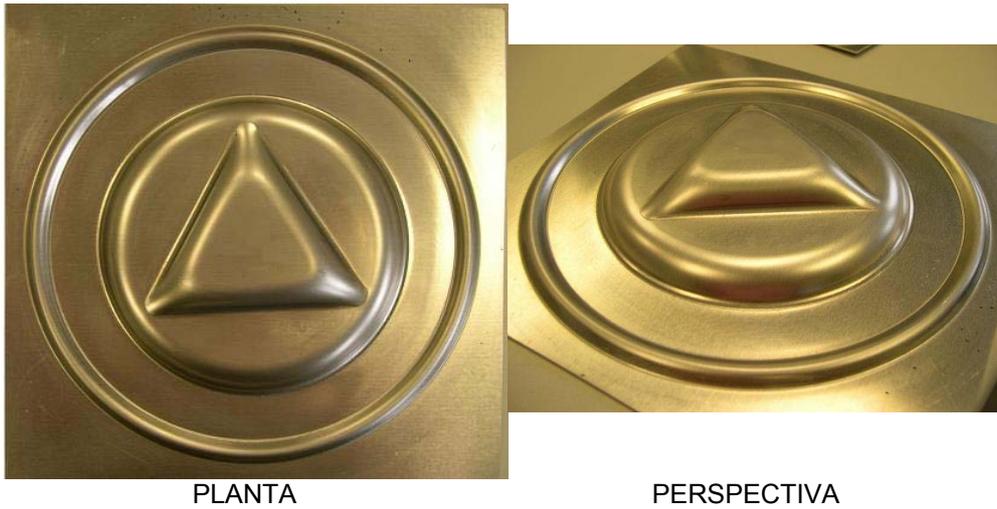


Figura 5.46. Pieza prototipo obtenida a 250 °C para la aleación AA5754H111 a 4 bar/s.

### 5.2.3.3 Precisión de la geometría obtenida

El criterio de evaluación para determinar el grado de conformado de la pieza ha sido la precisión de la geometría obtenida en la sección mostrada en la **Figura 5.31**. Las mediciones se han llevado a cabo, en una máquina de mediciones tridimensional.

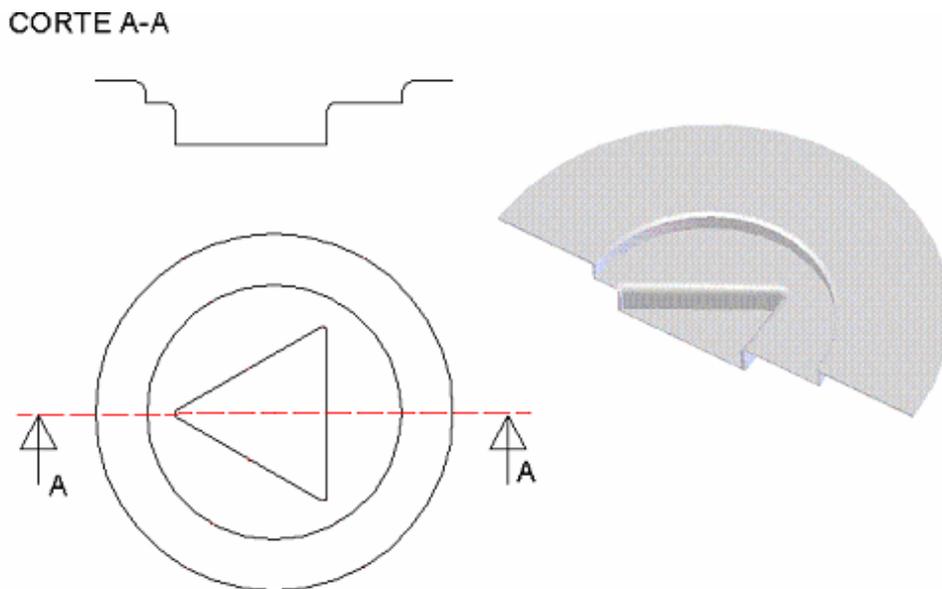


Figura 5.47. Selección del perfil a estudiar.

La **Figura 5.47**, la **Figura 5.48**, la **Figura 5.49** y la **Figura 5.50** muestran los perfiles obtenidos a 25 °C y a 250 °C cuando el material es sometido a curvas de presión de 1 bar/s, 4 bar/s y 8 bar/s para la aleación AA5754H111 y la aleación AA6082O respectivamente.

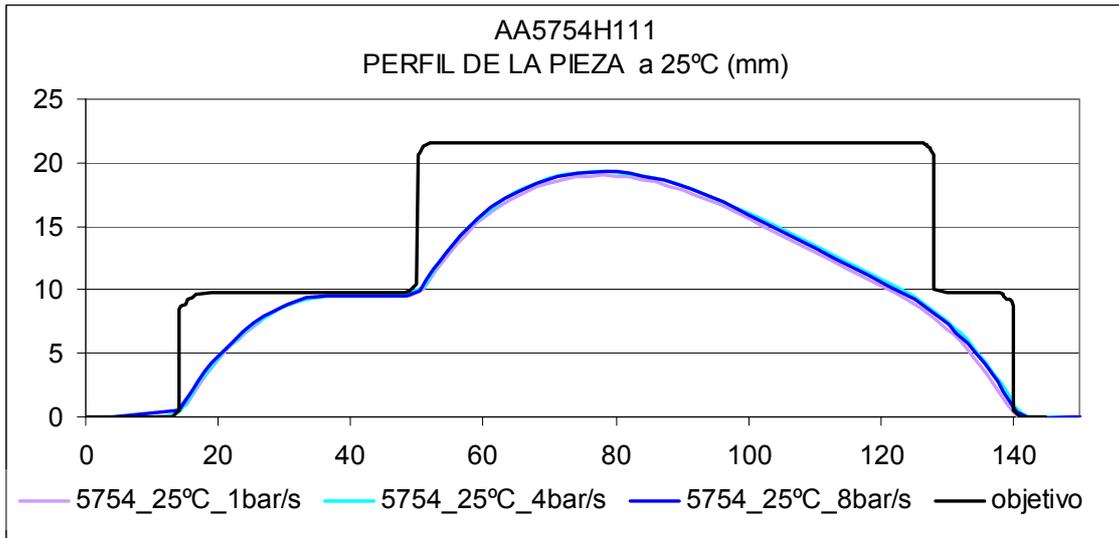


Figura 5.48. Perfil de la pieza de la aleación AA5754H111 a 25 °C.

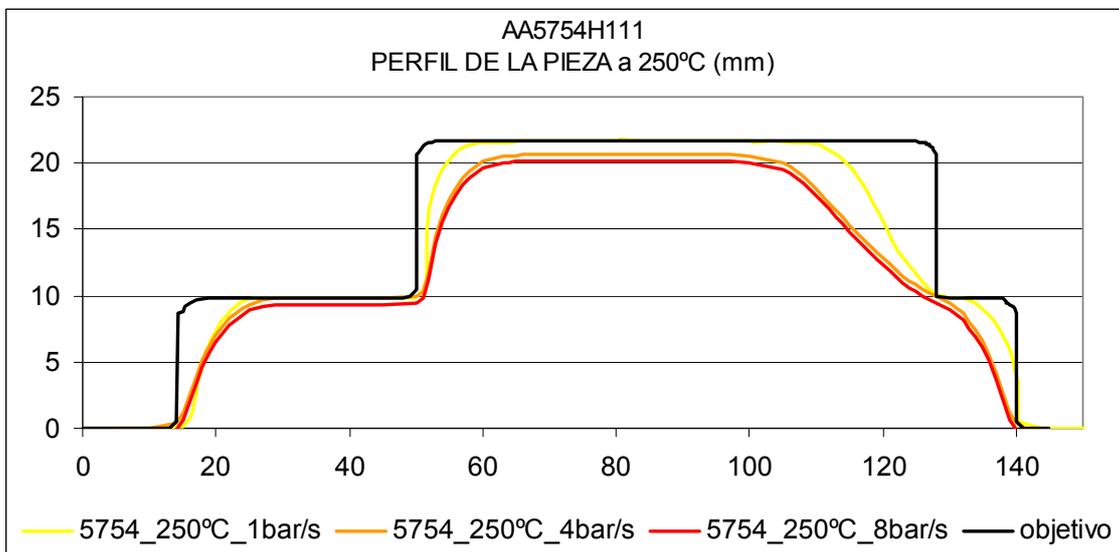


Figura 5.49. Perfil de la pieza de la aleación AA5754H111 a 250 °C.

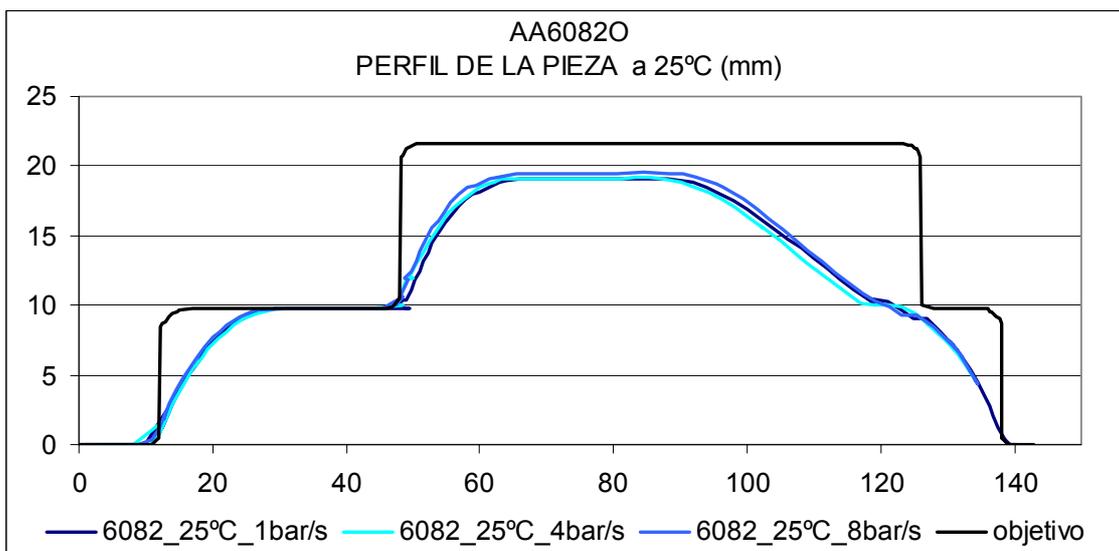


Figura 5.50. Perfil de la pieza de la aleación AA6082O a 25 °C.

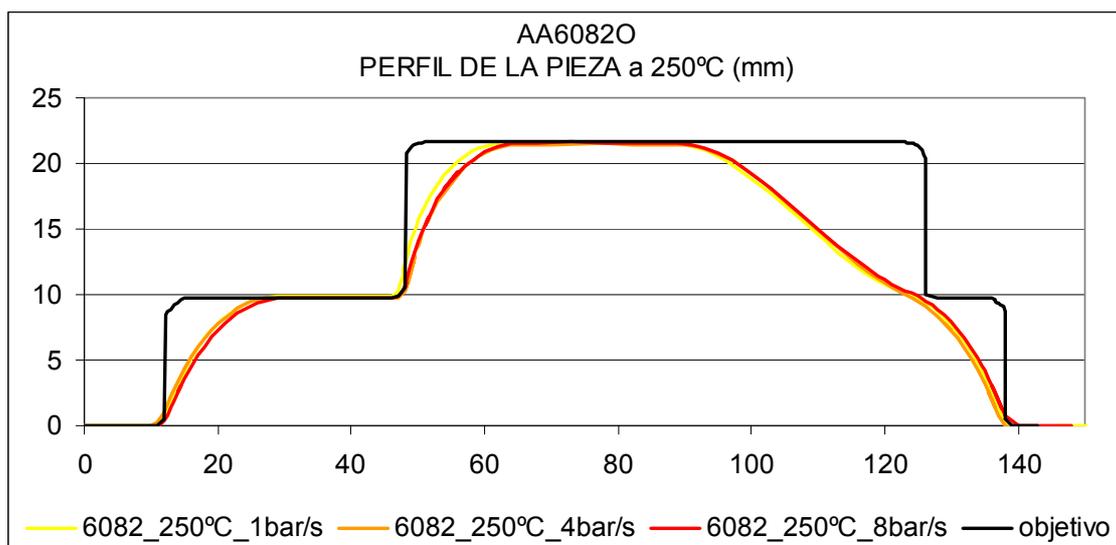


Figura 5.51. Perfil de la pieza de la aleación AA6082O a 250 °C.

Las curvas de presión programadas resultan en diferentes velocidades de deformación sufridas por el material durante los ensayos. En general, apenas se observa efecto de la velocidad de deformación en el perfil de la pieza obtenida. Únicamente a 250 °C y para la aleación AA5754H111 se observa una mejora en el perfil obtenido entre las piezas conformadas a velocidades más lentas respecto a las conformadas a velocidades más rápidas. En la caracterización biaxial del apartado 5.1.2 “Obtención de diagramas límites de conformado” no se ha detectado una mejora en el nivel de deformaciones obtenido a diferentes velocidades de deformación para esta aleación, sin embargo, en este caso, el ensayo a 1 bar/s está por debajo del rango de velocidades estudiado en la caracterización.

La mejora obtenida en el perfil de la pieza debido a la aplicación de temperaturas medias se puede observar en la **Figura 5.52** y la **Figura 5.53** para las aleaciones AA5754H111 y AA6082O respectivamente. En ambos casos el perfil de la geometría resultante a 250°C se aproxima más a la geometría objetivo en comparación al perfil obtenido a 25 °C. Además, en concordancia a lo que se observaba en el Capítulo 3 “Caracterización de material”, la aleación AA5754H111 es más sensible a la temperatura, es decir, la diferencia entre los perfiles obtenidos a 250 °C respecto a los obtenidos a 25 °C es mayor que para la aleación AA6082O.

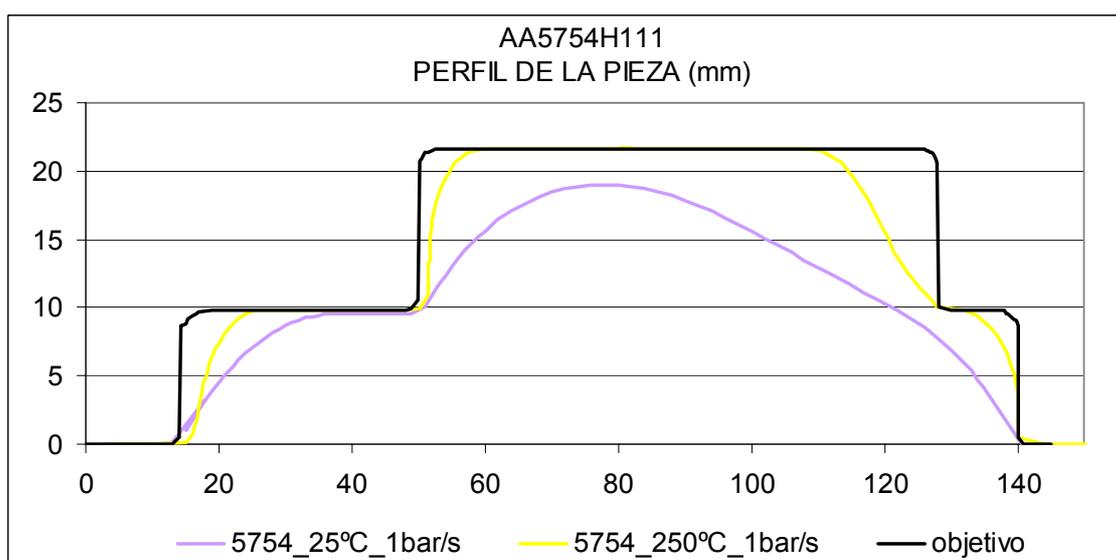


Figura 5.52. Perfil de la pieza de la aleación AA5754H111 a 25 °C y a 250 °C para una curva de presión de 1 bar/s.

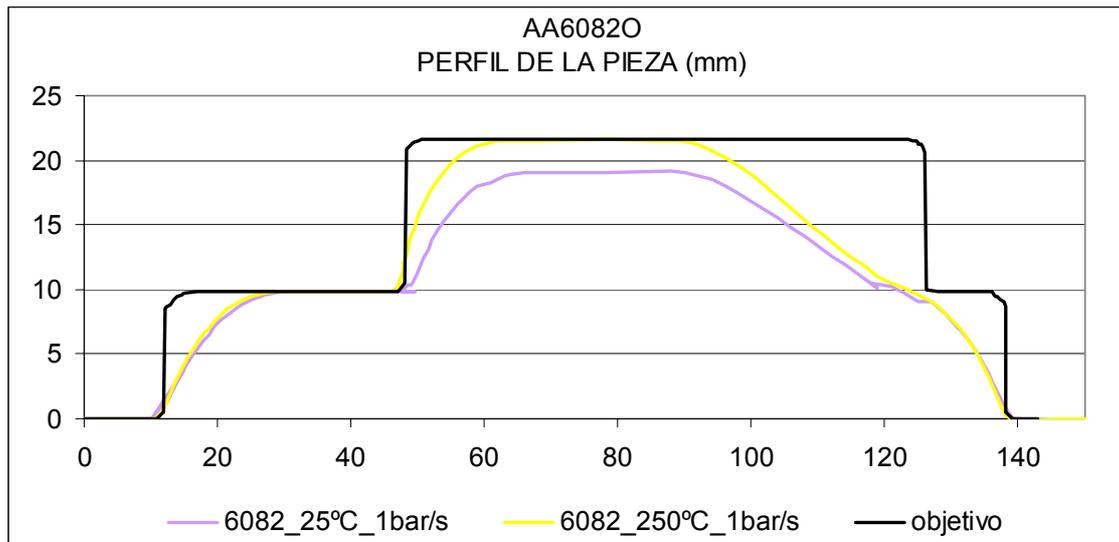


Figura 5.53. Perfil de la pieza de la aleación AA6082O a 25 °C y a 250 °C para una curva de presión de 1 bar/s.

### 5.2.4 Propiedades mecánicas finales de las piezas

Una vez conformadas las piezas, es necesario comprobar que las propiedades mecánicas de los materiales no se han visto modificadas debido al conformado a temperaturas medias. Para determinar las propiedades mecánicas finales se han llevado a cabo ensayos de dureza Vickers sobre las piezas conformadas teniendo como referencia las durezas del material antes de ser conformado. Los ensayos se han realizado en el durómetro Vickers future-tech FV-300e disponible en Mondragon Unibertsitatea y aplicando una carga de 5 KN. La **Figura 5.54** muestra los puntos en los que se han realizado las mediciones de dureza sobre las piezas.

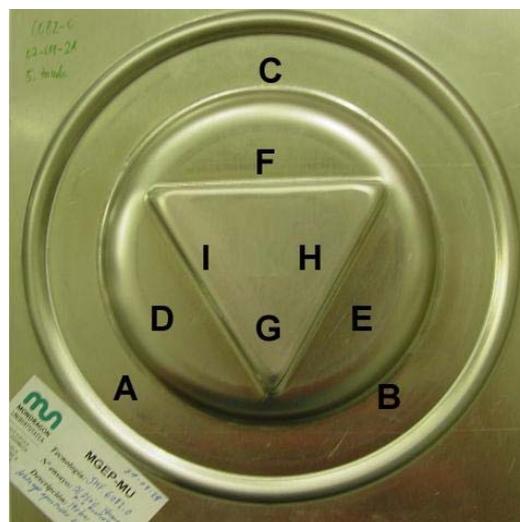
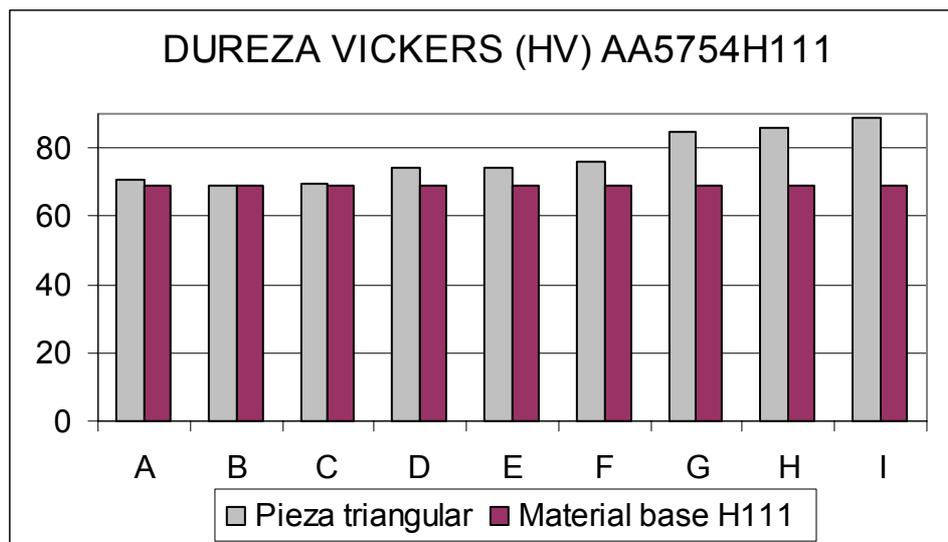


Figura 5.54. Puntos en los que se han realizado las mediciones de dureza sobre las piezas.

Debido a la reducida resistencia de la aleación AA6082 en estado recocido, también se ha realizado un estudio para evaluar la posibilidad de tratar el material una vez conformadas las piezas con el fin de mejorar sus propiedades mecánicas.

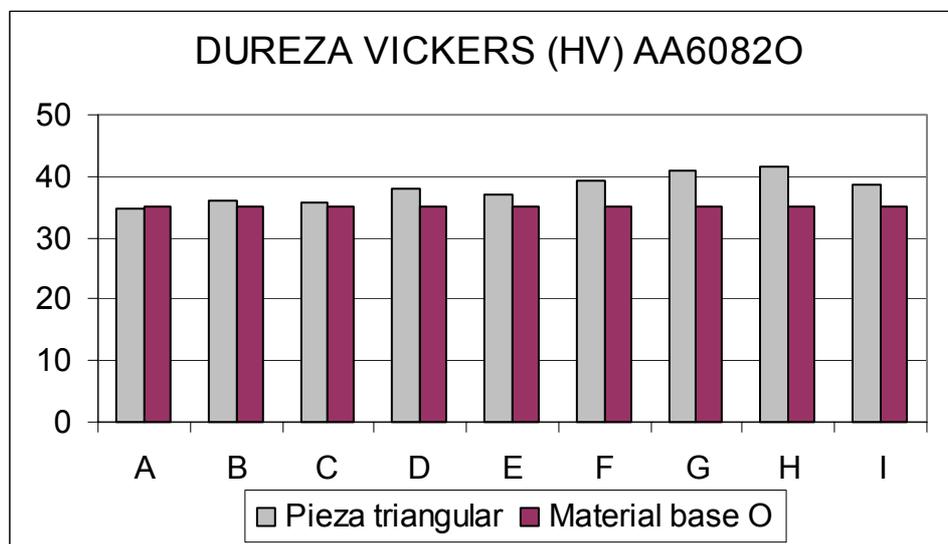
La **Figura 5.55** muestra las durezas Vickers medidas sobre la pieza triangular conformada a 250 °C de la aleación AA5754H111 con la dureza del material base como referencia. Se puede observar que en la zona plana de la chapa (puntos A, B y C) la dureza es similar a la dureza del material base. En la sección cilíndrica (puntos D, E y F) la dureza es algo mayor debido al endurecimiento por deformación sufrido por el material. Finalmente, en la sección triangular las durezas se ven incrementadas debido a tratarse de la zona que sufre mayor grado de deformación.



**Figura 5.55.** Durezas Vickers medidas sobre pieza conformada de la aleación AA5754H111 con la dureza del material base como referencia.

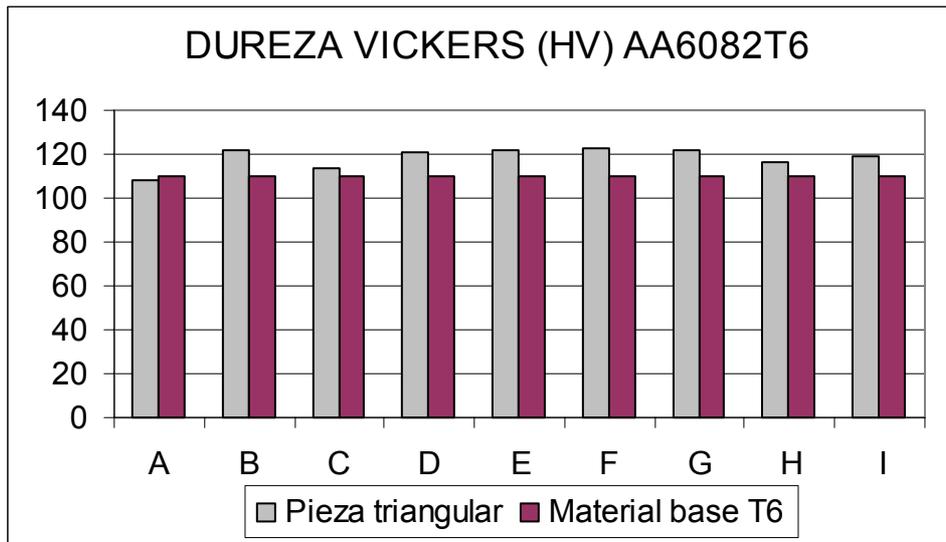
En el caso de la aleación AA6082 las piezas se han tratado térmicamente una vez medidas sus propiedades mecánicas para comprobar la posibilidad de aplicar el tratamiento térmico tras el conformado. El estudio de dureza se ha realizado sobre la pieza en condiciones de tratamiento de recocido O y estado T6.

La **Figura 5.56** muestra las durezas Vickers medidas sobre la pieza triangular conformada a 250 °C de la aleación AA6082O con la dureza del material base como referencia. En este caso, las durezas se ven ligeramente afectadas por la deformación debido a que teóricamente este material no es endurecible por deformación.



**Figura 5.56.** Durezas Vickers medidas sobre pieza conformada de la aleación AA6082O con la dureza del material base en estado O como referencia.

Tras la aplicación del tratamiento térmico T6 sobre las piezas se han repetido los ensayos de dureza y los resultados se presentan en la **Figura 5.41**. El material recupera e incluso supera los niveles de resistencia correspondientes a este estado de tratamiento. Por lo tanto, es posible lograr el nivel de resistencia deseado en la pieza mediante la aplicación de un tratamiento térmico posterior.



**Figura 5.57.** Durezas Vickers medidas sobre pieza conformada de la aleación AA6082T6 con la dureza del material base en estado T6 como referencia.

La obtención de la pieza a 1 bar/s, 4 bar/s y 8 bar/s ha resultado en similares niveles de conformado teniendo en cuenta la medición del perfil de una sección característica de la pieza en el conformado de la aleación AA6082O. Estos resultados se corresponden con la caracterización biaxial del apartado 5.1 “Caracterización biaxial de material” donde tampoco se ha observado una mejora de conformabilidad a diferentes velocidades de deformación. Sin embargo, la aleación AA5754H111 sí se ha visto afectada por la velocidad de deformación en el conformado a 250 °C, mostrando un perfil más aproximado a la geometría objetivo al obtener la pieza con una curva de presión de pendiente 1bar/s, frente a las pendientes más pronunciadas de 4 bar/s y 8 bar/s. Esta velocidad queda por debajo del rango estudiado en el apartado 5.1 “Caracterización biaxial de material”, por lo que cabe pensar que es posible obtener mejoras en el grado de deformación a velocidades más lentas.

Por otro lado y acorde a lo que se observaba en el Capítulo 3 “Caracterización de material”, la aleación AA5754H111 es más sensible a la temperatura, es decir, que la diferencia entre los perfiles obtenidos a 250 °C respecto a los obtenidos a 25 °C es mayor que para la aleación AA6082O.

Finalmente, la medición de las propiedades mecánicas de las piezas mediante ensayos de dureza Vickers han mostrado que las aleaciones mantienen las propiedades iniciales de resistencia del material de partida tras el conformado a temperaturas medias. De esta forma queda validado el conformado a 250°C de la aleación AA5754 y la aleación AA6082.

Además, la estrategia propuesta de conformar la aleación AA6082 bajo estado recocido O y darle un tratamiento térmico posteriormente ha resultado satisfactoria debido a la recuperación de los niveles de resistencia correspondientes a un estado T6.

En este capítulo se detallan los resultados más significativos de la caracterización experimental de los procesos de hidroconformado de chapa a temperaturas moderadas.

Por un lado, se ha presentado la caracterización biaxial de las aleaciones de aluminio bajo diferentes condiciones de temperatura y velocidades de deformación. Las curvas tensión-deformación obtenidas muestran que el material es sensible a la velocidad de deformación en todo el rango de temperaturas estudiado. Además, los alargamientos obtenidos bajo estados de tensión biaxiales son mayores que los obtenidos en estados uniaxiales. Por lo tanto, la obtención de la ley de comportamiento de material mediante ensayos biaxiales es esencial. Respecto a los FLDs obtenidos se concluye que ambas aleaciones se ven afectadas positivamente con el aumento de la temperatura. Los mayores niveles de deformaciones se han obtenido a 250 °C. Por otro lado, no se observa efecto de la velocidad de deformación en los FLDs obtenidos en el rango de velocidades y temperaturas estudiado.

También se ha conformado una pieza prototipo con diferentes curvas de presión a 25 °C y a 250 °C. La aleación 6082O ha resultado en similares niveles de deformación a cada temperatura para las diferentes curvas de presión. Sin embargo, la aleación 5754H111 ha resultado en mayores niveles de deformación en el conformado a 250 °C con la curva de presión más lenta. La medición de las propiedades mecánicas ha mostrado que las aleaciones mantienen las propiedades de resistencia del material de partida tras el conformado a temperaturas medias. Además, la estrategia propuesta de conformar la aleación AA6082 bajo estado recocido O y darle un tratamiento térmico posteriormente ha resultado satisfactoria.

## **Capítulo 6:**

### **Modelo para la simulación numérica**



## 6 Modelo para la simulación numérica

La simulación numérica por el método de los elementos finitos ha adquirido una gran importancia para el desarrollo y la optimización de nuevos procesos de conformado de chapa. Se trata de una herramienta clave para diseñar las herramientas y para la obtención de los parámetros de trabajo que ayuden a reducir el tiempo de puesta a punto de los procesos. Por todo ello, en esta tesis se ha trabajado en la definición de un modelo numérico fiable del proceso de hidroconformado de chapa a temperaturas moderadas.

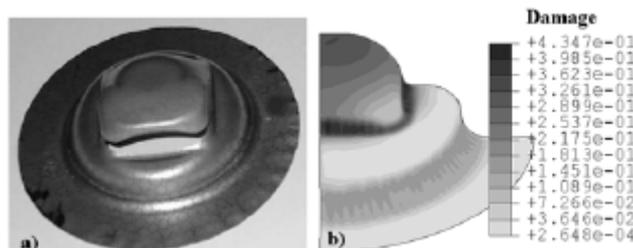
En la introducción de este capítulo se muestran, en primer lugar, los trabajos llevados a cabo por diversos autores para la modelización de los procesos de hidroconformado de chapa convencional. A continuación se describen las fases de la simulación del hidroconformado de chapa a temperaturas moderadas: el modelado térmico para el calentamiento del sistema y el modelado termomecánico para el conformado de la chapa.

En el segundo y tercer apartado se muestran los estudios realizados para la obtención de dos modelos de simulación: el modelo térmico y el modelo termomecánico acoplado. El modelo térmico para el calentamiento del sistema se ha desarrollado y validado experimentalmente en dos casos: con la geometría *bulge test* circular y con la correspondiente a la pieza prototipo. Ambos sistemas de calentamiento tienen configuraciones diferentes, calentamiento con resistencias de cartucho y calentamiento por circulación interna de un fluido caliente respectivamente, de ahí la necesidad de generar dos modelos. Por otro lado, se ha calibrado un modelo termomecánico acoplado mediante la simulación de los ensayos *bulge test*. El modelo ha sido validado mediante simulaciones del conformado de la pieza prototipo.

### 6.1 Introducción

#### 6.1.1 Estudios sobre simulaciones de hidroconformado de chapa convencional

En referencia al hidroconformado de chapa activo, Kim *et al.* estudiaron numéricamente el conformado en varias etapas de una geometría rectangular con un escalón [KIM 04]. El método permitió obtener una mejor distribución de espesores, llegando a valores de reducción de espesores de un 14% frente al 20% logrado en una sola etapa. Por otro lado, Palumbo *et al.* estudiaron el conformado de geometrías complejas, como la mostrada en la **Figura 6.1**, introduciendo un criterio de fractura en el modelo de simulación [PAL 04b]. El valor crítico de daño (*critical damage value*) se ajustó para que los resultados numéricos y experimentales coincidieran. El mismo autor mostró otro trabajo de simulación numérica de hidroconformado activo de copas circulares, donde la huella era desplazable en el mismo sentido que la expansión de la chapa [PAL 06]. De este modo, el material entraba en contacto con la huella generando la superficie plana superior de la copa desde el inicio del proceso. Otro trabajo de Cherouat *et al.* mostró la simulación de la expansión libre de chapas de acero inoxidable de formato rectangular (ver **Figura 6.2**) en los que se considera la anisotropía del material al modelizar el material. El error en la distribución de espesores a lo largo de la pieza fue de un 5% en la zona periférica y de un 3% en la zona central [CH 08].



**Figura 6.1:** Simulación de la expansión libre de chapas rectangulares [PAL 04b].

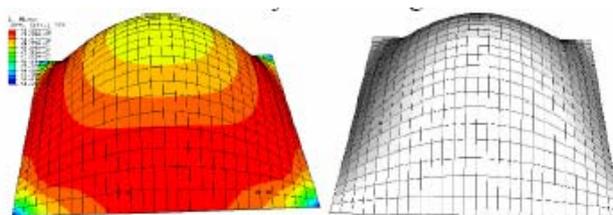


Figura 6.2: Simulación de la expansión libre de chapas rectangulares [CH 08].

Respecto al hidroconformado de chapa pasivo, en 2004 Lang *et al.* investigaron el conformado de una copa cónica de una aleación de aluminio mediante la aplicación de presión constante en la cavidad. El estudio se centró en el tipo de fallo y generación de arrugas mostrando resultados acordes a la experimentación [LAN 04b]. Aberdraabo *et al.* realizaron un estudio similar incluyendo la anisotropía del aluminio para geometrías rectangulares [ABE 04] y hemisféricas [ABE 05]. También se modeló el conformado de piezas de acero cilíndricas, rectangulares y de secciones compuestas con resultados que predijeron debidamente las zonas críticas de las piezas en cuanto a tensiones y deformaciones generadas. En este trabajo se adaptó el coeficiente de fricción hasta obtener resultados similares a los experimentales, mostrando la importancia de la correcta definición de este parámetro [PAL 04a]. Otra de las geometrías estudiadas es la copa elíptica. Se comparó la simulación con la experimentación resultando en una distribución de espesores con un error de un 5% [TAK 07]. Los estudios anteriores se centraban únicamente en la correcta predicción de los fallos del material sin tener en cuenta la optimización de los parámetros de proceso.

Con el fin de optimizar los valores de presión necesarios, se desarrollaron los modelos para el hidroconformado de copas cilíndricas y cuadradas demostrando que la correcta definición de esta variable es clave [LAN 05]. Los modelos estudiaron el caso de hidroconformado pasivo con presión constante en la cavidad del fluido.

Zampaloni *et al.* [ZAM 03] y Del Prete *et al.* [DEL 08a, DEL 08b] simularon el conformado de geometrías hemisféricas y rectangulares mediante la utilización de presiones variables en el tiempo. La predicción de generación de arrugas fue acertada en ambos casos. Khandeparkar *et al.* utilizaron herramientas de simulación para determinar la curva de presión variable óptima para el conformado de piezas de geometría más compleja (ver Figura 6.3) en la Universidad de Stuttgart (*Institut Für Umformtechnik* IFU). El modelo de material tenía en cuenta la anisotropía. Los resultados numéricos predecían adecuadamente la necesidad de utilizar bajas presiones al inicio del proceso y aumentarlas al final, como se comprobó en la experimentación. Sin embargo, los espesores a lo largo de la sección transversal obtenidos numéricamente se desviaban hasta un 10% de los resultados experimentales [KHA 08].

Lang *et al.* determinaron los valores de fricción además de los coeficientes del modelo de material utilizado mediante técnicas de optimización comparando los resultados de las simulaciones con los experimentales [LAN 06].

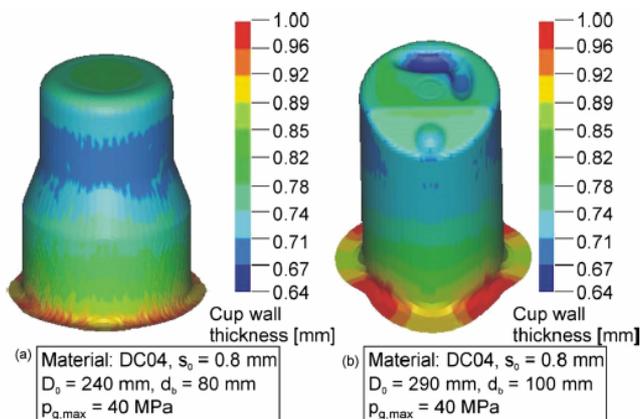


Figura 6.3: Simulación del hidroconformado pasivo de copas cilíndricas [KHA 08].

### 6.1.2 Fases de la simulación del hidroconformado de chapa a temperaturas moderadas

La modelización numérica de los procesos de hidroconformado de chapa a temperaturas moderadas se divide en dos fases: simulación del calentamiento del sistema y simulación del conformado de la chapa. La primera fase se trata de una simulación térmica y la segunda de una simulación termomecánica.

Para simular el calentamiento de las herramientas y la chapa es necesario un modelo de simulación térmica que tenga en cuenta todos los modos de transferencia de calor presentes en el proceso:

- Convección.
- Conducción.
- Radiación.

En este sentido, Carlsey validó mediante experimentación un modelo simplificado para el calentamiento de chapas de aluminio que tiene en cuenta los diferentes mecanismos de transferencia de calor [CAR 04]. El material absorbe calor según la ecuación (6.1):

$$Q_{radiation} + Q_{convection} + Q_{conduction} = q / \Delta t \quad (6.1)$$

siendo  $q$  el ratio de transferencia de calor y  $\Delta t$  el incremento de tiempo. Para cada modo de transferencia de calor  $Q$  depende de los parámetros del material y del propio sistema según las ecuaciones (6.2), (6.3) y (6.4):

$$Q_{radiation} = \varepsilon_s \cdot \varepsilon_{AL} \cdot C \cdot A \cdot (T_s^4 - T_{AL}^4) \quad (6.2)$$

$$Q_{convection} = h \cdot A \cdot (T_{med} - T_{AL}) \quad (6.3)$$

$$Q_{conduction} = \frac{k}{L} \cdot A \cdot (T_s - T_{AL}) \quad (6.4)$$

donde  $\varepsilon$  es la emisividad del material,  $C$  es la constante de Stefan-Boltzmann,  $A$  es el área de la chapa,  $T$  es la temperatura,  $h$  es el coeficiente de convección,  $k$  la conductividad y  $L$  el espesor del medio del que se transfiere el calor. Los subíndices  $AL$ ,  $med$  y  $s$  son el aluminio, el medio en contacto con el aluminio y la fuente de calor respectivamente. El modelo es válido para calcular la temperatura de la chapa en cada incremento de tiempo aplicando la ecuación (6.5):

$$T_{AL} = \frac{\Delta t}{C_e \rho L} \left[ (\varepsilon_t + \varepsilon_b) \varepsilon_s C (T_s^4 - T_{AL}^4) + (h_b + h_t) (T_{air} - T_{AL}) + \frac{k}{L} (T_s - T_{AL}) \right] + T_{AL} \quad (6.5)$$

siendo  $C_e$  es el calor específico,  $\rho$  es la densidad del material y los subíndices  $t$  y  $b$  la parte de arriba y de debajo de la chapa.

La simulación del conformado de la chapa puede ser isoterma o termomecánica acoplada. En una simulación isoterma se realiza la hipótesis de que la temperatura es constante en cada componente del modelo, es decir, en la chapa y en cada herramienta. Por lo tanto no se considera transferencia de calor en el sistema. No se calculan las temperaturas, únicamente las deformaciones. Es un tipo de simulación sencilla, la única diferencia respecto a la simulación convencional se basa en que los datos de caracterización de material serán los correspondientes a la temperatura seleccionada. Es decir, las tensiones y deformaciones se calculan teniendo en cuenta los datos de caracterización a la temperatura fijada. Al contrario, en una simulación termomecánica acoplada se modeliza completamente la transferencia de calor entre el fluido, el molde y la pieza. Las temperaturas de los nodos se calculan y son variables en el tiempo. Para ello es necesario conocer los parámetros térmicos ( calor específico  $C_e$ , emisividad  $\varepsilon$ , coeficiente de convección  $h$  y conductividad térmica  $k$  ) de los diferentes materiales del sistema, al igual que en el modelo térmico. Además, es necesario

conocer el coeficiente de contacto térmico para calcular el flujo de calor entre superficies de diferentes materiales. En este aspecto, Groche determinó experimentalmente el coeficiente de contacto térmico  $\alpha_k$  en función de la presión aplicada para aleaciones de aluminio resolviendo la ecuación (6.6) [GRO 02].

$$\rho \cdot C_e \cdot A \cdot \frac{dT_{material}}{dt} = \alpha_k \cdot 2 \cdot (T_{material} - T_{hta}) \quad (6.6)$$

Por otro lado, en una simulación termomecánica acoplada, las tensiones y deformaciones se calculan en cada nodo en función de su temperatura. Es necesario introducir los datos de caracterización de material a diferentes temperaturas y velocidades de deformación.

El coste computacional de las simulaciones termomecánicas es elevado en comparación al modelado isoterma. De cara a reducir este tiempo de cómputo es aconsejable establecer las temperaturas del molde y del fluido constantes ya que la capacidad calorífica de éstos es superior a la de la pieza debido por un lado a la masa y por otro al propio material (sobre todo cuando se trata de chapa de aluminio cuya masa específica y capacidad calorífica es menor) [NOV 03].

## 6.2 Modelo de simulación térmico

En las aplicaciones de conformado en caliente el diseño de las herramientas es clave. En función de la posición y tipo de elementos calefactores seleccionados los gradientes de temperatura resultantes en las herramientas y chapa varían. El objetivo es obtener el mapa de temperaturas deseado. El modelado térmico predice las temperaturas en el conjunto de herramientas y chapa de cara a validar el diseño de calentamiento propuesto.

En este trabajo se han desarrollado dos modelos térmicos para dos configuraciones de calentamiento diferentes. De este modo, se han validado dos modelos de simulación térmicos que podrán utilizarse para otro tipo de piezas.

### 6.2.1 Simulación del calentamiento de la geometría *bulge test*

El sistema de calentamiento seleccionado en este caso se trata, por un lado, del calentamiento del semimolde inferior mediante elementos calefactores y por otro lado, el fluido térmico está en contacto con las superficies de la cavidad del semimolde inferior y con la chapa.

El semimolde inferior dispone de una placa calentadora en la que se alojan cuatro resistencias de cartucho con el fin de calentar el bloque inferior. El calor disipado se ha modelizado como un flujo de calor proveniente de las superficies interiores en las que se alojan las resistencias de cartucho. El flujo de calor se ha asumido constante durante el proceso de calentamiento. La superficie interior de la cavidad del fluido se calienta también mediante convección. El fluido se considera desde el primer momento a 250 °C. También se ha asignado transferencia de calor mediante convección a las superficies exteriores que están en contacto con el aire. Se ha considerado radicación de las herramientas, pero se ha despreciado la radicación de la chapa, debido a que el coeficiente de radicación del aluminio es muy reducido.

La chapa se calienta tanto por convección, en la superficie inferior en contacto con el fluido, como por conducción en las superficies en contacto con las herramientas.

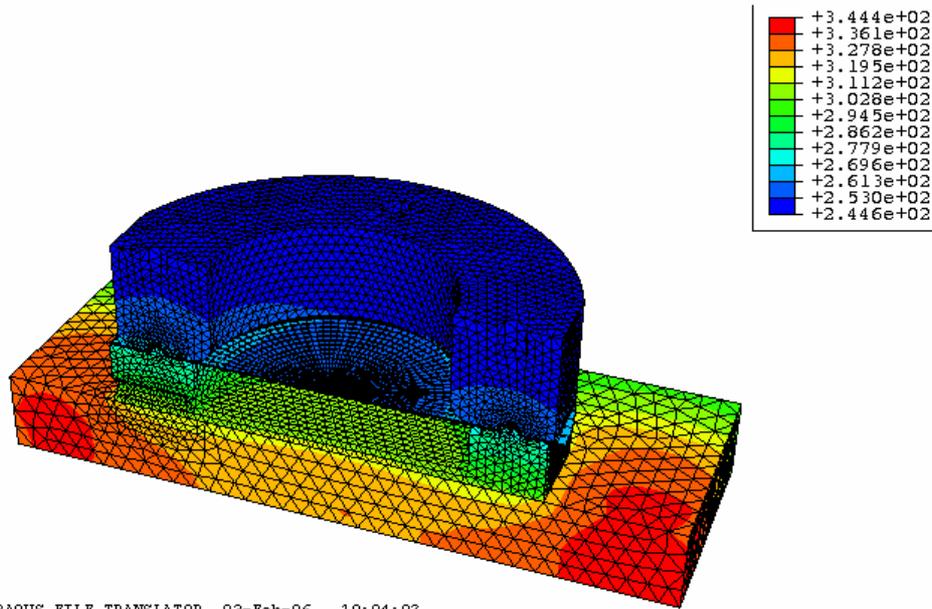
El semimolde superior se calienta por conducción y radicación mediante la transferencia de calor recibida desde la chapa. La superficie superior de la estampa superior se considera aislada térmicamente.

La **Tabla 6.1** muestra los parámetros de entrada del modelo. Se ha simulado el calentamiento del conjunto de herramientas y chapa como puede observarse en la **Figura 6.4**. Esta figura muestra el mapa de temperaturas resultante tras una hora desde el inicio del calentamiento. Como puede observarse la distribución de temperaturas en los semimoldes no son uniformes,

sobre todo en el inferior. Sin embargo, únicamente se observa un gradiente de 10 °C entre la superficie exterior e interior de la chapa gracias a la elevada conductividad del aluminio.

Modelización de los moldes	Diámetro cavidad ( $d_c$ )	120 mm
	Radio de redondeo de la cavidad ( $R_c$ )	10 mm
	Tipo de elemento	DC3D4
Modelización de la chapa	Dimensiones de la chapa rectangular	210 mm*210 mm
	Tipo de elemento	DC3D8
Características del aluminio	Densidad ( $\rho$ )	2,7 kg/dm <sup>3</sup>
	Coefficiente de expansión térmica	25.5E-6 K <sup>-1</sup>
	Coefficiente de conductividad térmica	200E+3 W/mmK
	Calor específico ( $C_e$ )	1000 J/(kg·K)
	Espesor de la chapa ( $e$ )	1,2 mm
Características del acero de las herramientas	Densidad ( $\rho$ )	7,8 kg/dm <sup>3</sup>
	Coefficiente de expansión térmica	12E-6 K <sup>-1</sup>
	Coefficiente de conductividad térmica	45m W/mmK
	Calor específico ( $C_e$ )	670 J/(kg·K)
Condiciones iniciales	Temperatura inicial de herramientas y chapa	20 °C
Condiciones de contorno	Potencia de las resistencias	600 W
	Coefficiente de convección del fluido	$h=500 \mu\text{W}/\text{mm}^2\text{K}$
	Coefficiente de convección del aire	$h=18 \mu\text{W}/\text{mm}^2\text{K}$
	Coefficiente de conducción entre piezas	$k=5000 \mu\text{W}/\text{mm}^2\text{K}$
	Coefficiente de radiación de los útiles	0,35
Tipo de contacto	Entre todas las superficies	Small sliding

**Tabla 6.1:** parámetros introducidos en el modelo de simulación térmica para la geometría *bulge test*.



ABAQUS FILE TRANSLATOR 03-Feb-06 10:04:02

**Figura 6.4:** Simulación del calentamiento de las herramientas y chapa para la geometría *bulge test*.

La **Figura 6.5** muestra los resultados numéricos y experimentales del calentamiento del sistema. Se han establecido 7 puntos de control (ver **Figura 6.6**). Los primeros cinco puntos son el punto central de la chapa y 4 puntos en la sección periférica a una distancia radial de 50 mm a 0°, 90°, 180° y 270°. Los otros dos puntos de control se seleccionan en el semimolde superior a 30° y a 150° a una altura de 15 mm desde la chapa. El calentamiento de un conjunto de herramientas y chapa se divide en dos etapas, la etapa transitoria y la etapa estacionaria. La etapa transitoria es aquella en la que el sistema comienza a calentarse desde la temperatura ambiente hasta llegara a la temperatura deseada y la etapa estacionaria es aquella en la que se mantiene la temperatura del sistema.

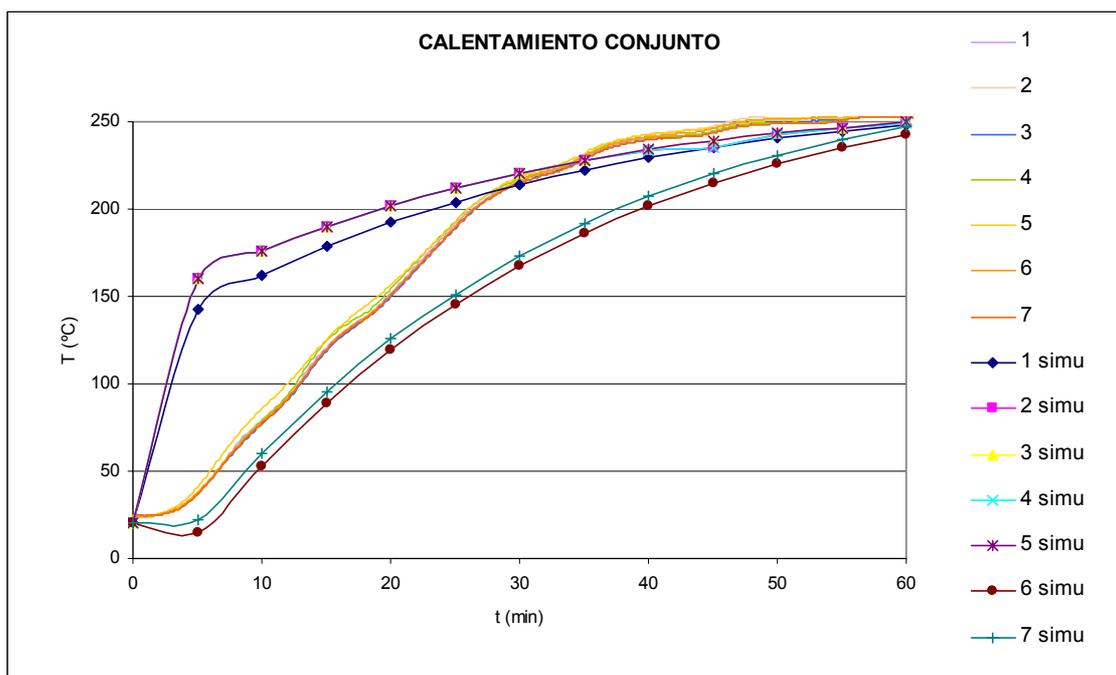


Figura 6.5: Resultados numéricos y experimentales del calentamiento para el *bulge test*.

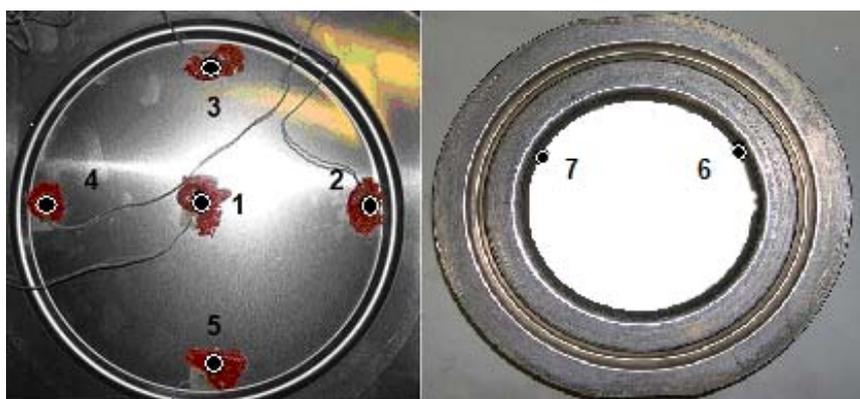


Figura 6.6: Puntos de control para el calentamiento del *bulge test*.

En este caso, podemos observar que existe una desviación importante de los resultados en la etapa transitoria de calentamiento de la chapa. Los resultados numéricos muestran que el material se calienta hasta una temperatura cercana a 150°C de forma bastante rápida (4-5 minutos). El resto del sistema tarda más en calentarse, pero alcanza los 250°C sin mayor problema. Sin embargo, los datos reales muestran que el calentamiento de la chapa y herramientas se dan al mismo tiempo. Esto es debido a que para simplificar el modelo se ha despreciado que el fluido tiene una temperatura variable hasta llegar a los 250°C y se ha supuesto que desde el momento inicial está a dicha temperatura. Sin embargo, el modelo es válido a la hora de predecir el mapa de temperaturas obtenido en el estacionario, con un error máximo despreciable de 5°C.

Por lo tanto, el modelo propuesto queda validado con resultados experimentales.

### 6.2.2 Simulación del calentamiento de la geometría prototipo

La **Tabla 6.2** muestra los parámetros introducidos en el modelo de simulación. Se ha simulado el calentamiento de todo el conjunto: matriz inferior, chapa y matriz superior.

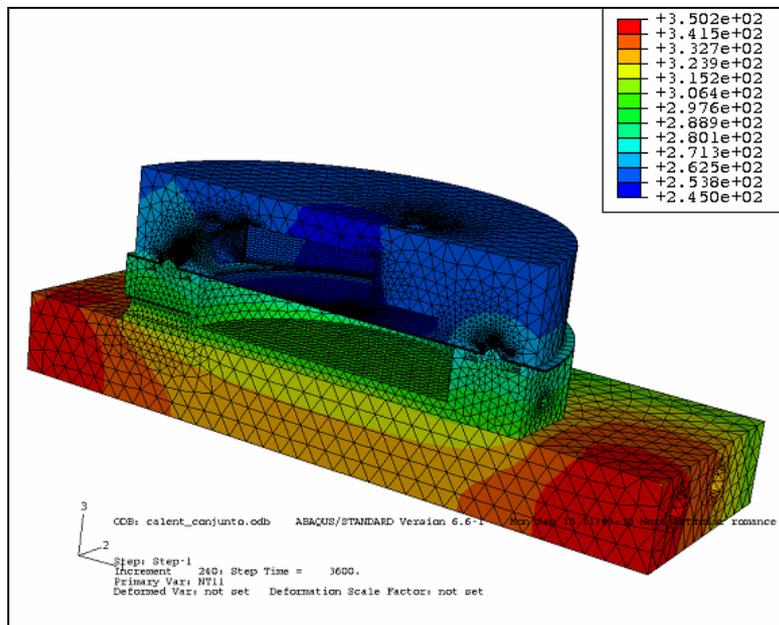
El modelado del semimolde inferior es similar al del caso del *bulge test*. El semimolde superior con la huella de la pieza prototipo dispone de canales de calentamiento propios en los que se introduce fluido caliente en circulación. Esta es la diferencia respecto al modelo *bulge test*, el

método de calentamiento del semimolde superior. En este caso el material hace contacto con la herramienta a lo largo de la fase de conformado, por lo que es importante que la matriz disponga de un mapa de temperaturas que permita el conformado de la pieza debidamente.

Modelización de los moldes	Geometría del molde	Prototipo
	Tipo de elemento	DC3D4
Modelización de la chapa	Dimensiones de la chapa rectangular	210mm*210mm
	Tipo de elemento	DC3D8
Características del aluminio	Densidad ( $\rho$ )	2,7kg/dm <sup>3</sup>
	Coefficiente de expansión térmica	25.5E-6 K <sup>-1</sup>
	Coefficiente de conductividad térmica	200E+3W/mmK
	Calor específico (C <sub>e</sub> )	1000 J/(kg·K)
	Espesor de la chapa (e)	1,2mm
Características del acero de las herramientas	Densidad ( $\rho$ )	7,8kg/dm <sup>3</sup>
	Coefficiente de expansión térmica	12E-6 K <sup>-1</sup>
	Coefficiente de conductividad térmica	45mW/mmK
	Calor específico (C <sub>e</sub> )	670J/(kg·K)
Condiciones iniciales	Temperatura inicial de herramientas y chapa	20°C
Condiciones de contorno	Potencia de las resistencias	600W
	Coefficiente de convección del fluido	h=500μW/mm <sup>2</sup> K
	Coefficiente de convección del aire	h=18μW/mm <sup>2</sup> K
	Coefficiente de conducción entre piezas	k=5000μW/mm <sup>2</sup> K
	Coefficiente de radiación de los útiles	0,35
Tipo de contacto	Entre todas las superficies	Small sliding

**Tabla 6.2:** parámetros introducidos en el modelo de simulación térmica para la geometría prototipo.

Se ha simulado el calentamiento del conjunto de herramientas y chapa. Como puede observarse en el mapa de temperaturas resultante de la **Figura 6.7**, tras una hora y media desde el inicio del calentamiento, la distribución de temperaturas en los semimoldes no es uniforme. Sin embargo, únicamente se observa un gradiente de 5°C entre la superficie exterior e interior de la chapa gracias a la elevada conductividad del aluminio. Las superficies del semimolde superior sobre la que la chapa hace contacto durante su conformado muestran un gradiente que es también despreciable, aproximadamente de 8°C.



**Figura 6.7:** Simulación del calentamiento de las herramientas y chapa para la geometría prototipo.

La **Figura 6.8** muestra los resultados numéricos y experimentales del calentamiento del sistema. Se han establecido 6 puntos de control (ver **Figura 6.9**). Los primeros cuatro puntos son el punto central de la chapa y 4 puntos en la sección periférica a 0°, 90° y 180° respectivamente. Los otros dos puntos de control se seleccionan en el semimolde superior, uno

en la sección cilíndrica y otro en la sección triangular. Al igual que en el calentamiento del *bulge test*, existe una desviación importante de resultados en la etapa transitoria de calentamiento de la chapa, debido a que para simplificar el modelo se ha despreciado que el fluido tiene una temperatura variable hasta llegar a los 250°C y se ha supuesto que desde el momento inicial está a dicha temperatura. En este caso el sistema necesita más tiempo para llegar al estacionario, aproximadamente hora y media. Sin embargo, el modelo es válido a la hora de predecir el mapa de temperaturas obtenido en el estacionario, con un error máximo despreciable de 5°C.

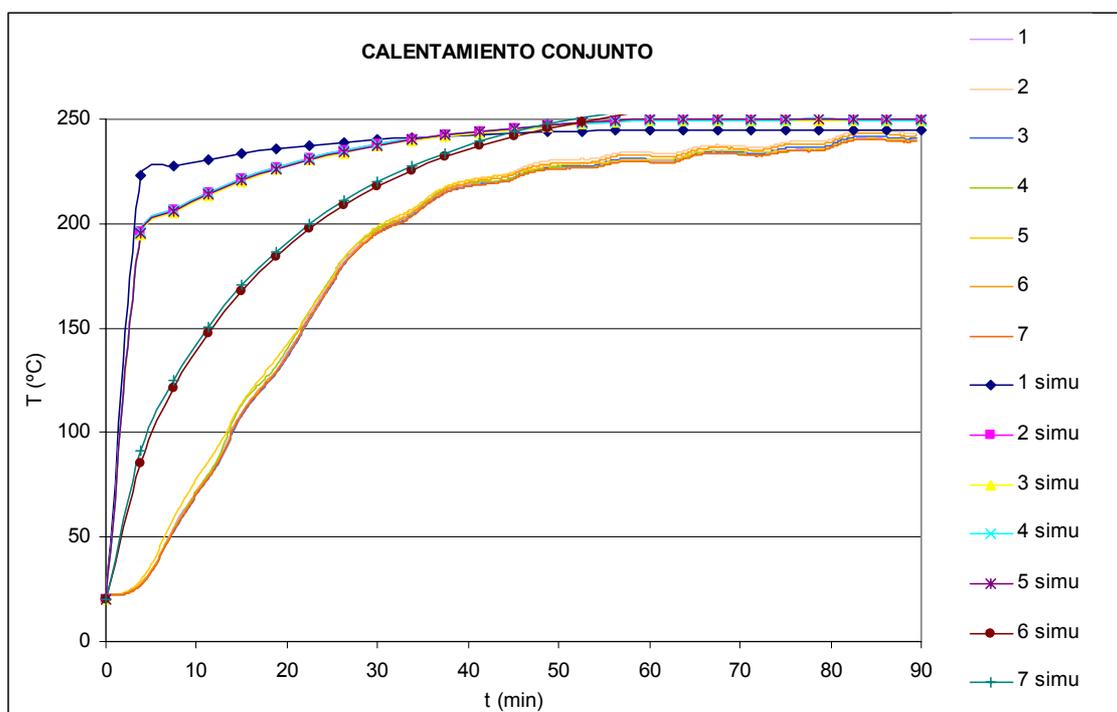


Figura 6.8: Resultados numéricos y experimentales del calentamiento para la geometría prototipo.

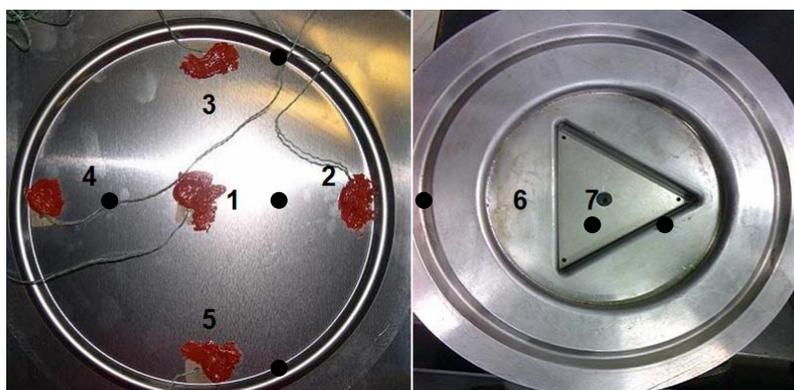


Figura 6.9. Puntos de control durante el calentamiento del sistema.

Por lo tanto, ambos modelos propuestos quedan validados con resultados experimentales.

### 6.3 Modelo de simulación termomecánico acoplado

Inicialmente se han llevado a cabo simulaciones de los ensayos de *bulge-test* con el fin de determinar un modelo numérico fiable. A continuación se han realizado simulaciones de la pieza prototipo con el fin de validar el modelo numérico desarrollado. Los resultados experimentales mostrados en el Capítulo 5 “Experimentación” han permitido la evaluación de la aproximación del modelo a la realidad.

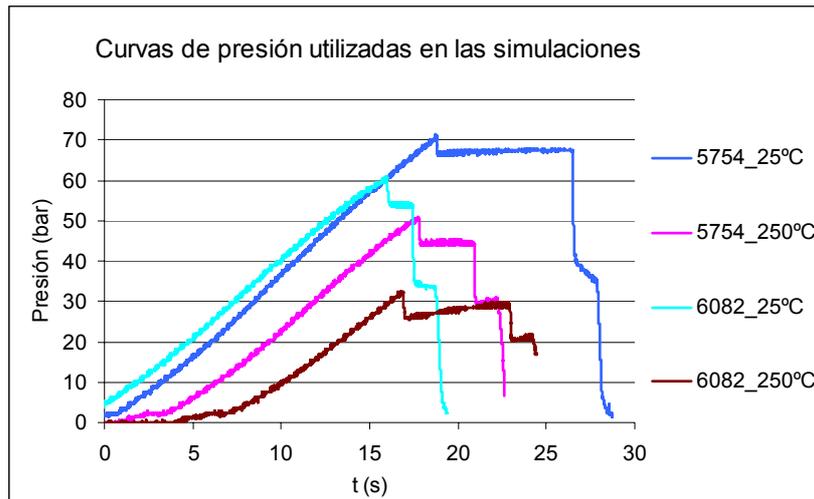
Las simulaciones realizadas han sido termomecánicas acopladas suponiendo la temperatura inicial de herramientas y chapa uniformes. El estudio se ha llevado a cabo mediante el software de aplicación general *ABAQUS Explicit*<sup>TM</sup>.

### 6.3.1 Simulación termomecánica de los ensayos *bulge test*

Se han realizado simulaciones de los ensayos a 25°C y a 250°C para las aleaciones AA5754H111 y AA6082O y la geometría circular de diámetro de 120mm. La **Tabla 6.3** y la **Figura 6.10** muestran los parámetros de entrada utilizados y las curvas de presión experimentales utilizadas en las simulaciones numéricas.

Tipos de elemento	Molde	C3D4T
	Chapa	C3D8RT
Características del material AA5754H111	Densidad ( $\rho$ )	2,7kg/dm <sup>3</sup>
	Coefficiente de expansión térmica	25.5E-6K <sup>-1</sup>
	Coefficiente de conductividad térmica	200mW/mmK
	Calor específico ( $C_e$ )	1000 J/(kg·K)
	Espesor de la chapa (e)	1,2mm
Características del material AA6082O	Densidad ( $\rho$ )	2,7kg/dm <sup>3</sup>
	Coefficiente de expansión térmica	25.5E-6 K <sup>-1</sup>
	Coefficiente de conductividad térmica	200mW/mmK
	Calor específico ( $C_e$ )	1000 J/(kg·K)
	Espesor de la chapa (e)	1,5mm
Características del acero de las herramientas	Densidad ( $\rho$ )	7,8kg/dm <sup>3</sup>
	Coefficiente de expansión térmica	12E-6 K <sup>-1</sup>
	Coefficiente de conductividad térmica	45mW/mmK
	Calor específico ( $C_e$ )	550J/(kg·K)
Condiciones de contorno	Fuerza aplicada: presión	4bar/s
	Coefficiente de convección del fluido	h=500 $\mu$ W/mm <sup>2</sup> K
	Coefficiente de convección del aire	h=18 $\mu$ W/mm <sup>2</sup> K
	Coefficiente de conducción entre piezas	k=5000 $\mu$ W/mm <sup>2</sup> K
	Coefficiente de radiación de los útiles	0,35
Condiciones iniciales	Temperaturas de los moldes, chapa y fluido	25°C/250°C
Tipo de contacto	Herramientas –superficie exterior de la chapa	penalty
	Herramientas –superficie interior de la chapa	kinematic, small sliding
Fricción	Valor de fricción constante	0,1

**Tabla 6.3:** parámetros introducidos en los modelos de simulación.



**Figura 6.10.** Curvas de presión experimentales utilizadas en las simulaciones.

Como datos de material se han utilizado, por un lado, las curvas de tracción a diferentes temperaturas y velocidades de deformación resultantes de la caracterización uniaxial del material obtenida en el Capítulo 3 “Caracterización de aleaciones de aluminio en caliente”. Por otro lado, también se han empleado las curvas de tracción obtenidas en la caracterización biaxial, ver Capítulo 5 “Experimentación”. Por lo tanto, se han comparado los resultados

obtenidos teniendo en cuenta los diferentes modelos de caracterización experimentales, el uniaxial y el biaxial. Las curvas tensión-deformación del material, dependientes de la temperatura y de la velocidad de deformación, se han introducido en forma tabular.

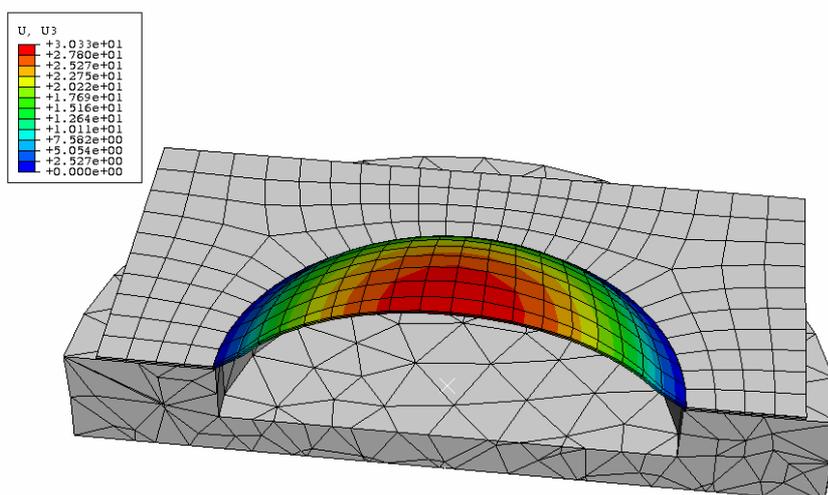
La **Figura 6.11** presenta una de las simulaciones de los ensayos de *bulge test* llevadas a cabo.

Como criterio de evaluación de los modelos se ha utilizado la evolución del bulbo en función de la presión interna, ya que es conocida de los ensayos experimentales realizados.

La **Figura 6.12**, la **Figura 6.13**, la **Figura 6.14** y la **Figura 6.15** muestran la evolución de la altura del bulbo en función de la presión, para cada aleación y temperatura, resultantes de los modelos uniaxial y biaxial. También se dan los resultados experimentales.

Puede observarse que los modelos que tienen en cuenta la caracterización biaxial de material se aproximan mucho más a los datos experimentales que los modelos que utilizan la caracterización uniaxial. Los modelos uniaxiales no predicen los niveles de presión a las que se deforma el material adecuadamente. El material se deforma más para menores niveles de presión. Esto parece lógico teniendo en cuenta los resultados de la caracterización biaxial del Capítulo 5, “Experimentación”, donde se concluía que los niveles de tensión necesarios para deformar el material son mayores cuando la chapa es sometido a un estado biaxial de tensiones. Por lo tanto, se comprueba una vez más que, la caracterización biaxial es imprescindible de cara a obtener un modelo numérico fiable.

Por otro lado, el modelo desarrollado no es capaz de predecir que la altura del bulbo sigue creciendo al final del proceso a pesar de reducir los niveles de presión en el sistema. Esto se debe a que en los datos de material utilizados no se ha introducido el ablandamiento o *softening* del material tras la tensión máxima aplicada de las curvas de tracción. En la caracterización biaxial para la obtención de la ley de comportamiento del material, realizada en el Capítulo 5, “Experimentación”, la presión siempre ha sido creciente en los ensayos. Esto ha llevado a que el material no haya sufrido *softening*. Sin embargo, las curvas de presión de los ensayos simulados en este apartado son constantes o decrecientes en algunos instantes y esto lleva a la aparición de este fenómeno.



**Figura 6.11.** Simulación numérica de un ensayo de *bulge test*.

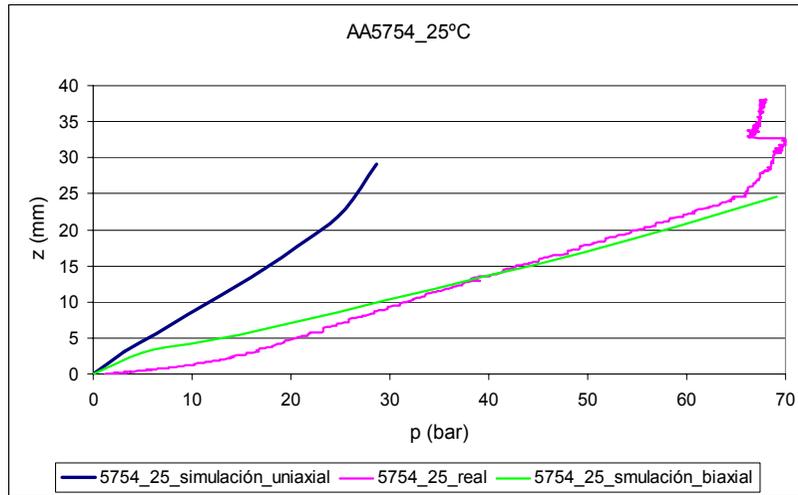


Figura 6.12. Evolución de la altura con la presión para la aleación AA5754 a 25 °C.

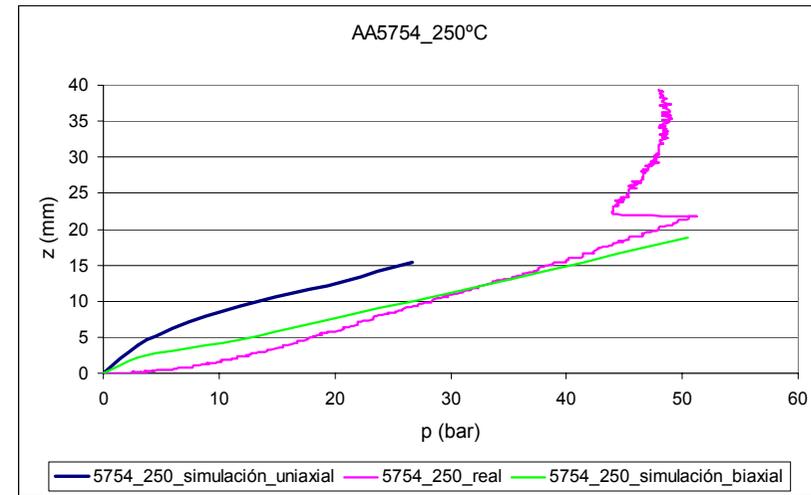


Figura 6.13. Evolución de la altura con la presión para la aleación AA5754 a 250 °C.

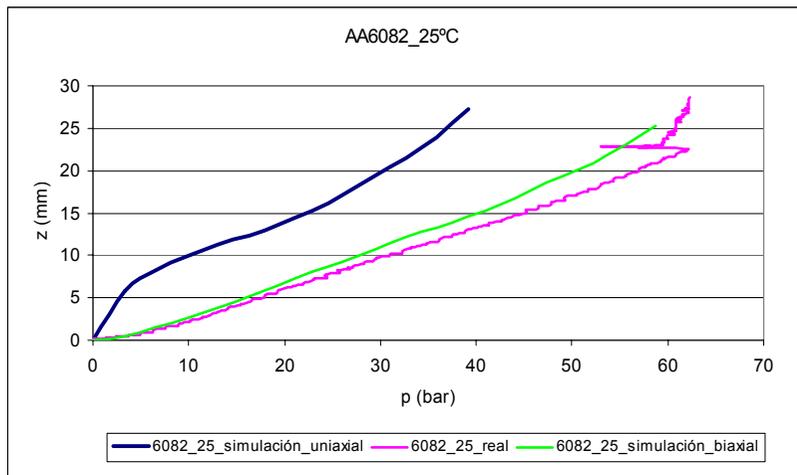


Figura 6.14. Evolución de la altura con la presión para la aleación AA6082 a 25 °C.

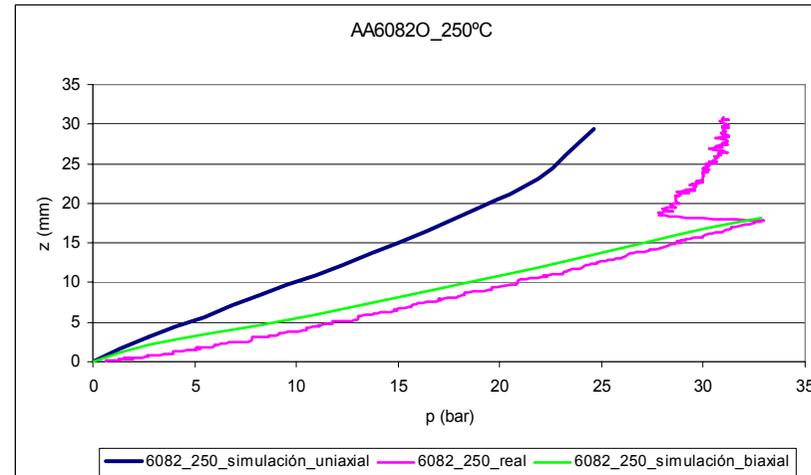
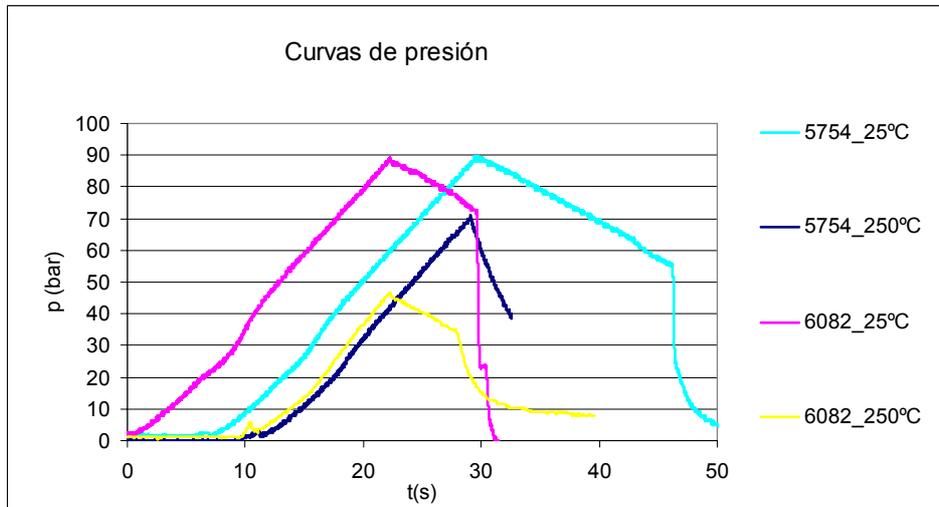


Figura 6.15. Evolución de la altura con la presión para la aleación AA6082 a 250° C.

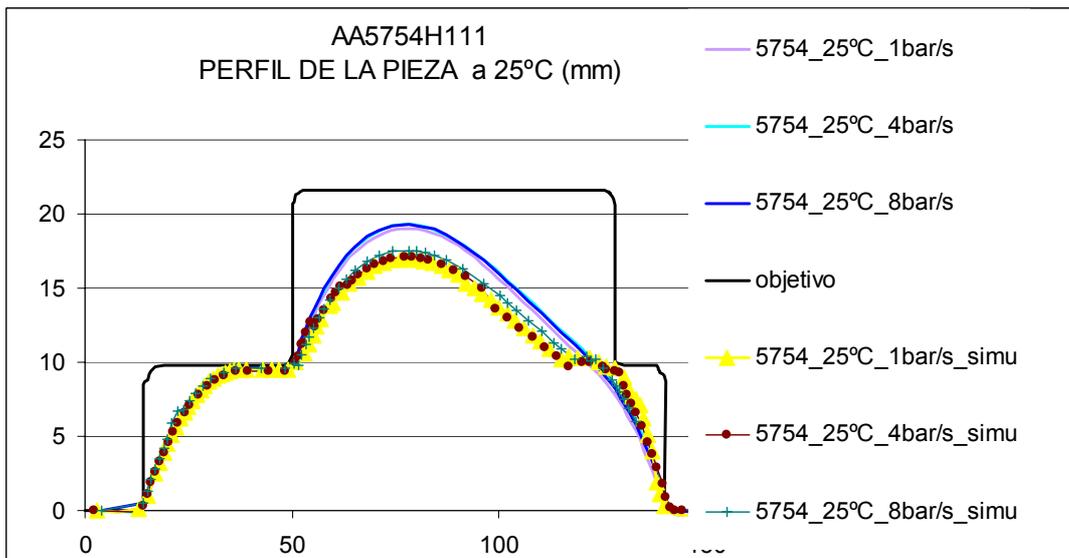
### 6.3.2 Simulación termomecánica del conformado de la pieza prototipo

Las simulaciones llevadas a cabo con la pieza prototipo han sido para los materiales AA5754 y AA6082O, a 25 °C y a 250 °C. Las simulaciones de los ensayos *bulge test* han demostrado la necesidad de introducir las curvas tensión-deformación calculadas en la caracterización biaxial de material, por lo que esa ha sido la ley de comportamiento introducida en el modelo. Como parámetros de proceso se han introducido las curvas de presión grabadas durante la experimentación a 1 bar/s, 4 bar/s y 8 bar/s y presentadas en el capítulo 5 “Experimentación”. Como ejemplo se muestran las curvas para los experimentos realizados a 4 bar/s en la **Figura 6.16**. En los ensayos a 1 bar/s se han introducido los datos de material correspondientes a las curvas tensión-deformación calculadas en los ensayos biaxiales a 4 bar/s, debido a no disponer de datos a 1 bar/s. El resto de parámetros son similares a los mostrados anteriormente en la **Tabla 6.3**. De este modo se pretende determinar la validez del modelo desarrollado.



**Figura 6.16.** Curvas de presión experimentales utilizadas en las simulaciones numéricas.

El criterio de evaluación utilizado, para la comparación de los resultados experimentales con los numéricos, es la medición de la geometría final en la sección característica de la pieza al igual que en el Capítulo 5 “Experimentación”. La **Figura 6.17**, la **Figura 6.18**, la **Figura 6.19** y la **Figura 6.20** muestran las geometrías de la sección característica de la pieza prototipo para la aleación AA5754H111 y AA6082O a 25°C y a 250°C respectivamente. Se presentan tanto los resultados experimentales como los calculados mediante el programa de elementos finitos.



**Figura 6.17.** Geometría de la sección característica de la pieza prototipo para la aleación AA5754H111 a 25 °C.

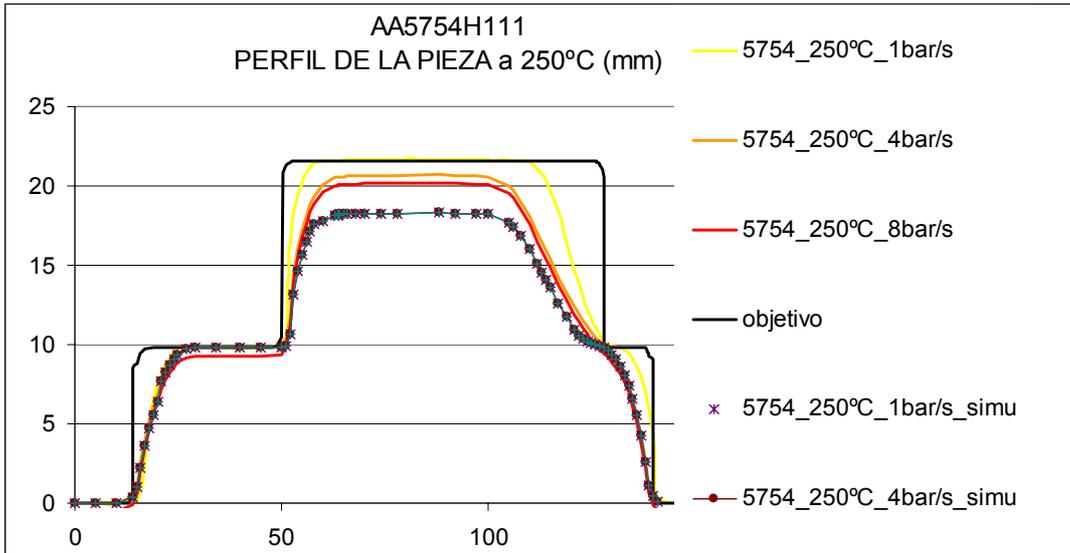


Figura 6.18. Geometría de la sección característica de la pieza prototipo para la aleación AA5754H111 a 250 °C.

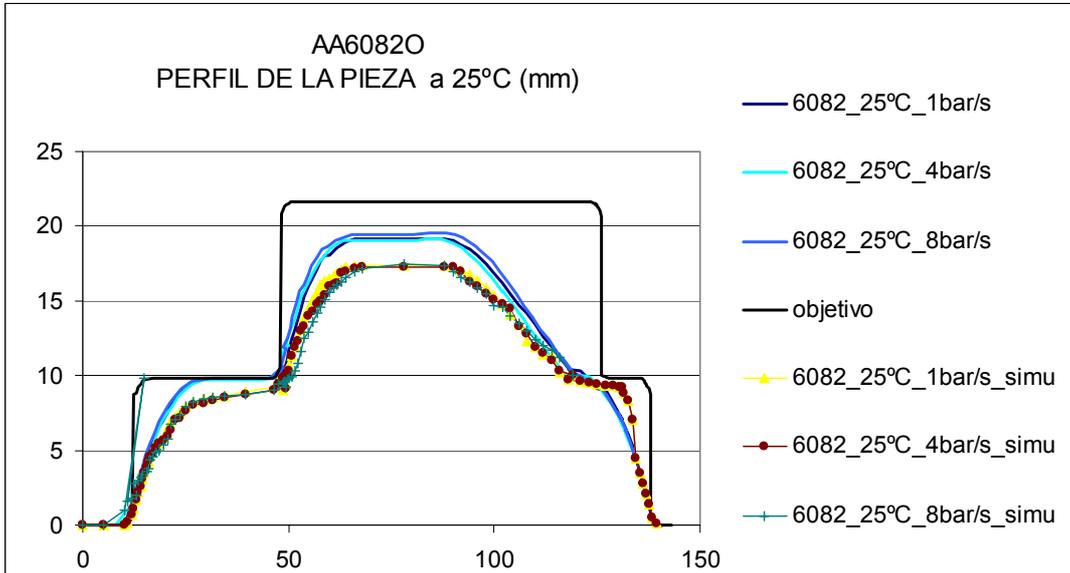


Figura 6.19. Geometría de la sección característica de la pieza prototipo para la aleación AA6082O a 25 °C.

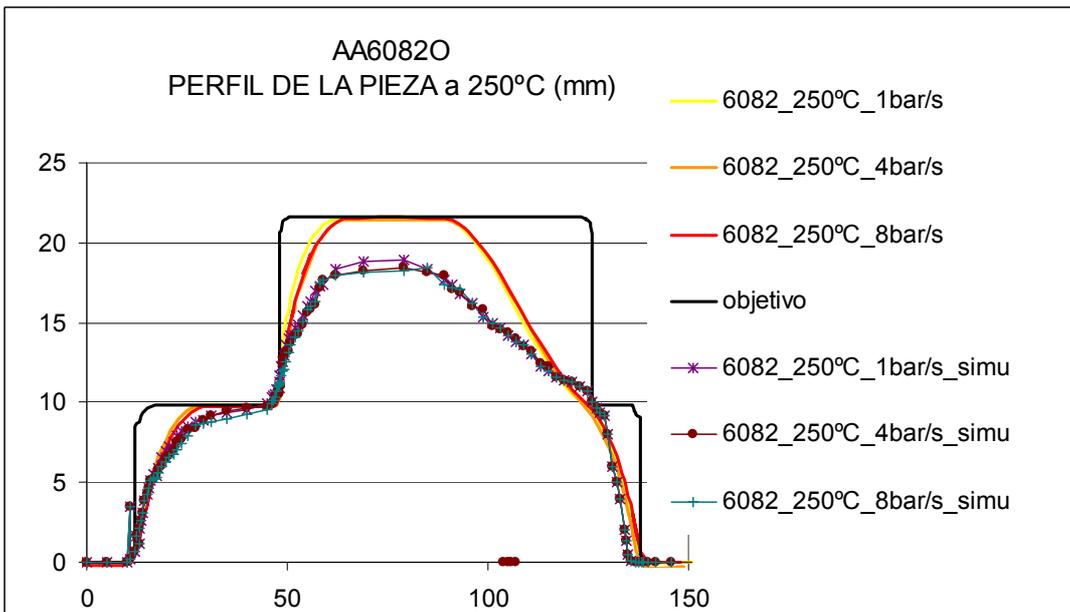


Figura 6.20. Geometría de la sección característica de la pieza prototipo para la aleación AA6082O a 250 °C.

Puede observarse que la predicción de la geometría es aproximada y con un error máximo de un 15% en la zona más alta de la pieza. La expansión de la chapa en la transición de sección circular se aproxima más a los resultados experimentales que la expansión en la sección triangular de la pieza.

Por lo tanto, el modelo desarrollado calcula aproximadamente la geometría final de la pieza obtenida. El error puede ser debido a la selección aproximada de los parámetros tribológicos, parámetros térmicos y ley de comportamiento del material. Debería estudiarse más a fondo el efecto de los diferentes parámetros de proceso y el modelo propuesto, debido a que a pesar de haber reproducido debidamente el ensayo de expansión libre o *bulge test*, la simulación del conformado de la geometría prototipo únicamente resulta en una aproximación.

En este capítulo se han presentado los resultados obtenidos con el modelo térmico y el modelo termomecánico acoplado desarrollados para la simulación del proceso de hidroconformado de chapa de aleaciones de aluminio a temperaturas moderadas.

Se han desarrollado modelos térmicos para el calentamiento del sistema en el caso de la geometría *bulge test* circular y de la pieza prototipo. Ambos sistemas de calentamiento tienen configuraciones diferentes, de ahí la necesidad de generar dos modelos. Tras comprobar los resultados con datos experimentales se ha concluido que los modelos predicen adecuadamente los mapas de temperaturas resultantes en las herramientas y chapa.

Por otro lado, se ha definido un modelo termomecánico acoplado mediante la simulación de los ensayos *bulge test*. Se han estudiado dos modelos introduciendo diferentes leyes de comportamiento del material: la ley obtenida tras la caracterización uniaxial y la obtenida en la caracterización biaxial del material. Los resultados han demostrado que el modelo biaxial se aproxima más a los resultados reales. La diferencia en el comportamiento del material entre ambos estados de tensión debe ser considerada para modelizar el proceso. Finalmente, el modelo desarrollado ha sido comprobado para simular el conformado de la pieza prototipo. Sin embargo, el modelo ha mostrado resultados aproximados con un error de hasta un 15% en la detección de las coordenadas de los puntos de la sección característica de la pieza. Debería estudiarse más a fondo el efecto de los diferentes parámetros de proceso y el modelo propuesto, debido a que a pesar de haber reproducido debidamente el ensayo de expansión libre o *bulge test*, la simulación del conformado de la geometría prototipo resulta en una aproximación.



## **Capítulo 7:**

### **Conclusiones**



## 7 Conclusiones

Este trabajo de tesis ha tenido como objetivo el desarrollo del proceso de hidroconformado de chapa de aleaciones de aluminio a temperaturas moderadas. Para ello se han estudiado, inicialmente, las características mecánicas de dos aleaciones de aluminio de alta resistencia. A continuación, se ha llevado a cabo el diseño y puesta a punto de un prototipo de hidroconformado a temperaturas moderadas con un sistema de medición de deformaciones óptico. En tercer lugar se ha llevado a cabo la experimentación. Por un lado, se ha caracterizado el material en un estado biaxial de tensiones y por otro lado se ha obtenido una pieza prototipo. Finalmente, se ha desarrollado un modelo de simulación numérica para el este tipo de procesos innovadores.

La caracterización de las aleaciones de aluminio de alta resistencia AA5754H111, AA6082T6 y AA6082O mediante ensayos de tracción convencionales ha posibilitado conocer la ley de comportamiento del material ante diferentes condiciones de temperatura y velocidad de deformación. De este modo, se han definido las condiciones óptimas de conformado, que son una temperatura de 250 °C y velocidades de deformación en torno a  $0,1 \text{ s}^{-1}$  para las aleaciones AA5754H111 y AA6082O. A pesar de obtener mayores niveles de deformación a velocidades más bajas, los tiempos de conformado son demasiado largos y es necesario trabajar a velocidades de deformación más elevadas para poder competir en un entorno industrial. La aleación AA6082T6 ha sido descartada para el conformado a temperaturas moderadas debido a no verse afectada ni por la temperatura ni por la velocidad de deformación. La caracterización microestructural de esta aleación bajo ambos estados de tratamiento (el recocido O y el T6) ha demostrado que es posible utilizar el tratamiento de endurecimiento tras conformar la pieza. Por lo tanto, la estrategia adecuada puede ser el conformado en estado recocido O y dar el tratamiento T a posteriori.

En este trabajo se ha diseñado y se ha realizado la puesta a punto de una instalación prototipo de hidroconformado de chapa en caliente. En este aspecto, se han adquirido las pautas para el diseño y puesta a punto de los sistemas hidráulicos para hidroconformado a temperaturas moderadas y se ha patentado el diseño desarrollado. También se han implementado nuevos métodos para el cierre de los moldes, utilizando cierres de tipo mecánico, que han sido también patentados. Además, se ha complementado la instalación con un sistema de medición de deformaciones óptico desarrollado también a lo largo de esta tesis. De este modo, el prototipo tiene el valor añadido de poder medir las deformaciones en las piezas para el caso del conformado de geometrías abiertas. De este modo, se ha desarrollado una máquina que puede calcular diagramas FLD de forma automática mediante la realización de ensayos de *bulge test* a temperaturas medias de chapa. Actualmente no existen instalaciones conocidas con estas características.

Una vez puesto a punto el prototipo de hidroconformado a temperaturas moderadas, se ha desarrollado una metodología para la caracterización de material de chapa en estado biaxial de tensiones a temperaturas moderadas. Por un lado, se ha llevado a cabo la caracterización biaxial del material para obtener la ley de comportamiento del material bajo un estado biaxial de tensiones. Los resultados han sido diferentes a los obtenidos en la caracterización uniaxial. El endurecimiento por acritud que sufre el material en condiciones de tensión biaxial es mayor que en el caso uniaxial. Además, se ha observado que el material es sensible a la velocidad de deformación incluso a temperatura ambiente en el estado biaxial de tensiones y también tiene mayor capacidad de deformación (evaluada en base a los niveles de alargamiento obtenidos). Por otro lado, la conformabilidad de la chapa se ha medido con el sistema de medición de deformaciones óptico empleando ensayos de tipo *bulge-test* utilizando dos geometrías elípticas y una circular. De este modo se han obtenido los diagramas FLD del material. Ambas aleaciones se ven afectadas positivamente con el aumento de la temperatura en cuanto al nivel de deformación que son capaces de sufrir antes de la rotura. Cabe destacar que no se observa ningún efecto de la velocidad de deformación en los FLDs obtenidos en el rango de velocidades y temperaturas estudiados.

Se ha hidroconformado una pieza de geometría prototipo, pasando previamente por el diseño, fabricación y puesta a punto de los moldes. Los resultados experimentales han demostrado que la tecnología desarrollada es muy interesante y que los niveles de deformación obtenidos a

temperaturas medias son altamente superiores a los obtenidos a temperatura ambiente, lo cual posibilita el conformado de geometrías complejas de peso reducido. Finalmente, la medición de las características mecánicas finales de las piezas conformadas ha mostrado la alta resistencia de las piezas, superior a la resistencia inicial del material de partida.

Finalmente, se ha desarrollado un modelo numérico para su aplicación en los procesos de hidroconformado de chapa a temperaturas medias. Se han llevado a cabo simulaciones numéricas con diferentes leyes de comportamiento de material. Se ha demostrado que la ley de comportamiento de material basada en la caracterización biaxial es la más idónea para el material y ensayo empleados. Sin embargo, el modelo de simulación desarrollado resulta en un error de hasta un 15% en la detección de la geometría final de la pieza prototipo.

Las aportaciones concretas más relevantes y originales de este trabajo de tesis han sido:

- Se ha diseñado y puesto a punto un sistema de cierre y un sistema hidráulico en caliente innovadores.
- Se ha diseñado y puesto a punto un sistema óptico de medición de deformaciones para la obtención de diagramas FLD.
- Se ha demostrado que es posible obtener piezas de aleaciones de aluminio a temperaturas moderadas de características superiores a las obtenidas a temperatura ambiente.
- Se ha demostrado que es necesario realizar ensayos de caracterización biaxial para describir correctamente el comportamiento del material. Una caracterización uniaxial puede inducir a errores de hasta un 20% en las simulaciones respecto a la predicción de fuerzas necesarias para deformar el material.

Las líneas de trabajo futuras que a juicio del autor deberían de acometerse son:

- Desarrollar un método de caracterización de materiales de forma biaxial a velocidades de deformación controladas, para poder introducir los datos de material de forma adecuada en los *softwares* de simulación.
- Profundizar en el desarrollo de un modelo de simulación numérico, evaluando el efecto de los parámetros que influyen en los resultados (parámetros tribológicos, térmicos, tipos de contacto..).
- Desarrollar un dispositivo experimental para caracterizar las condiciones tribológicas del proceso de hidroconformado de chapa.
- Adaptar el sistema de estereovisión con hardware que permita la grabación de imágenes durante tiempos de hasta 10 minutos para poder obtener diagramas FLD a velocidades de deformación lentas.

## **Capítulo 8:**

### **Referencias bibliográficas**



## 8 Bibliografía

- [ABE 04] Abedrabbo, N.; Pourboghrat, F.; Carsley, J.. Sheet hydroforming simulation of a license-plate-pocket panel. Conferencia NUMIFORM 2004, Ohio, EEUU, vol.712, 1166-1171.
- [ABE 05a] Abedrabbo, N.; Zampaloni, M.; Pourboghrat, F.. Wrinkling control in aluminum sheet hydroforming, International Journal of Mechanical Sciences, 2005, vol. 47, nº3, 333-358.
- [ABE 05b] Abedrabbo, N.; Pourboghrat, F.; Carsley, J. Forming of aluminum alloys at elevated temperatures-part I: material characterization. International Journal of Plasticity, 2006, vol. 22, nº2, 314-341.
- [AGI 06] Aginagalde *et al.*. Caracterización de las aleaciones de aluminio para aplicaciones de hidroconformado a temperaturas medias. IX Congreso Materiales, Vigo 2006, 75-78.
- [AGI 07] Aginagalde, A.; Orus, A.; Esnaola, J.A.; Galdos, L.; García, C.. "Warm hydroforming of lightweight metal sheets", Conferencia NUMIFORM 2007, Oporto, Portugal, 342-350.
- [AHM 00a] Ahmeyoglu, M.; Sutter, K.; Li, X. J.; Altan, T.. Tube hydroforming current research. Journal of Material Processing Technology 2000, vol.98, 224-231.
- [AID 06] AIDA America Corp.. Productor mundial de prensas. [www.aida-global.com](http://www.aida-global.com) [Fecha de consulta: 10/01/2007].
- [AL 03] Alvarez, L.. Las Matemáticas y La Visión por Ordenador. Cuadernos del Instituto Universitario de Ciencias y Tecnologías Cibernéticas nº23, 2004.
- [ALT 03] Altan, T.. Hydroforming of light weight components from Al-Mg tubes at elevated temperatures. <http://www.ercnsm.org>, R&D Update [Fecha de consulta: 3/10/2003].
- [ALT 04] Altan, T.; *et al.*. Determination of flow stress for sheet metal forming using the viscous pressure bulge test. Journal of Materials Processing Technology, 2004, vol. 146, 1-7.
- [ALU 03] Alu-stock S.A. El libro del aluminio. Disponible en internet en [http://www.alu-stock.es/catalogo/cap.10\\_Informacion.pdf](http://www.alu-stock.es/catalogo/cap.10_Informacion.pdf) [Fecha de consulta: 5/12/2003].
- [APT 08] Automation Presses Tooling. Documento disponible en internet en [www.apgroup.com/Parts/Hydroformed\\_Parts/](http://www.apgroup.com/Parts/Hydroformed_Parts/) [Fecha de consulta: 12/12/2008].
- [ARP 07] ARPAL. Portal de la Asociación para el reciclado de productos de aluminio. Documento disponible en internet en: [http:// www.Aluminio.org](http://www.Aluminio.org) [Fecha de consulta 12/03/2008].
- [ASM 06] ASM Handbook. Disponible en internet en [www.asminternational.org](http://www.asminternational.org). [Fecha de consulta: 12/06/2006].
- [ASN 03] Asnafi, N.; Nilsson, T.; Lassl, G.. Tubular hydroforming of automotive side members with extruded aluminium profiles. Journal of Materials Processing Technology, 2003, vol.142, 93-101.
- [ATK 97] Atkinson, M.. Accurate determination of biaxial stress-strain relationships from hydraulic bulging test of sheet metal. International Journal of Mechanical Sciences, 1997, vol.39, 761-769.
- [AUT 06] The Aluminum Association Auto and Light Truck Group. Documento disponible en internet en [www.autoaluminum.org](http://www.autoaluminum.org) [Fecha de consulta: 12/06/2006].
- [AYR78] Ayres, R. A.; Lanning, H. W.; Taylor, B.; Heimbuch R.; Brazier, W. G.. Warm forming the GM V-6 oil pan in aluminium. SAE Paper 780180, Society of Automotive Engineers, 1978, 702-706.
- [BA 75] Banks, B.A.. Apparatus for forming dished ion thrusters grids. Nº patente: US3914969A1, 1975.
- [BAN 99] Banabic, D.; Balan, T.; Comsa, D.S.. Closed form solutions for bulging through elliptical dies. Conferencia She-Met, 1999, Bamberg, Meisenach, 623-628.
- [BAN 05] Banabic, D.; Vulcan, M.. Bulge Testing under constant and variable strain rates. Annals of the CIRP, 2005, vol.54, 205-209.
- [BEB 00] Beber, J.. Press for external high pressure forming. Nº patente: CA2312435A1, 2000.
- [BER 66] Berg, J. W.. Two stage forming with expanding skirt step. Nº patente: US3285045A1, 1966.

- [BEY 99] Beyer, J.. New machine concepts for sheet metal hydroforming. Proceedings of the 1st International Conferencia Hydroforming, Fellbach/Stuttgart, Alemania, 1999, 325-334.
- [BEY 02] Beyer, J.. Press for external high-pressure forming. N° patente: US006481256B1, 2002.
- [BIE 99] Bieling, P.. Mechanically locked hydroforming machines for high volume production. Proceedings of the 1st International Conferencia Hydroforming, Fellbach/Stuttgart, Alemania, 1999, 161-171.
- [BIE 01] Bieling, P.. Tensioning device for an internal High-pressure forming tool. N° patente: US00618488B1, 2001.
- [BOE 03] Boerger, D.. High-tech presses. Servo technology meets mechanical presses. Stamping Journal, November 20, 2003, revista disponible en internet en [www.thefabricator.com](http://www.thefabricator.com) [Fecha de consulta: 10/01/2007].
- [BOE 06] Boerger, D.. The modern mechanical press. Link motion, servo technology, and slide guide advancements. Stamping Journal, July 11, 2006, revista disponible en internet en [www.thefabricator.com](http://www.thefabricator.com) [Fecha de consulta: 10/01/2007].
- [BOO 02] Boogaard, A.H. van den. Thermally Enhanced Forming of Aluminum Sheet. Tesis doctoral Universidad de Twente. 2003. <http://www.utwente.nl> [Fecha de consulta: 10/12/2005].
- [BUE 04] Buehler Sum-Met "The Science Behind Materials Preparation" ISBN: 0-9752898-0-2 p.73.
- [BUR 71] Burk, E.. Hydromechanical method and device for the reverse redrawing of sheet metal. N° patente: US3596485A1, 1971.
- [CAL 08] California Hydroforming Ltd.. Productor de piezas hidroconformadas. [www.californiahydroforming.com/applications.htm](http://www.californiahydroforming.com/applications.htm). [Fecha de consulta: 10/11/2008].
- [CAR 04] Carlsey, J.E.; Hammar, R.H.. Heating Aluminum Sheet to Enable High Strain Forming. Ed. The Minerals, Metals & Materials Society, Advances in Superplasticity and Superplastic Forming, 2004, 21-25.
- [CER 03] Ceretti, E.; Giardini, C.. An HF application in stamping sheet automotive parts. Conferencia Esaform 2003, 483-486.
- [CHA 70] Chakrabarty, J.; Alexander, J.M.. Hydrostatic bulging of circular diaphragms. J. Strain Anal., vol 5, 1970, 155-161.
- [CHE 02]. Chevalier, L.. Process for hydroforming sheet metal and process for practicing the same. N° patente US2002 035859, 2002.
- [CH 08] Cherouat, A.; Ayadi, M.; Mezghani, N.; Slimani, F.. Experimental and finite element modelling of thin sheet hydroforming processes. International Journal of Material Forming, 2008, vol.1960, 6206-6214.
- [CHO 07] Choi, Y.Ch., Sheet hydroforming system for utilizing multi division blank holder pressure. N° patente: KR20070059593A, 2007.
- [CON 01] Constancine, B.; Roch, R.; Clark, J. P.. Substituting tube-hydroformed parts for automotive stamping an economic model. JOM, nº53, vol.8, 2001, 33-38.
- [CON 07] ASERAL. Reciclado del aluminio. Artículo técnico disponible en internet en <http://www.confemetal.es/aseral/recuperacion.htm> [Fecha de consulta: 6/11/2008].
- [COR 07] Cortinas de Nava, C.. Mejoras técnicas disponibles y mejores prácticas ambientales bajo el convenio de Estocolmo. Artículo divulgativo disponible en internet en <http://www.ine.gob.mx/cdoc/> [Fecha de consulta: 6/11/2008].
- [DEL 75] De Luca, B.. Apparatus for deforming sheet metal blanks by flude pressure. N° patente: US3890819A1, 1975.
- [DEL 08a] Del Prete, A.; Anglani, A.; Primo, T.; Spagnolo, A.. Computer Aided Simulation as valid tool for sheet hydroforming process development. International Journal of Material Forming, 2008, vol. 1960, 6206-6214.
- [DEL 08b] Del Prete, A.; Manisi, B.; Strano, M.. Sheet metal hydromechanical deep drawing process optimization. International Conferencia NUMISHEET 2008, Interlaken, Suiza, 685-690.
- [DIE 07] Dieter, K.. Hydroforming press for manufacturing formed parts by internal high pressure deformation. N° patente: KR20070078737, 2007.
- [DIE 08] Diehl, A.; Staud, D.; Engel, U. Investigation of the mechanical behaviour of thin metal sheets using the hydraulic bulge test. Conferencia 4M2008, Cardiff,

- Inglaterra.
- [DZI 07] Dziallach, S.; Bleck, W.; Blumbach, M.; Hallfeldt, T.. Sheet Metal Testing and Flow Curve Determination under Multiaxial Conditions. *Advanced Engineering Materials*, 2007, vol.9, nº11, 987-994.
- [EAA 07] European Aluminium Association. *Aluminium in Cars*. 2007. <http://www.eaa.net/en/applications/automotive/aluminium-in-cars> [Fecha de consulta: 6/08/2007]
- [ERC 02] Short course on hydroforming, ERC/NSM Ohio State University US, 2002.
- [FAN 06] Fanuc Ltd.. Productor mundial de servo-motores. [www.fanuc.co.jp/eindex.htm](http://www.fanuc.co.jp/eindex.htm). [Fecha de consulta: 10/01/2007].
- [GAL 07] Galdos, L.; García, C.. Caracterización y optimización de los procesos de hidroconformado de tubo. Tesis doctoral, MGEP, 2007.
- [GAR 06] García, C.; Ortubay, R.; Oruna, A.; Azpilgain, Z.; Suinaga, Y.; Aspiazu, T.. Ha nacido una nueva máquina. *Revista Información de Máquinas-Herramienta Equipos y Accesorios (IMHE)*, vol. 319-320, 2006, 153-155.
- [GAR 08a] García C.; et al.. Dispositivo de cierre para compensar deformaciones. N° solicitud de patente OEPM: P200800326, 2008.
- [GAR 08b] García C.; et al.. Dispositivo Hidráulico y Procedimiento para un Aparato de Hidroconformado. N° solicitud de patente OEPM: P200800327, 2008.
- [GEI 01] Geiger, M.; et al. Process strategies for sheet metal hydroforming of lightweight components. *IMechE vol. 215 Part B*, 2001, 967-976.
- [GEI 05] Geiger, M.; Merklein, M.; Hecht, J.. Warm hydroforming of magnesium sheets - results and microstructural changes. *Advanced Technology of Plasticity*, 2005, 651-652.
- [GEI 08] Geiger, M.; Merklein, M.; Cojutti, M.. Hydroforming of inhomogeneous sheet pairs with counterpressure. *Production Engineering*, 2008, accepted. Disponible en internet en: <http://www.springerlink.com/content/02782418j34810v6/> [Fecha de consulta: 10/12/2008].
- [GEI 08] Geiger, M.; Merklein, M.; Tolazzi, M.. Metal forming ensures innovation and future in Europe. *Conferencia 8th ICTP*, 2005, 25-54.
- [GOL 04] Golovashchenko, A. K.. *Incremental Forming of Aluminum Alloys*. Ed. The Minerals, Metals & Materials Society, Aluminum 2004.
- [GOM 04] GOM. Productor de sistemas de medición de deformaciones. <http://www.gom.com> [Fecha de consulta: 10/01/2005].
- [GRO 02] Groche, P.; Dörr, J.; Huber, R.; Schmoeckel, D.. Hydromechanical Deep-Drawing of Aluminium-Alloys at elevated temperatures. *Annals of the CIRP* 2002, vol. 51/1, 215-221.
- [GRO 04] Groche, P.; Metz, C.. Process control and process limits during high-pressure sheet metal forming. *Production Engineering*, vol.XI/2, 67-70.
- [GRO 08] Groche, P.; Dörr, J.; Huber, R.; Schmoeckel, D.. Hydromechanical Deep-Drawing of Aluminium-Alloys at elevated temperatures. *Annals of the CIRP* 2002, vol. 51/1, 215-221.
- [GUE 08] Guevara, J.. Tecnología automotriz. Artículo disponible en internet en [www.monografias.com](http://www.monografias.com) [Fecha de consulta: 10/10/2007].
- [GUT 04] Gutscher G.; et.al.. Determination of flow stress for sheet metal forming using the viscous pressure bulge (VPB) test. *Journal of Materials Processing Technology*, 2004, vol.146, 1-7.
- [HDT 08] Hydrodynamic Technologies Inc. Artículo disponible en internet en [www.hdt-gti.com/hdt\\_goodcandidate.html](http://www.hdt-gti.com/hdt_goodcandidate.html) [Fecha de consulta: 10/11/2007].
- [HEI 02] Hein, J.. Device for forming a hollow profile by means of internal high pressure forming. N° patente: US20020002851A1, 2002.
- [HER 01] Hermann, M.. Manufacturing hollow body of metal involves heating at least part of shaping tool and/or high pressure liquid to reduce flow resistance of metal during high pressure shaping forming. N° patente: DE10023078, 2001.
- [HEU 62] Heuer, C.A.. Fabrication of hollow articles. N° patente: US003020633, 1962.
- [HIL 50] Hill, R.. A theory of the plastic bulging of a metal diaphragm by lateral pressure. *Phil. Mag*, 1950, 1133-1145.
- [HUB 02] Huber, R. High-pressure deformation of two plates into hollow work piece. N° patente: US006341515B2, 2002.

- [IAA 08] International Aluminium Association. Documento disponible en internet en <http://www.world-aluminium.org/Statistics/Historical+statistics> [Fecha de consulta: 3/07/2008].
- [IMA 04] <http://www.imaging.com/>
- [ISE 03] Isern González, J.. Estudio Experimental de Métodos de Calibración y Autocalibración de Cámaras. Tesis Doctoral, Univ. de Las Palmas de Gran Canaria, Septiembre, 2003.
- [KAM 00] Kampmann, L.. Verfahren und Vorrichtung zum Entnehmen eines Lochbutzens aus einem Innenhochdruck- Umformwerkzeug. N° patente: EP0995513A1, 2000.
- [KAN 05] Khandeparkar, T.; Gehle, A.. Equipment and die design optimisation for hydromechanical deep drawing of. Hydroforming 2005 Conference, Fellbach, Alemania, 387-422.
- [KHA 08] Khandeparkar, T.; Liewald, M.. Hydromechanical deep drawing of cups with stepped geometries. Journal of materials processing technology, 2008, vol.202, 246-254.
- [KAP 05] Kapp, D.; Fritz, W.. Hydroforming of flat components. Hydroforming 2005 Conference, Fellbach, Alemania, 259-274.
- [KEE 63] Keeler S.P., Backofen W.A., "Plastic Instability and Fracture in Sheets Stretched Over Rigid Punches", Transactions of The ASM , Vol. 56, 1963 p.25-48.
- [KEE 65] Keeler, S.P., "Determination of Forming Limits in Automotive Stampings, Society of Automitive Engineers", Technical paper No. 650535, 1965.
- [KIM 04] Kim, T.J.; et al.. Numerical modelling of the multi-stage sheet pair hydroforming process. Journal of Materials Processing Technology, 2004, vol.151, 48-53.
- [KLE 03] M. Kleiner, M. Geiger, A. Klaus, "Manufacturing of Lightweight Components by Metal Forming", 53rd CIRP General Assembly, in Montreal, Kanada 2003, p.521-532.
- [KLE 08] Kleiner, M.; Curbach, M.; Tekkaya, A. E.; Ritter, R.; Speck K.; Trompeter, M.. Development of ultra high performance concrete dies for sheet metal hydroforming. Production Engineering, 2008, vol.2, nº2, 201-208.
- [KOÇ 01] Koç, M.; Altan, T.. An overall review of the tube hydroforming technology. Journal of Materials Processing Technology, 2001, vol.108, 384-393.
- [KOJ 04] M. Kojima, M. Uchida, "Metallic sheet hydroforming method, forming die and formed part", n° patente: US6722009, 2004.
- [KOM 06] Komatsu America Industries. Productor mundial de prensas. [www.komatsupress.com/ServoPress.asp](http://www.komatsupress.com/ServoPress.asp). [Fecha de consulta: 10/01/2007].
- [KOP 08] Kopp, R.. Innovations in metal forming in the world. Conferencia 9th ICTP, 2008, vol.152, 5-21.
- [KUR 88] H. Kurosawa, I. Ochiai, Y. Asahino, "Method of forming spherical shells", n° patente: US4748837A1, 1988.
- [LA 85] Lange, K.. Handbook of metal forming. Primera edición ISBN: 0-87263-457-4, Dearborn, Michigan, 1985.
- [LAN 04a] Lang, L.H.; et al.. Hydroforming highlights: sheet hydroforming and tube hydroforming. Journal of Materials Processing Technology, 2004, vol.151, 165-177.
- [LAN 04b] Lang, L.H.; Danckert, J.; Nielsen, K. B.. Analysis of key parameters in sheet hydroforming combined with stretching forming and deep drawing. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part B. Journal of engineering manufacture, 2004, vol.218, no8, 845-856.
- [LAN 05] Lang, L.H.; et al.. Investigation into the innovative sheet hydroforming methods with uniform pressure onto the blank. Conferencia 8th ICTP, 2005, vol.151, 160-167.
- [LAN 06] Lang, L.H.; et al.. Optimizad decision of the exact material modes in the simulation for the innovative sheet hydroforming method. Journal of Materials Processing Technology, 2006, vol.177, 692-696.
- [LI 03a] Li, D.; Ghosh, A.. Warm forming of aluminum sheet - a review. Documento disponible en internet, [www.engin.umich.edu/research/groups/](http://www.engin.umich.edu/research/groups/) [Fecha de consulta 3 de marzo 2005].

- [LI 03b] Li, D.. Tensile deformation behavior of aluminum alloys at warm forming temperatures. *Materials Science and Engineering*, 2003, vol. A352, 279-286.
- [LI 04] Li, D.; Ghosh, A.K.. Biaxial warm forming behavior of aluminum sheet alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 2004, vol.145, 281-293.
- [MAK 05] Maki, T., "Sheet Hydroforming of Automotive Body Panels", *Hydroforming 2005 Conference*, Fellbach, Alemania, 187-202.
- [MAR 99]. Marando, R.A.. Apparatus for performing a hydroforming operation. N° patente: US005927120A, 1999.
- [MAR 00] Marando, R.A.. Mechanical press adapted to perform hydroforming operations. N° patente: EP1080803, 2000.
- [MAT 00] Masatoshi, Y.; Hajime, M.; Takayuki, N.. Laminating plate material used for bulge forming base stock and method of welding the same. N° patente: JP2003236662, 2000.
- [MCL 02] McLaughlin, K.. Evolution of the beast. Mechanical presses adapt to meet current stamping challenges. *Stamping Journal*, June 27, 2002, revista disponible en internet en [www.thefabricator.com](http://www.thefabricator.com) [Fecha de consulta: 10/01/2007].
- [MEI 00]. Meier, M.. Method of producing and utilizing deformable workpieces for high pressure forming and products formed thereby. N° patente: US006070786, 2000.
- [MIL 42] Milford, F.H.. Method and apparatus for forming cup-shaped articles. N° patente: US2292462A1, 1942.
- [MOO 02] Moosbrugger, Ch.. Representation of Stress-Strain Behavior. ASM International. *Atlas of Stress-Strain Curves*. 2002. <http://www.asm.com> [Fecha de consulta: 16/03/2006]
- [MOR 77] Morris L. R.; George, R. A.. Warm forming high-strength Al automotive parts. *International Automotive Engineering Congress and Exposition*, Society of Automotive Engineers, Detroit, Estados Unidos, 1977, Paper 770206, 1-9.
- [NAK 84] Nakamura, K.; Nakagawa, T.. Metal sheet forming process with hydraulic counter pressure. N° patente: US4472955A1, 1984.
- [NEU 04] Neugebauer, R.; Seifert, M.. Results of Tempered Hydroforming of Magnesium Sheets with Hydroforming Fluids. *Proc.6th International Conference Magnesium Alloys and Their Applications*, 2004, 306-312.
- [NEU 06] Neugebauer, R., et al. "Sheet Metal Forming at Elevated Temperatures", *Proc. 16th International Conference on Technology of Plasticity*, Alberta, Canada, 2006, vol. 55, n° 2, 793-816.
- [NI 00] Ni, C.M.; Bruggeman, C. J.; Todd, W.H.; Lendway, M.L.. Method for hydroforming a hollow sheet metal body part. N° patente:US006055715A, 2000.
- [NOB 06] Nobata, Y.; Toyota S.. Hydroforming machine and a method for hydroforming. N° patente: US2006185413A1, 2006.
- [NOT 99] Nottrott. A. Hydroforming machines and plants. *Proceedings of the 1st International Conference on Hydroforming*, Fellbach/Stuttgart, Alemania, 1999, 149-160.
- [NOT 07] Nottrott A.; Sans, B.C.. Hydroforming using high pressure pulsation during fluid intensification cycle. N°patente: US20070277573A1, 2007.
- [NOV 00] Novotny, S.; Celeghini, M.; Geiger, M.. Measurement of material properties of aluminium sheet alloys at elevated temperatures. *Conferencia Sheet Metal 2000*, 363-370.
- [NOV 01] Novotny, S.; Hein, P.. Hydroforming of sheet metal pairs from aluminium alloys. *Journal of Materials Processing Technology* 2001, vol.115, 65-69.
- [NOV 02] Novotny, S.; Geiger, M.; Feldmann, K.. Innerhochdruck-Umformen von Blechen aus Aluminum- und Magnesium-legierungen bei erhoehter Temperatur. *Bericht aus dem Lehrstuhl fuer Fertigungstechnologie*, Universidad de Erlangen, Alemania, tesis doctoral, 2002.
- [NOV 03] Novotny, S.; Geiger, M.. Process design HF for lightweight metal sheets Hydroforming at elevated temperatures. *Journal of Materials Processing Technology*, 2003, vol.138, 594-599.
- [ODO 84] O'Donnell, R.G.; Parker, B.A.. *Proceedings of International Deep Drawing Research Group 13th Biennial Congress*, Melbourne, Vic., 1984, 373-378.

- [OSE 99] Osen, W.. Specific design concept for hydroforming presses. Proceedings of the 1st International Conference on Hydroforming, Fellbach/Stuttgart, Alemania, 1999, 139-147.
- [PAL 03] Palumbo, G.; Tricarico, L.. Effects of the pressure growth law on sheet metal hydroforming. on Hydroforming, 6th International Conference On Material Forming, ESAFORM 2003, 470-474.
- [PAL 04a] Palumbo, G.; Pinto, S.; Tricarico, L.. Numerical/experimental analysis of the sheet hydroforming process using cylindrical, square and compound shaped cavities. Journal of Materials Processing Technology, 2004, vol.155, 1435-1442.
- [PAL 04b] Palumbo, G.; Pinto, S.; Sorgente, D.; Tricarico, L.. Analysis Of Hydro Formed Complex Shape Parts Using A Ductile Fracture Criterion. Conferencia Numiform 2004, vol. 712, Ohio, EEUU, 1875-1880.
- [PRI 03 ] Prier, M.; Geiger, M.. Sheet and Tube Hydroforming at elevated temperatures. Proc. Hydroforming, Fellbach, Alemania, 2003, 259-264.
- [PRI 05 ] Prier, M.; Winters, A..Hydraulical Deep Drawing – and Economical Production Technology. Conferencia Hydroforming, 2005, Fellbach, Alemania, 355-364.
- [REH 16 ]. Rehbein, C.. Press. N° patente: US1180738A1, 1916.
- [REY 68] Reynolds, T.D.. Sheet metal shaping apparatus and method. N°patente: US3373585A1, 1968.
- [RID 76] Ridell, N.F.. Fluid forming apparatus having controllably variable forming pressure. N°patente: US3373585A1, 1976.
- [ROG 07] Roger, O.. Reciclado del aluminio. Artículo divulgativo disponible en internet en <http://www.aluminio.org/prensa/> [ Fecha de consulta: 11/11/2008].
- [SCH 03] Schwarz, S.. Werkzeugmaschine für das Aussenhochdruckumformen von Platinen. N° patente: EP1447153A1, 2003.
- [SAL 84] Varios autores. Enciclopedia de Ciencia y Técnica. Tomo 1, Aluminio. Salvat Editores S.A., 1984.
- [SCH 05] Schwarz, S.; Rupp, M.; Schnupp, K.; Siebenwurst C.. Produccion of a high-strength steel roof outer panel by AHU hydromechanical sheet forming. Hydroforming 2005 Conference, Fellbach, Alemania, 37-58.
- [SHE 78] Shehata, F.; et al.. Warm forming of aluminum/magnesium sheet. Journal of Mechanical Working Technology, 1978, vol. 2, 279-290.
- [SIE 98] Siegert, K.. Herramienta insertable de manera flexible para conformado a alta presión. N° patente: ES2196244TT3 1998.
- [SIE 03] Siegert, K.; Jäger, S.; Vulcan, M.; Banabic, D.. An analytical approach of bulging of magnesium sheet metal. Conferencia ESAFORM 2003, Salerno, 2003, 163-167.
- [SLO 04] Słota, J.; Spilák, E.; Stachowicz, F.. Investigation of biaxial stress-strain relationship of steel sheet metal. International Journal of Applied Mechanics and Engineering, vol. 9, 2004, n°1, 161-168.
- [SLO 08] Słota, J.; Spilák, E.. Determination of flow stress by the hydraulic bulge test. Metalurgija 47, 2008, n°1, 13-17.
- [SMI 07] Smith, L.M.; Hadad, Y.; Thotakura,R.; Gunala,S.; Manthipragada, S.. Flow Stress Curves Using New Volume Measurement Method For Hydraulic Bulge Test. Conferencia NUMIFORM, 2007, Oporto, Portugal, vol. 908, 637-642.
- [SMI 44] Smith, H.C.. Forming method and apparatus. N° patente: US2344743A1, 1944.
- [SSA 98] SSAB Tunnpilát, "Sheet steel forming handbook", ISBN: 91-971592-9-8, Göteborg, 1998.
- [STR 05] Streubel, W.; Austerhoff, N.; Gomez, R.G.. Apparatus and process for hydraulic high-pressure forming of a sheet. N° patente: US2005076691, 2005.
- [TAK 07] Takayuki, H.; et al.. Finite-element simulation of the elliptical cup deep drawing process by sheet hydroforming. Finite Elements in Analysis and Design, 2007, vol.43, 234-246.
- [TAY 76] Taylor, B.; Heimbuch, R.A.; Babcock, S.G.. Proceedings of the Second International Conference on Mechanical Behavior of Materials, Federation of Materials Societies, Boston, MA, 1976, 2004-2011.
- [TAY 80] Taylor B.; Lanning, H. W.. Warm forming of aluminum-production systems. 25th National SAMPE Symposium and Exhibition, SAMPE, San Diego, Estados Unidos, 1980, vol.25, 471-480.

- [THE 08] The Aluminum Association. Automotive Aluminium. Documento disponible en internet en <http://www.autoaluminum.org> [Fecha de consulta: 12/12/2008].
- [THE 93] The Aluminum Association. Aluminum Standards and Data. Washington DC, 1993.
- [THE 98] The Aluminium Association. Aluminium for Automotive Body Shee Panels. Publication AT3, internet communication, 1998.
- [THI 99] Thiruvardchelvan, S.; Lewis, W.. A note on hydroforming with constant fluid pressure. *Journal of Materials Processing Technology* 1999, vol.88, 51-56.
- [TIR 77] Tirosh, J.; Yossifon S.; Eshel, R.; Betzer, A..Hydroforming process of uniform wall thickness products. *ASME Journal of Engineering for Industry*, 1977, vol. 99, 685-691.
- [TOL 03] Tolazzi, M.; Vahl, M.; Geiger, M.. Determination of friction coefficients for the finite element analysis of double sheet hydroforming with a modified cup test. *ESAFORM 2003*, Salerno, Italia, 479-482.
- [TOM 05] Tomoaki, W.; et al.. Method and apparatus for hydroforming. N° patente: JP2005021982, 2005.
- [TSA 87] Tsai, R.; et al.. A versatile camera calibration technique for high accuracy 3D machine vision metrology using off-the-shelf TV cameras and lenses. *IEEE Journal of Robotics and Automation*, 1987, vol. RA-3, n° 4, 323- 344.
- [TSU 04] Tsukasa, M.; Makoto, U.; Naoto, T.. Hydroforming method of laminated plate and hydroforming apparatus. N° patente: JP2004105998, 2004.
- [UCH 06] Uchida, M.. Hydroforming part, hydroforming method and mold used hydroforming., N° patente: US20060277958, 2006.
- [VAH 00] Vahl, M.; Hein, P.. Hydroforming of sheet metal pairs for the production of hollow bodies. *La Revue de Métallurgie*, Oct 2000, 1255-1263.
- [USG 06] USGS. Reservas mundiales de aluminio. Informe disponible en <http://minerals.usgs.gov/minerals/pubs/commodity/aluminum/> [Fecha de consulta: 12/10/2007].
- [VOL99] Vollertsen, F.; Breede, R.; Lange, K.. A method for deep drawing with multiple elastomer membranes. *Annals of the CIRP* 48, vol.1, 1999, 221-226.
- [WAL 43] Walton, L.E.. Combination hydraulic and rubber die. N° patente: US2317869A1, 1943.
- [WEN 05] Wendt A.; et al.. Hydroforming in the BMW Group in correlation with Economic Efficiency, Innovation and Process Excellence. *Int. Conf. On Hydroforming*, Fellbach, Germany, 2005, 1-16.
- [WIK 08] Varios autores. Aluminio. Documento disponible en <http://www.es.wikipedia.org/wiki/Aluminio> [Fecha de consulta 12/11/2008].
- [WIN 04] Winters, A.. Internal high pressure forming device method and corresponding tool system. N° patente: US20040103707A1, 2004.
- [WU 01] Wu, X.; et al.. Elevated temperature formability of some engineering materials for gas forming of automotive structures. *Conferencia 2001 SAE International Body Engineering Conference*, vol. 1683 (2002), 9–20.
- [YOS 84] Yossifon, S.; Tirosh, J.; Kochavi, E.. On suppression of plastic buckling in hydroforming processes. *International Journal of Mechanical Science*, 1984, vol. 26, 389-402.
- [YOS 85a] Yossifon, S.; Tirosh, J.. Rupture instability in hydroforming deep-drawing process. *International Journal of Mechanical Science*, 1985, vol. 27, 559-570.
- [YOS 85b] Yossifon, S.; Tirosh, J.. Buckling prevention by lateral fluid pressure in deep drawing. *International Journal of Mechanical Science*, 1985, vol. 27, 177-185.
- [YOS 88] Yossifon, S.; Tirosh, J.. On the permissible fluid pressure path in hydroforming deep drawing processes-analysis of failure and experiments. *International Journal of Engineering for Industry*, 1988, vol. 110, 146-152.
- [ZAM 03] Zampaloni, M.; Abedrabbo, N.; Pourboghrat, F.. Experimental and Numerical Study of Stamp Hydroforming of Sheet Metals. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2003, vol.45, n° 11, 1815-1848.
- [ZHA 00] Zhang, Z.. A flexible new technique for camera calibration. *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*, 2000, vol. 22, n°11, 1330-1334.
- [ZUB 00] Zuber, A.; Hoffman, A.; Leitermann, B.; Koglin, K.. Method for hydroforming a hollow profile. N° patente: WO00/53354, 2000.



## **Anexo I**

**Distribución de temperatura en las probetas dentro de la máquina de tracción INSTRON**



## Anexo I: Distribución de temperatura en las probetas dentro de la máquina de tracción INSTRON

El objetivo de estos ensayos ha sido medir el gradiente de temperatura que se produce a lo largo de la zona calibrada de las probetas de tracción mientras se realizan ensayos de tracción en caliente. Estos ensayos se han realizado en la cámara climática de la máquina de tracción INSTRON que se encuentra en el laboratorio de materiales de Mondragon Unibertsitatea.

Se han colocado tres termopares de tipo K a lo largo de la zona calibrada, estos termopares se han pegado en la superficie de la probeta mediante pegatinas asegurando de este modo el correcto contacto de los termopares con la superficie de la probeta. La disposición de los termopares se muestra en la **Figura I.1** y la **Figura I.2** muestran la probeta dentro de la cámara climática amarrada entre las mordazas de la máquina de tracción.

Se establece la temperatura del horno a 250 °C y se utiliza fibra de vidrio como aislante eléctrico de las cabezas de la probeta. Es necesario el aislamiento para que los termopares realicen mediciones correctas como se ha podido comprobar en este trabajo. Se han amarrado las dos mordazas desde el comienzo del ensayo.

La **Figura I.3** muestra las temperaturas medidas en la probeta durante su calentamiento. La norma ASTM E8M-00 establece un gradiente de temperatura máximo de 10 °C. En la máquina de tracción INSTRON ese gradiente se obtiene tras un tiempo de calentamiento de 30 minutos, momento en el que se llega a temperaturas de 240 °C en los extremos y de 250 °C en el centro de la probeta. Por lo tanto, a pesar de que las lecturas obtenidas demuestran que las probetas obtienen la temperatura deseada, el tiempo necesario para llegar al gradiente de temperatura máximo es de 30 minutos, a diferencia de los 10 minutos sugeridos por la norma.

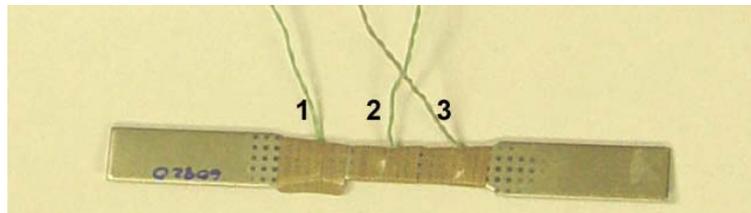


Figura I.1: Tres termopares en la zona calibrada de la probeta



Figura I.2: Probeta dentro de la cámara climática

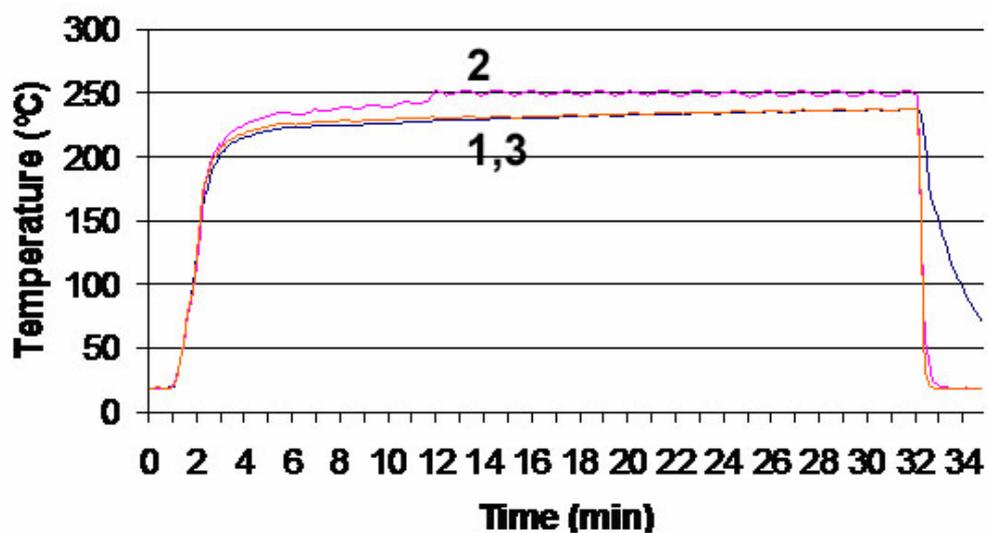
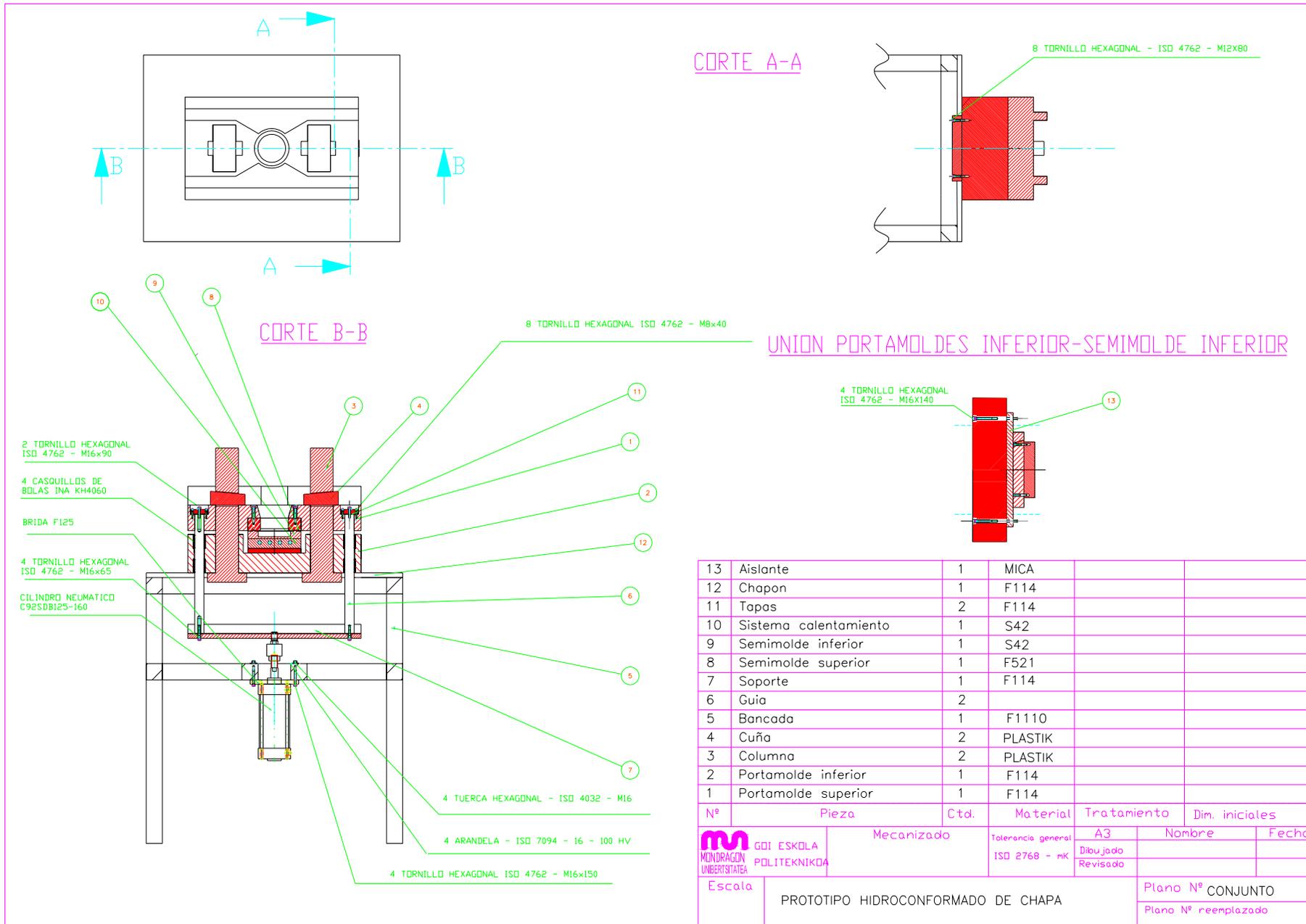


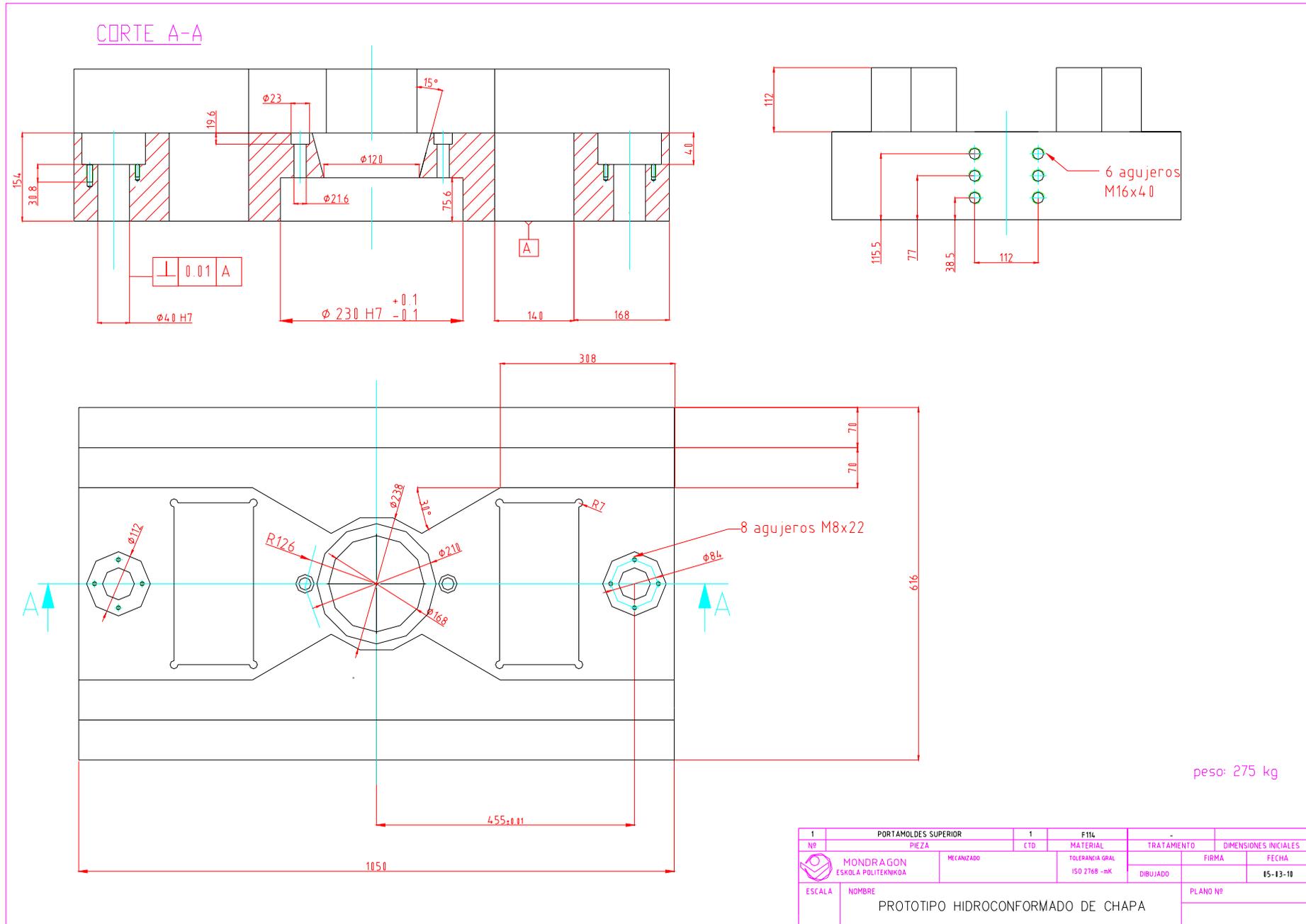
Figura I.3: Temperaturas medidas en la probeta durante su calentamiento.

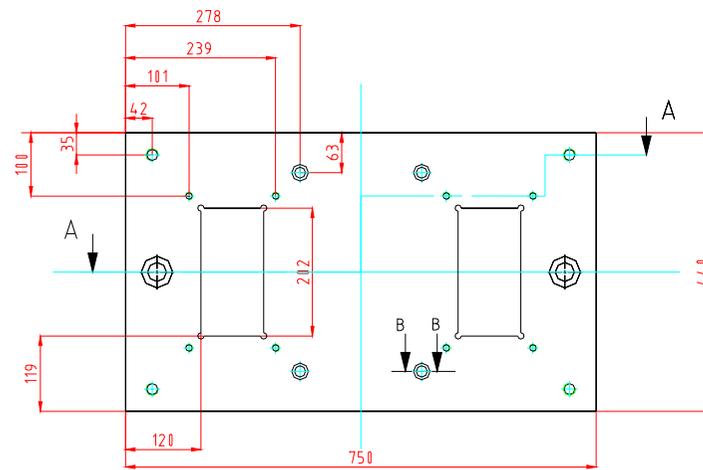
## **Anexo II**

**Planos del prototipo de hidroconformado de chapa**

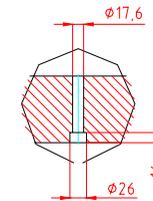




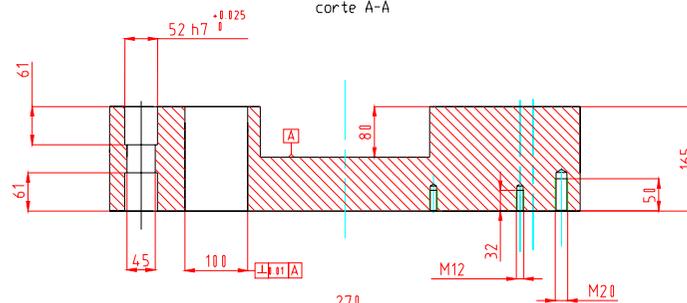




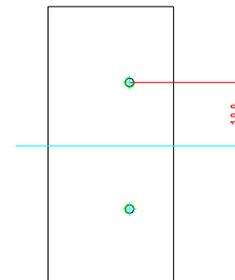
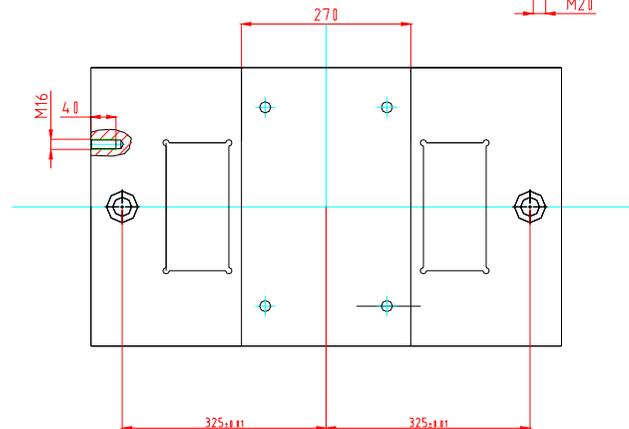
DETALLE B-B



corte A-A



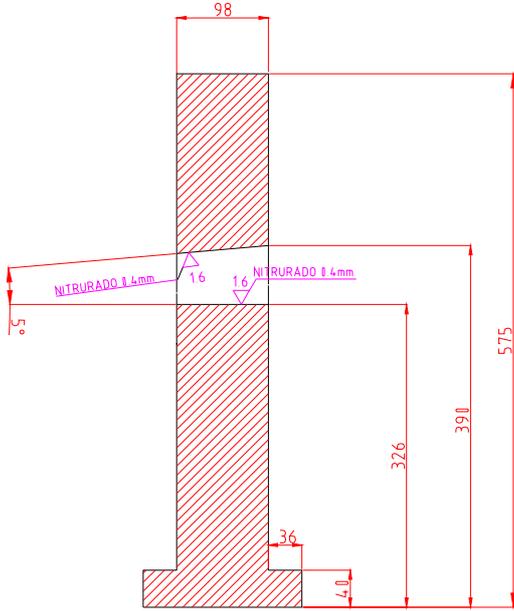
peso: 335 kg



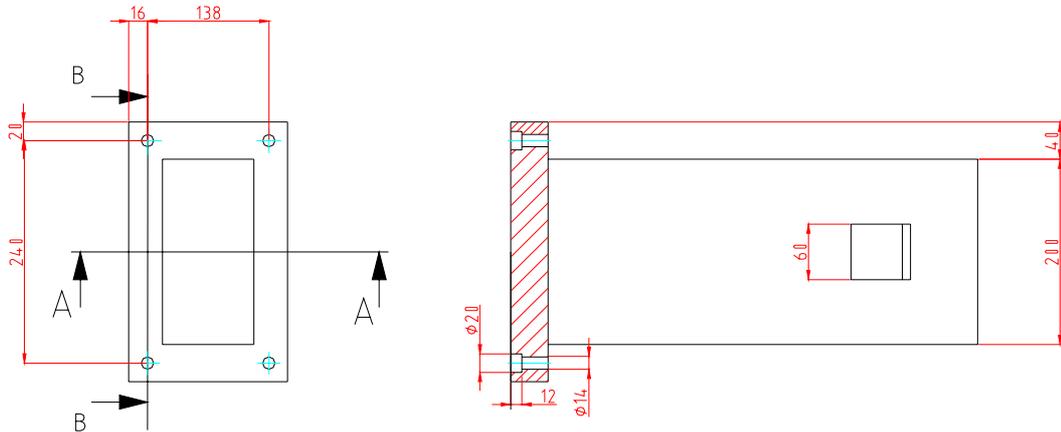
2	PORTAMOLDES INFERIOR	1	F114			
Nº	PIEZA	Cpx	MATERIAL	TREATAMIENTO	DIMENSIONES INICIALES	
	MONDRAGON	MECANIZADO	INFORMACION GRAF.	A - B	FIRMA	FECHA
	ESKOLA POLITÈCNIC		ISO 2748 - NK	MAHATZUA		
ESCALA	Nombre				PLANO Nº	
					PROTOTIPO HIDROCONFORMADO DE CHAPA	

peso: 5 kg

Corte A-A



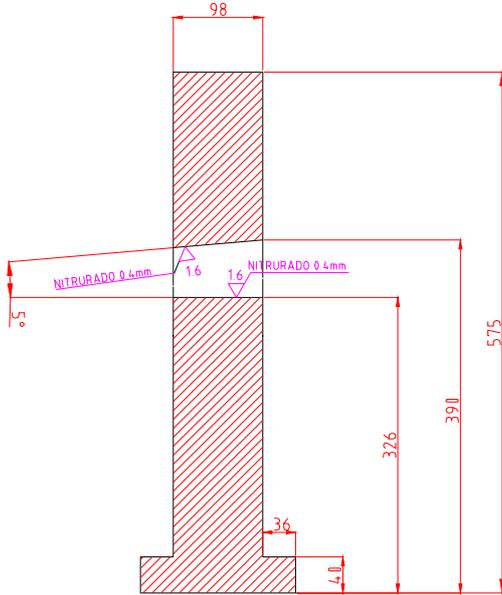
Corte B-B



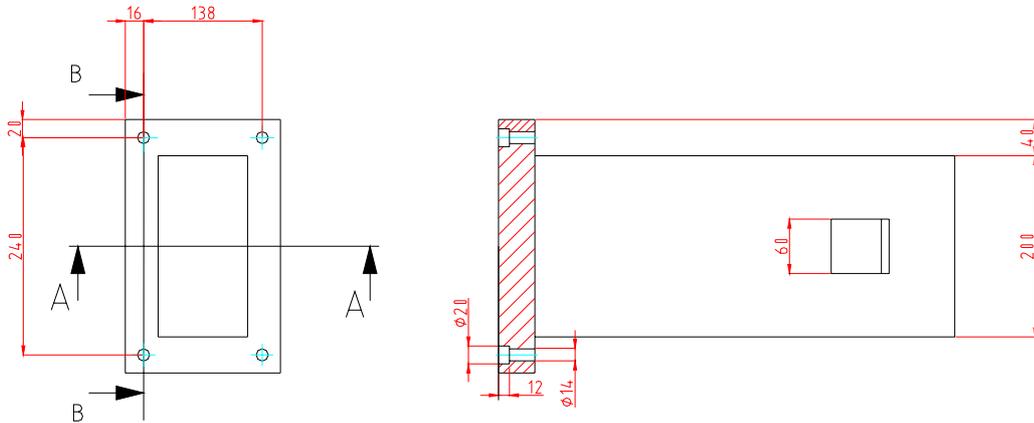
3	COLUMNAS	2	PLASTIK		
Nº	PIEZA	CTD.	MATERIAL	TRATAMIENTO	DIM. INICIALES
 <b>MONDRAGON</b> ESKOLA POLITEKNIKOA	MECANIZADO	TOLERANCIA GRAL ISO 2768 -mK	A -	FIRMA	FECHA
			DIBUJADO		
ESCALA	NOMBRE	PROTOTIPO HIDROCONFORMADO DE CHAPA			PLANO Nº

peso: 5 kg

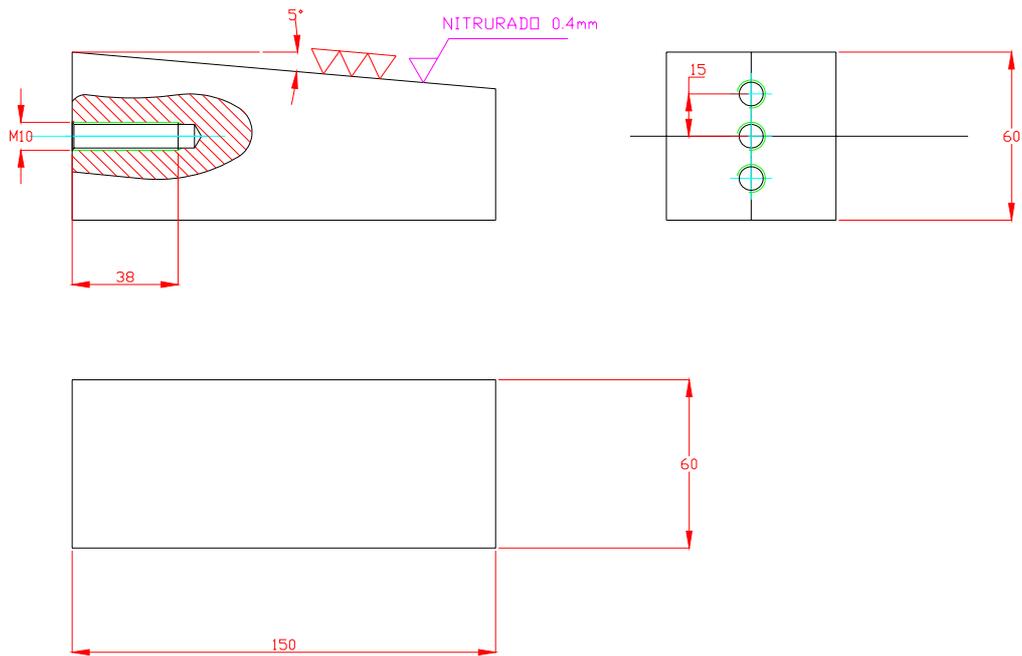
Corte A-A



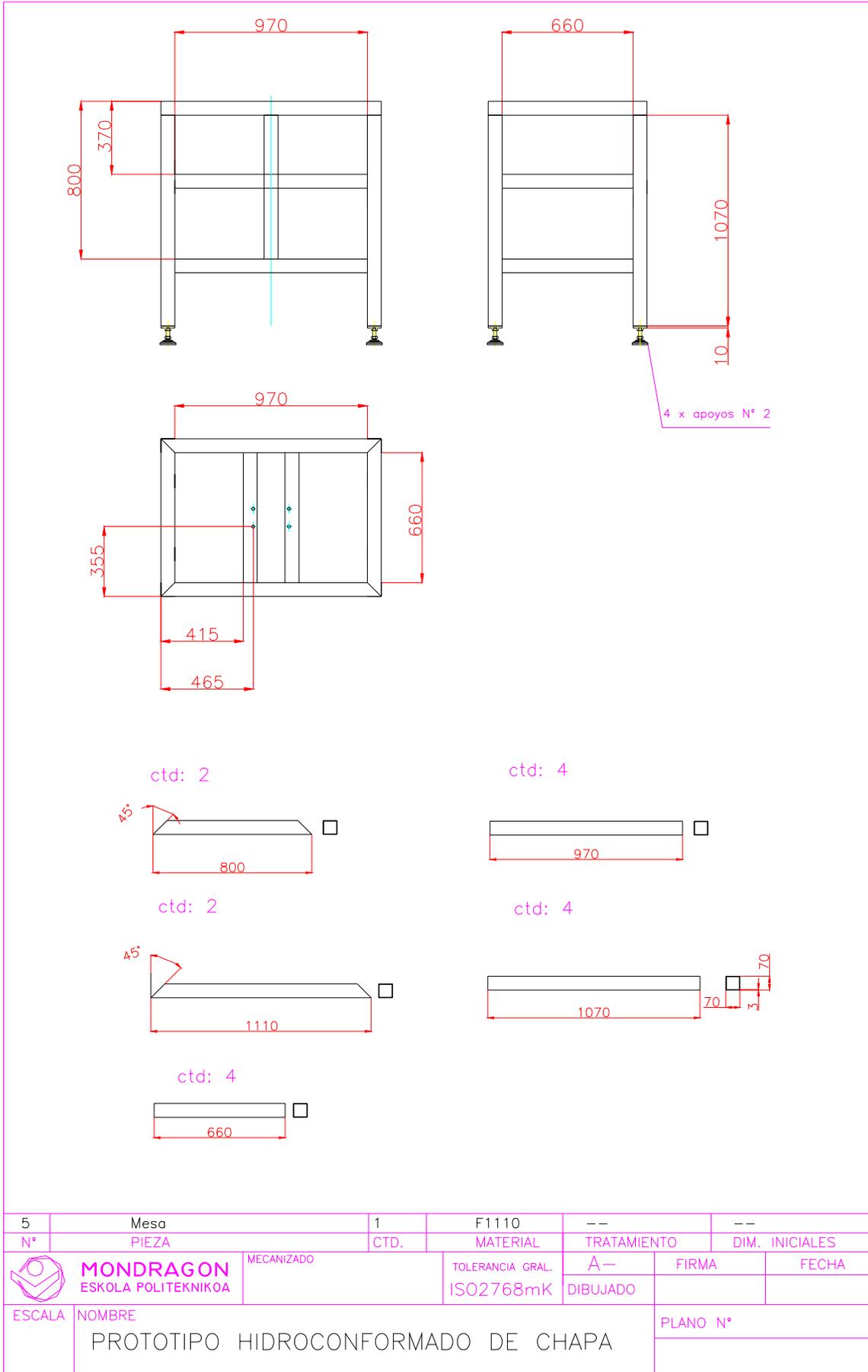
Corte B-B

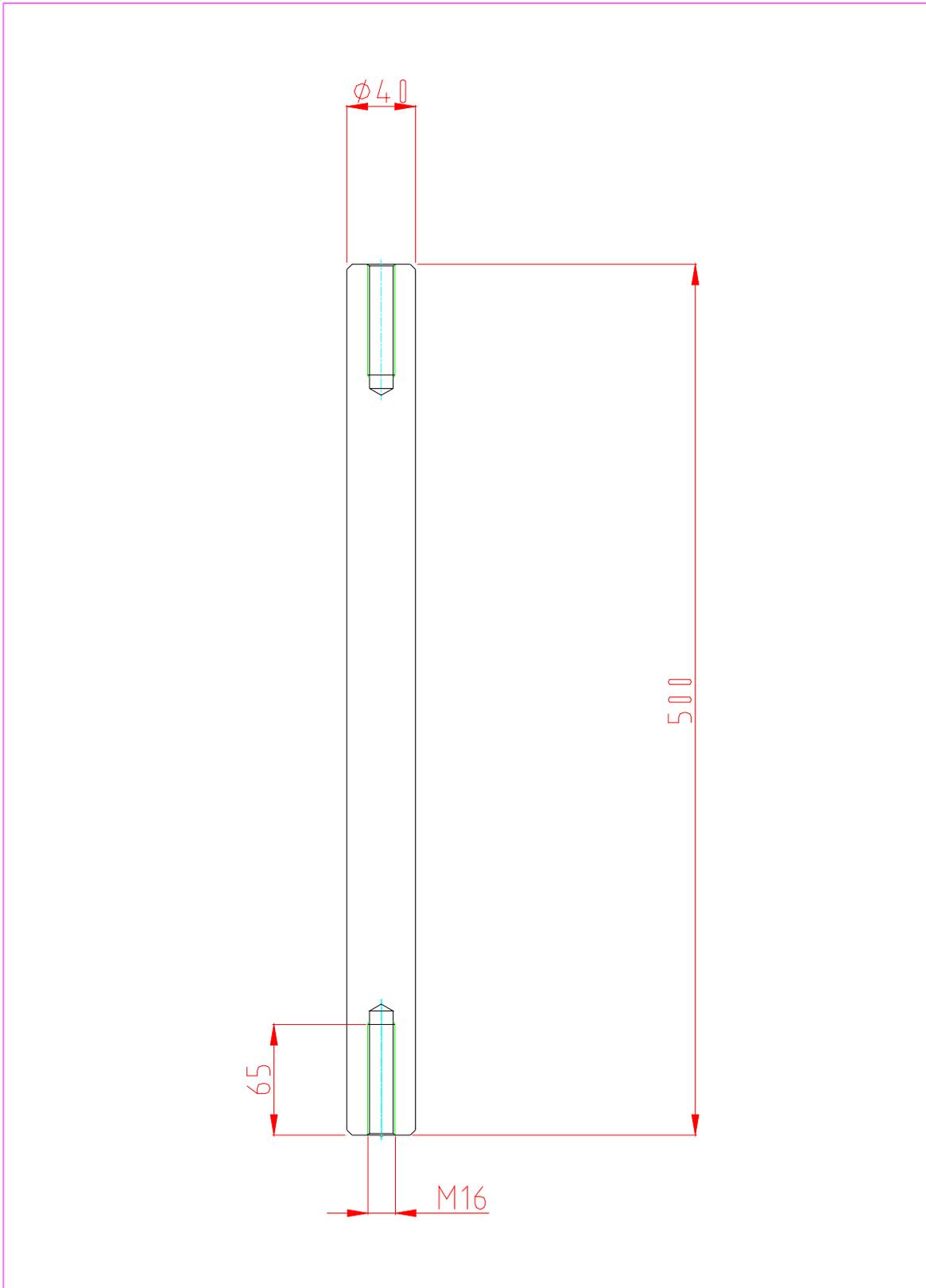


3	COLUMNAS	2	PLASTIK		
Nº	PIEZA	CTD	MATERIAL	TRATAMIENTO	DIM INICIALES
 <b>MONDRAGON</b> ESKOLA POLITEKNIKOA MECANIZADO			TOLERANCIA GRAL	A-	FIRMA
			ISO 2768 -mK	DIBUJADO	
ESCALA	NOMBRE				PLANO Nº
	COLUMNAS				



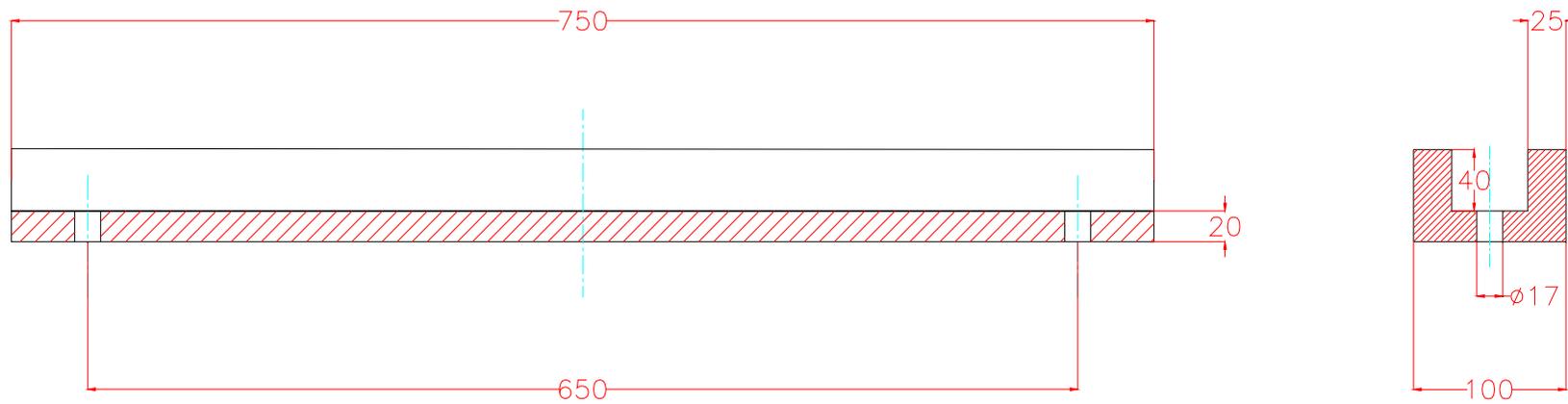
4	CUÑA	2	PLASTIK		
Nº	PIEZA	CTD.	MATERIAL	TRATAMIENTO	DIM. INICIALES
 <b>MONDRAGON</b> ESKOLA POLITEKNIKOIA	MECANIZADO	TOLERANCIA GRAL.	A-	FIRMA	FECHA
		ISO2768mK	DIBUJADO		
ESCALA	NOMBRE	PLANO Nº			
	PROTOTIPO HIDROCONFORMADO DE CHAPA				





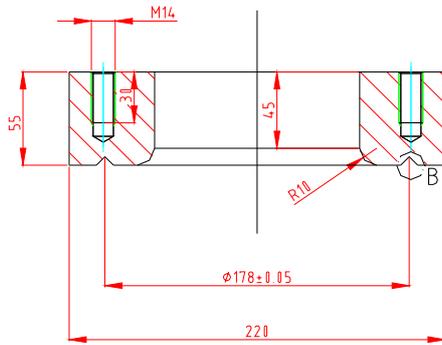
6	GIDA	2	INA W40	CEMENTACION	--	
Nº	PIEZA	CTD	MATERIAL	TRATAMIENTO	DIM INICIALES	
 <b>MONDRAGON</b> ESKOLA POLITEKNIKOA	MECANIZADO	TOLERANCIA GRAL ISO 2768 -mK	A-	FIRMA	FECHA	
			DIBUJADO			
ESCALA	NOMBRE			PLANO Nº		
	PROTOTIPO HIDROCONFORMADO DE CHAPA					

peso: 21 kg

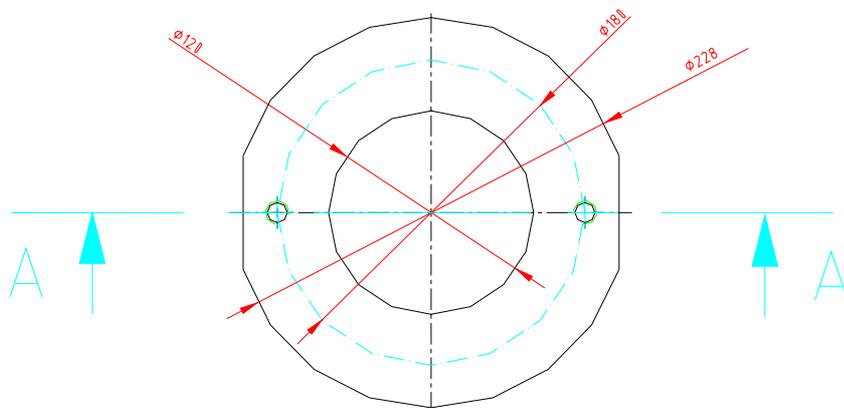
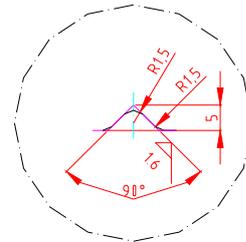


7	SOPORTE		1	F114			
N°	PIEZA		CTD.	MATERIAL		TRATAMIENTO	
	MONDRAGON ESKOLA POLITEKNIKOIA		MECANIZADO	TOLERANCIA GRAL. ISO 2768 -mK		A-0	
ESCALA	NOMBRE					DIBUJADO	FIRMA
	PROTOTIPO HIDROCONFORMADO DE CHAPA						FECHA
							PLANO N°

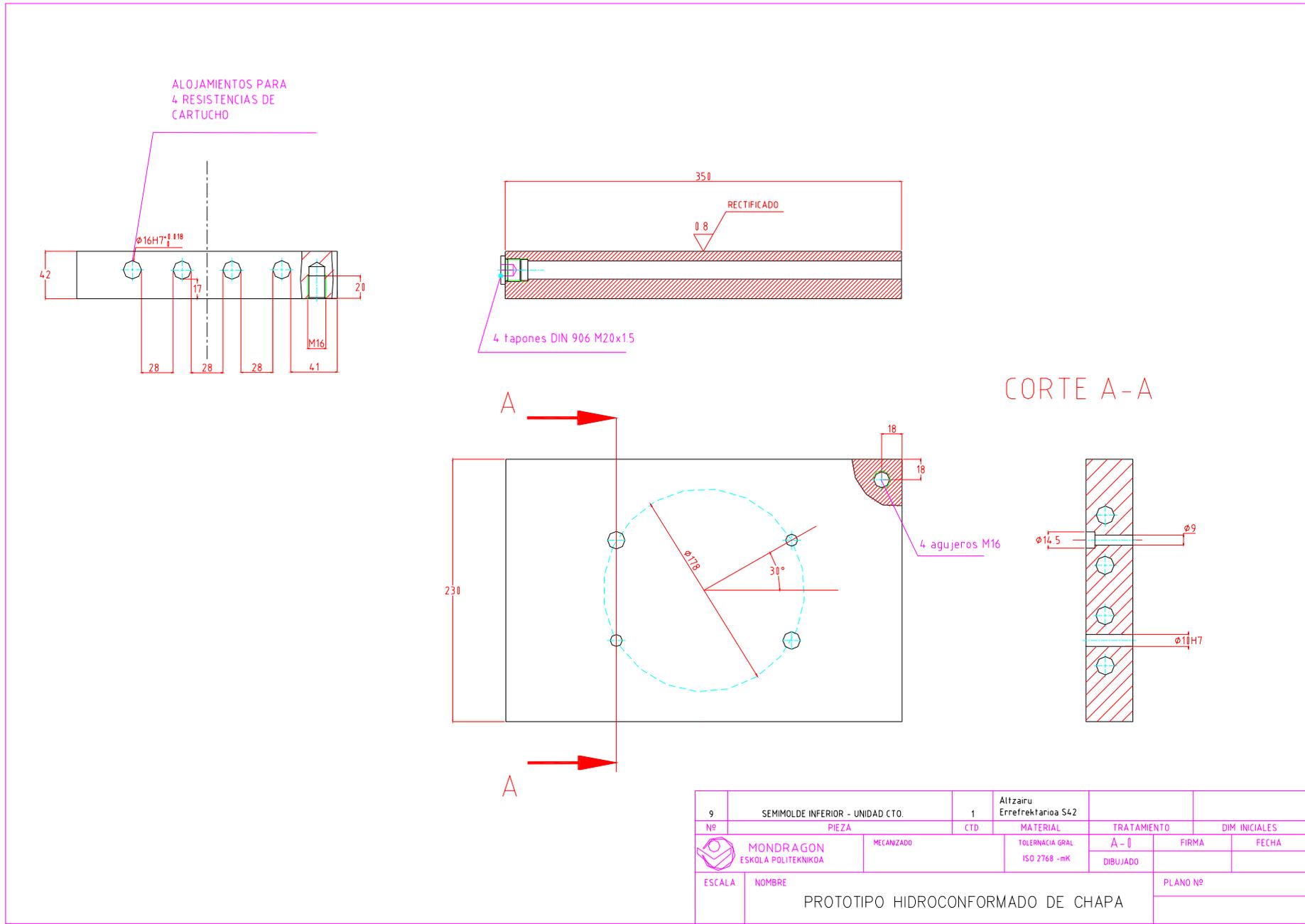
CORTE A-A



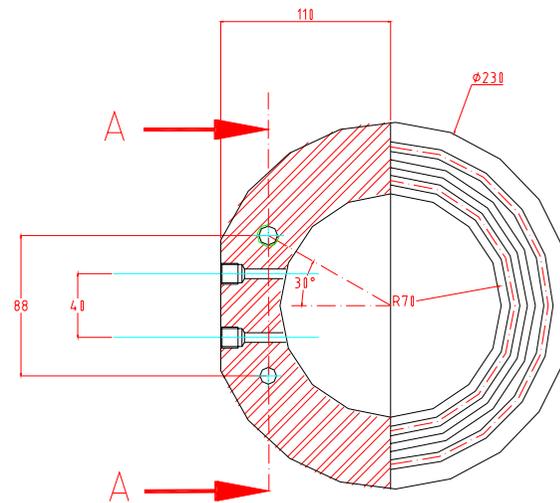
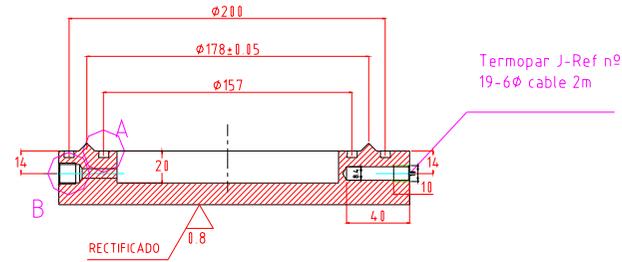
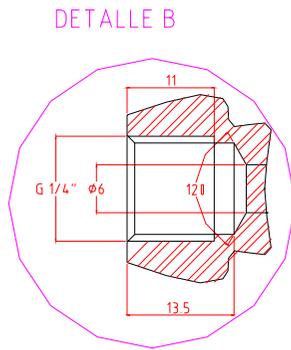
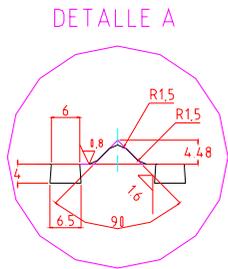
DETALLE B



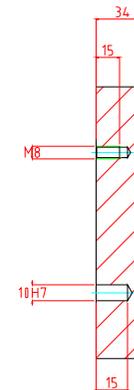
8	SEMIMOLDE SUPERIOR CIRCULAR	1	F521	Temple	
Nº	PIEZA	CTD.	MATERIAL	TRATAMIENTO	DIM. INICIALES
 <b>MONDRAGON</b> ESKOLA POLITEKNIKOA	MECANIZADO		TOLERANCIA GRAL ISO 2768 -mK	A-	FIRMA
				DIBUJADO	FECHA 05/02/28
ESCALA	NOMBRE PROTOTIPO HIDROCONFORMADO DE CHAPA			PLANO nº	



9	SEMIMOLDE INFERIOR - UNIDAD CTO.	1	Altzairu Errefraktarioa S42		
Nº	PIEZA	CTD.	MATERIAL	TRATAMIENTO	DIM INICIALES
<b>MONDRAGON</b> ESKOLA POLITEKNIKA		MECANIZADO	TOLERANCIA GRAL ISO 2768 -mK	A - Ø	FIRMA
ESCALA	NOMBRE	PROTOTIPO HIDROCONFORMADO DE CHAPA		DIBUJADO	FECHA
				PLANO Nº	

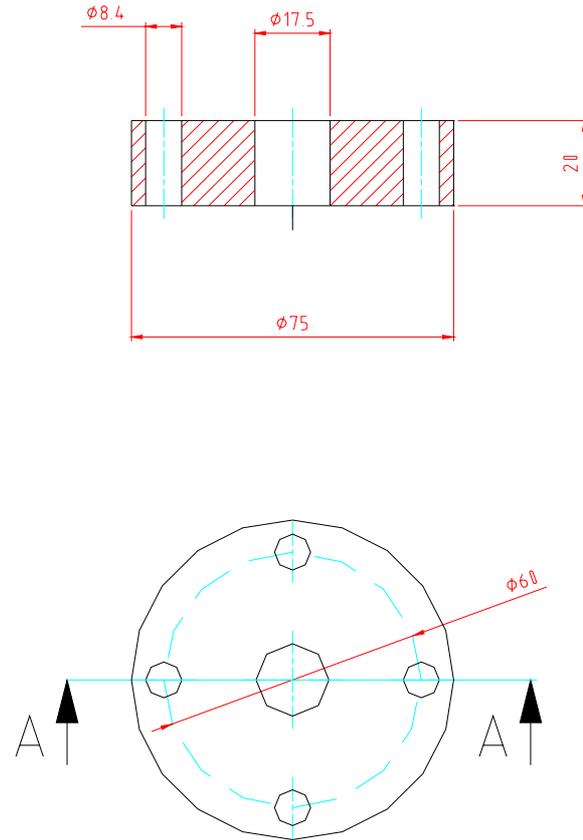


CORTE A-A

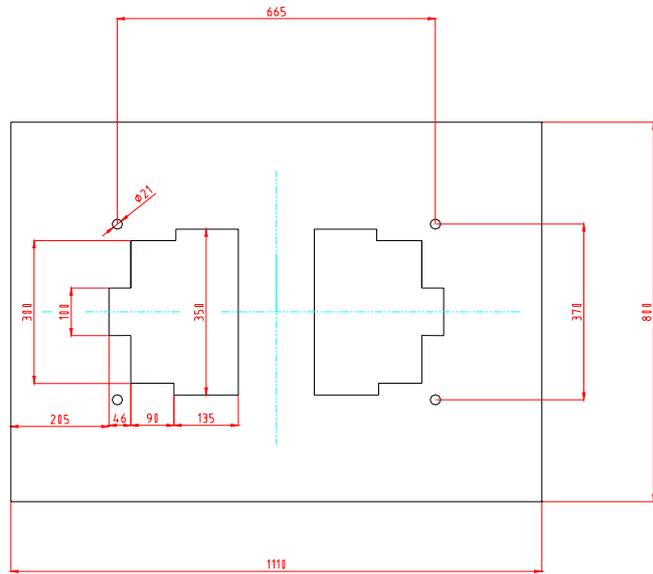


9	SEMIMOLDE INFERIOR - UNIDAD INYECCIÓN	1			
Nº	PIEZA	CTD.	MATERIAL	TRATAMIENTO	DIM. INICIALES
	MONDRAGON ESKOLA POLITEKNIKOA	MECANIZADO	TOLERANCIA GRAL. ISO 2768 - mK	A - Ø	FIRMA
ESCALA	NOMBRE			DIBUJADO	FECHA
	PROTOTIPO HIDROCONFORMADO DE CHAPA				PLANO Nº

CORTE A-A



11	TAPAS	2	F114	--	--
Nº	PIEZA	CTD.	MATERIAL	TRATAMIENTO	DIM. INICIALES
 <b>MONDRAGON</b> ESKOLA POLITEKNIKOA	MECANIZADO		TOLERANCIA GRAL. ISO 2768 -mK	A-	FIRMA
				DIBUJADO	FECHA
ESCALA	NOMBRE			PLANO Nº	
	PROTOTIPO HIDROCONFORMADO DE CHAPA				



CHAPA de 20mm de espesor

12	CHAPON	1	F114	--	--
Nº	PIEZA	CTD.	MATERIAL	TRATAMIENTO	DIM. INICIALES
 <b>MONDRAGON</b> ESKOLA POLITEKNIKOA	MECANIZADO	TOLERANCIA GRAL. ISO 2768 -mK	A -	FIRMA	FECHA
			DIBUJADO		
ESCALA	NOMBRE	PROTOTIPO HIDROCONFORMADO DE CHAPA			PLANO Nº

## **Anexo III**

### **Propiedades del fluido térmico Dynalene 600**



## Anexo III: Propiedades del fluido térmico Dynalene 600

### Propiedades Típicas of Dynalene 600

Composición: Dimethylpolysiloxane

Apariencia y Color: Fluido Color Café Oscuro

Olor: Virtualmente sin olor

<u>Propiedades</u>	<u>Unid. SI</u>	<u>Unid. EEUU</u>
Punto de Ebullición Inicial:	>315°C	>600°F
Punto de Destello (abierto):	315°C	600°F
Punto de Vertida:	<-65°C	<-85°F
Conductividad Térmica <sup>1</sup> :	0.516 W/m K	0.09 BTU/(hr ft °F)
Calor Especifico <sup>2</sup> :	1.42 KJ/kg K	0.34 BTU/(lb °F)
Presión de Vapor <sup>3</sup> :	2.5 mm Hg	.05 psia
Coef. de Expansión por °F:	0.00053 unit Vol/ unit Vol.	
Gravedad Específica <sup>1</sup> :	0.97	

<sup>1</sup>: @ 25°C (77°F)

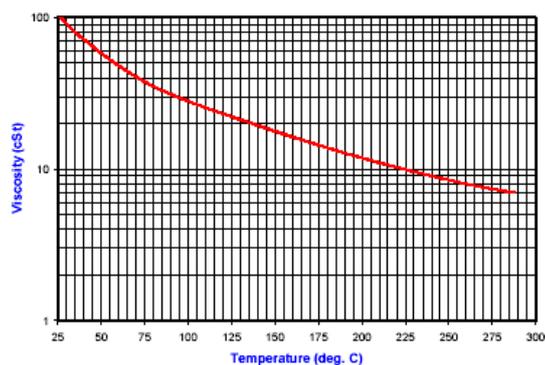
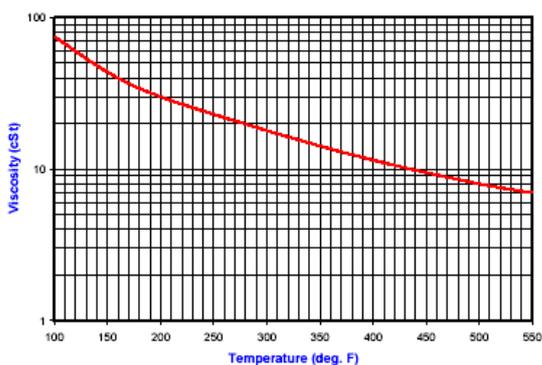
<sup>2</sup>: @ 99°C (210°F)

<sup>3</sup>: @ 203°C (400°F)

#### Rango de Temperatura Recomendada:

70°C (158°F) hasta 288°C (550°F)

### Viscosidad de Dynalene 600





## **Anexo IV**

**Modelos analíticos para la obtención de las curvas tensión-deformación mediante ensayos *bulge test***



## Anexo IV: Modelos analíticos para la obtención de las curvas tensión-deformación mediante ensayos *bulge test*

Este anexo describe dos modelos analíticos para la obtención de las curvas tensión-deformación, el modelo de Hill [HIL 40] y el modelo de Chakrabarty y Alexander [CHA 70]. Ambos modelos se basan en la teoría de la membrana.

La teoría de la membrana se utiliza para determinar las ecuaciones que gobiernan el comportamiento de equilibrio en recipientes sometidos a presión interior  $p$ , uniformemente distribuida. La **Figura IV.1** y la **Figura IV.2** muestran el equilibrio de fuerzas en un elemento diferencial de un recipiente sometido a presión interna.

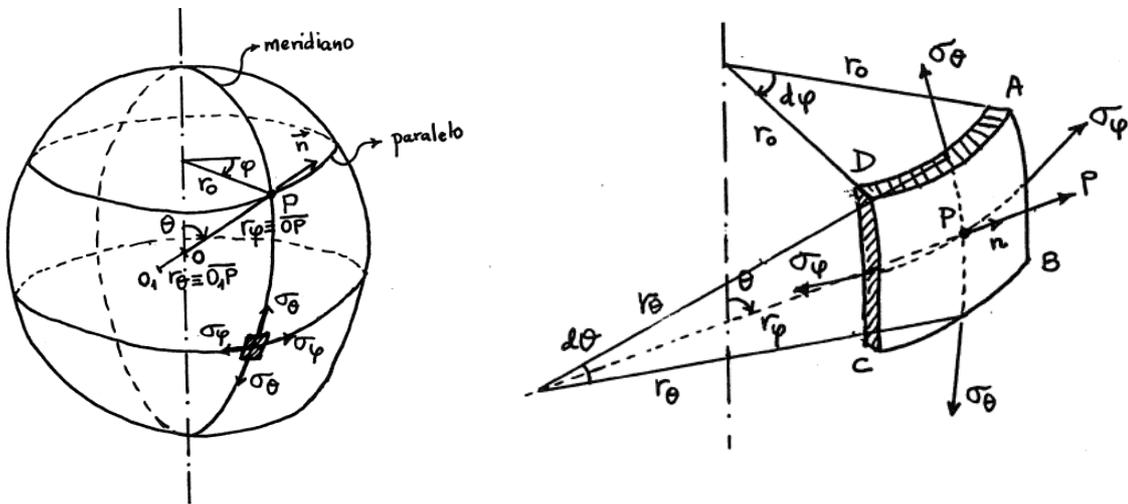


Figura IV.1: Teoría de la membrana: equilibrio de un elemento diferencial de lámina

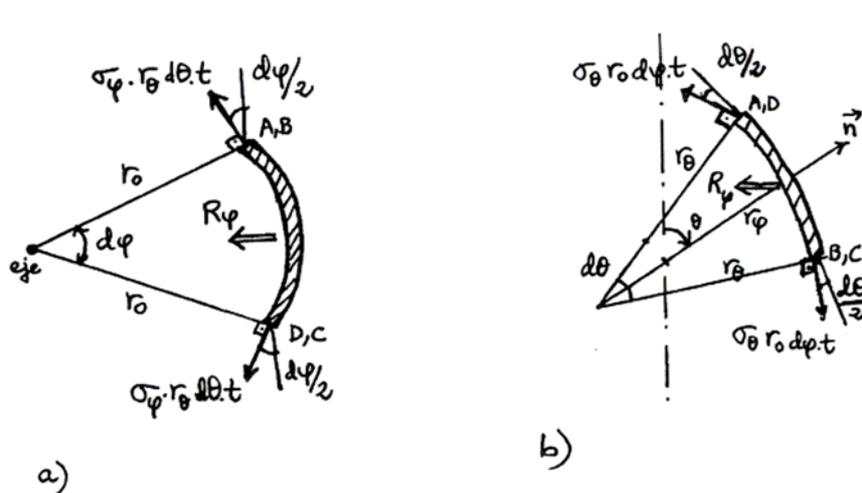


Figura IV.2. Equilibrio de fuerzas. a) Sección paralela, b) sección meridiana

Aplicando condiciones de equilibrio de fuerzas, se puede demostrar la ecuación (IV.1), conocida como ecuación de Laplace:

$$\frac{\sigma_{\varphi}}{r_{\varphi}} + \frac{\sigma_{\theta}}{r_{\theta}} = \frac{p}{t} \quad (IV.1)$$

Las dos tensiones  $\sigma_{\varphi}$  y  $\sigma_{\theta}$  son tensiones principales, ya que actúan sobre planos en los que no existen tensiones tangenciales y cuyas normales son perpendiculares. La tercera tensión principal es la tensión radial  $\sigma_r$ , normal a la superficie de la lámina, cuyo valor varía desde  $-p$  (superficie interior) hasta 0 (superficie exterior). Por tanto, es del orden de  $p$ , es decir, de  $\sigma_{\varphi}/r_{\varphi}$  ó  $\sigma_{\theta}/r_{\theta}$  y despreciable por consiguiente frente a las tensiones normales  $\sigma_{\varphi}$  y  $\sigma_{\theta}$ . Se puede decir entonces que el estado de tensión en un elemento de un recipiente de presión de pared delgada es un estado biaxial.

Para determinar las dos tensiones desconocidas es preciso suministrar una ecuación adicional que se obtiene considerando el equilibrio según el eje de la lámina de una de las dos porciones que resultan de cortar el recipiente por un plano paralelo (Figura IV.3).

Para el caso particular de *bulge test* con matriz circular (ver Figura IV.4) y debido a la simetría del problema, se puede demostrar que  $\sigma_{\varphi} = \sigma_{\theta} = \sigma$  y  $r_{\varphi} = r_{\theta} = R_d$  donde  $R_d$  sería el radio en el punto máximo del bulbo de la chapa. Del equilibrio de fuerzas se obtiene la ecuación (IV.2), expresión que permite calcular las tensiones de membrana. La tensión equivalente se puede calcular a partir del criterio de Von Mises, según las ecuaciones (IV.3), (IV.4) y (IV.5).

$$\sigma = \frac{p * R_d}{2t_d} \quad (IV.2)$$

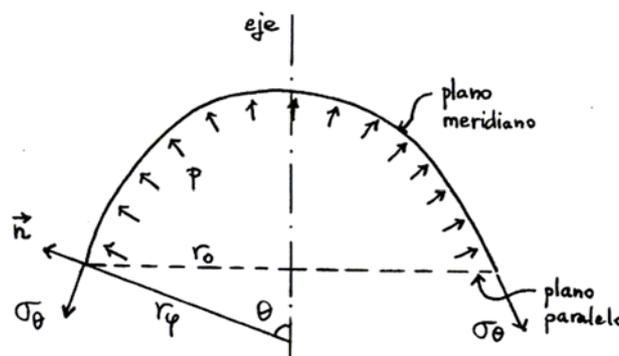


Figura IV.3: Sección meridiana de la parte superior del recipiente.

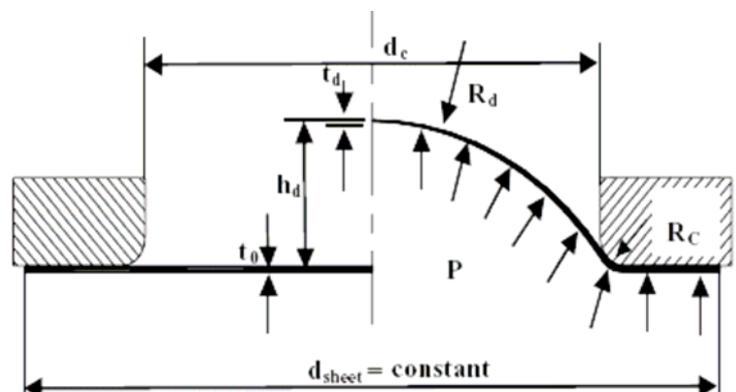


Figura IV.4. Modelo de bulge-test utilizado por el centro de investigación ERC/NSM de Ohio [GUT 04]

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{\theta} - \sigma_{\varphi})^2 + (\sigma_{\varphi} - \sigma_i)^2 + (\sigma_i - \sigma_{\theta})^2} \quad (\text{IV.3})$$

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma - \sigma)^2 + (\sigma - 0)^2 + (0 - \sigma)^2} = \sigma = \frac{pR_d}{2t_d} \quad (\text{IV.4})$$

$$\bar{\sigma} = \frac{pR_d}{2t_d} \quad (\text{IV.5})$$

Debido a la simetría del problema, la deformación según los dos ejes principales es la misma,  $\varepsilon_{\theta} = \varepsilon_{\varphi} = \varepsilon$ . Suponiendo conservación de volumen a lo largo del proceso se obtienen las ecuaciones (IV.6), (IV.7) y (IV.8). La deformación en la dirección del espesor se puede calcular a partir del espesor de la chapa como muestra la ecuación (IV.9). Y, a partir de la teoría de Von Mises se puede calcular la deformación equivalente según la ecuación (IV.10).

$$\varepsilon_{\theta} + \varepsilon_{\varphi} + \varepsilon_i = 0 \quad (\text{IV.6})$$

$$2\varepsilon + \varepsilon_i = 0 \quad (\text{IV.7})$$

$$\varepsilon = -\frac{\varepsilon_i}{2} \quad (\text{IV.8})$$

$$\varepsilon_i = \int_{t_0}^{t_d} \frac{dl}{l} = \ln\left(\frac{t_d}{t_0}\right) \quad (\text{IV.9})$$

$$\bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{\varepsilon_{\theta}^2 + \varepsilon_{\varphi}^2 + \varepsilon_i^2} ; \quad (\text{IV.10})$$

Por lo que obtenemos que la deformación equivalente y la deformación en el sentido del espesor sean iguales en el caso de *bulge test* circular, ecuación (IV.11):

$$\bar{\varepsilon} = \left| \ln\left(\frac{t_d}{t_0}\right) \right| \quad (\text{IV.11})$$

El radio en el punto máximo del bulbo se puede calcular asumiendo que el bulbo es esférico según la ecuación (IV.12):

$$R_d = \frac{(d_c/2)^2 + h_d^2}{2h_d} \quad (\text{IV.12})$$

donde  $d_c$  es el diámetro de la cavidad y  $h_d$  la altura del bulbo. Si existe un redondeo en la cavidad, de radio  $R_c$ , el radio en el punto máximo del bulbo quedaría como muestra la ecuación (IV.13):

$$R_d = \frac{(d_c/2 + R_c)^2 + h_d^2 - 2R_c h_d}{2h_d} \quad (\text{IV.13})$$

Hill investigó métodos analíticos para describir la deformación en el ensayo *bulge test*. En sus cálculos asumió que el lugar de cada punto sobre la chapa es un círculo durante la deformación [HIL 40]. Con esta hipótesis, el espesor en el punto más alto del bulbo se puede calcular aplicando la ecuación (IV.14):

$$t_d = t_0 \left( \frac{1}{1 + \left( \frac{2h_d}{d_c} \right)^2} \right)^2 \quad (\text{IV.14})$$

Chakrabarty y Alexander mejoraron esta ecuación considerando el coeficiente de endurecimiento por deformación  $n$  en la misma [CHA 70], resultando la ecuación (IV.15):

$$t_d = t_0 \left( \frac{1}{1 + \left( \frac{2h_d}{d_c} \right)^2} \right)^{2-n} \quad (\text{IV.15})$$

## **Anexo V**

### **Estudio del modelo de Banabic**

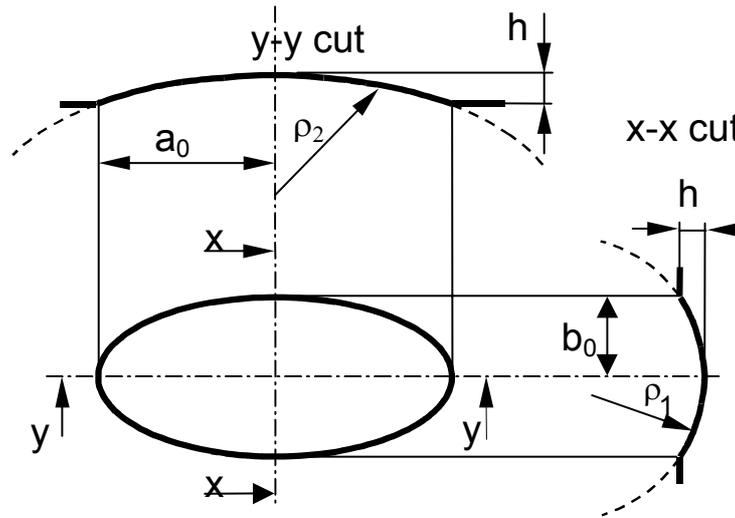


## Anexo V: Estudio del modelo de Banabic

Banabic desarrolló un modelo analítico para la definición de las curvas de presión que resultaran en velocidades de deformación del material constante mediante la utilización de matrices elípticas y para materiales superplásticos [BAN 05].

En la descripción del problema realizó las siguientes hipótesis geométricas (ver **Figura V.1**):

- La forma del bulbo es elíptica en el plano y-y.
- La forma del bulbo es circular en el plano x-x.
- Para pequeñas deformaciones la longitud del arco es aproximada a la cuerda del arco en ese segmento.



**Figura V.1.:** Descripción geométrica de un ensayo de *bulge test* [BAN 99].

De la ecuación de equilibrio en la parte alta del bulbo se obtiene una expresión para la presión de conformado, que se muestra en la ecuación (V.1):

$$p = \frac{1}{\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}} \cdot \left( \frac{1}{\rho_1} + \frac{\alpha}{\rho_2} \right) \cdot s \cdot \sigma_e \quad (\text{V.1})$$

Los radios de curvatura pueden expresarse en función de los parámetros geométricos de las elipses según las ecuaciones (V.2) y (V.3) y \$\alpha\$ es el ratio de las tensiones principales según la ecuación (V.4), considerando que el material es isótropo.

$$\rho_1 = \frac{b_0^2 + h^2}{2 \cdot h} \quad (\text{V.2})$$

$$\rho_2 = \frac{a_0^2}{b_0^2} \cdot \rho_1 \quad (\text{V.3})$$

$$\alpha = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \frac{1}{2} \cdot \left( 1 + e^{\frac{1-a_0}{b_0}} \right) \quad (\text{V.4})$$

Banabic desarrolló la ecuación (V.4) incluyendo la ley de comportamiento de material para materiales superplásticos en lugar de la tensión equivalente, llegando a la ecuación (V.5):

$$p = \frac{1 + \alpha \cdot \left(\frac{b_0}{a_0}\right)^2}{\sqrt{1 - \alpha + \alpha^2}} \cdot 2 \cdot \frac{s_0}{b_0} \cdot \left( e^{\frac{2-\alpha}{2\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}} \cdot \dot{\epsilon}_e \cdot t} - 1 \right)^{\frac{1}{2}} \cdot e^{-\frac{3}{2\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}} \cdot \dot{\epsilon}_e \cdot t} \cdot C \cdot \dot{\epsilon}_e^m \quad (\text{V.5})$$

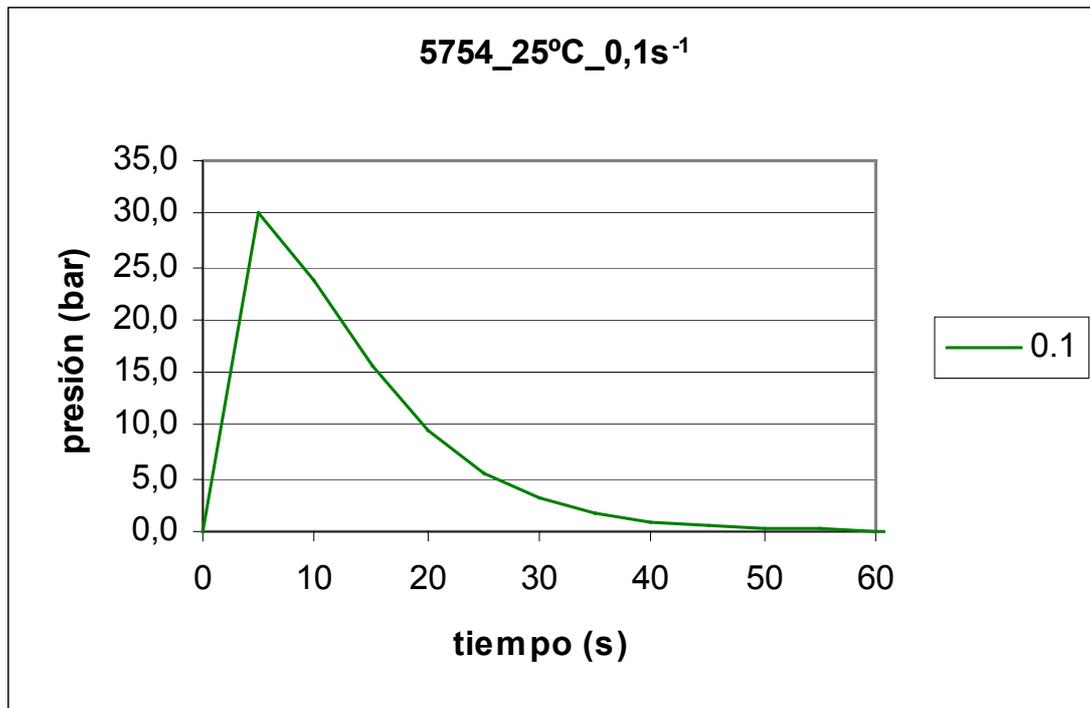
Esta fórmula permite calcular las curvas de presión–tiempo para las velocidades de deformación predefinidas. Para conseguir que cada punto se deforme con una velocidad constante durante el proceso, se requiere que la presión disminuya una vez que el material se ha deformado elásticamente, debido a que al llegar a la zona plástica, la tensión necesaria para deformar el material disminuye y si se mantuviera la misma presión, la velocidad de deformación aumentaría considerablemente hasta la rotura. En la **Figura V.2** se muestra un ejemplo de la forma de la curva de presión para que la velocidad de deformación (strain rate) sea constante.

En nuestro caso hemos sustituido el modelo superplástico de material empleado por Banabic (ver ecuación (V.6)) y en su lugar, utilizaremos la ecuación (V.7) propuesta por Boogard para aleaciones de aluminio [BOO 02]:

$$\sigma_e = C \cdot \dot{\epsilon}^m \quad (\text{V.6})$$

$$\sigma_e = K \cdot \epsilon^n \cdot \dot{\epsilon}^m \quad (\text{V.7})$$

Para ambos materiales, se han ajustado a dicho modelo las curvas experimentales obtenidas en los ensayos de tracción mediante el software Matlab. Los valores calculados son los mostrados en la **Tabla V.1**.



**Figura V.2.:** Cuva de presión para strain rate = 0.1 s<sup>-1</sup> definida según el modelo de Banabic.

ALEACIÓN	Tª	k	n	m
5754	25°C	344,287	0,17	0,0092
	150°C	395,632	0,1503	0,0375
	200°C	359,7679	0,1315	0,0583
	250°C	324,0124	0,0762	0,1037
6082_O	25°C	186,9743	0,0835	0
	150°C	155,112	0,0761	0,027
	200°C	155,23	0,0663	0,047
	250°C	129,3191	0,0567	0,056

Tabla V.1: valores de  $k$ ,  $n$  y  $m$  calculados mediante herramientas de optimización de Matlab.

En un principio, se han calculado las curvas de presión a las velocidades de  $0.01 \text{ s}^{-1}$ ,  $0.1 \text{ s}^{-1}$  y  $1 \text{ s}^{-1}$ . La **Figura V.3** hace referencia a la velocidad más lenta ( $0.01 \text{ s}^{-1}$ ). Como se puede apreciar, el tiempo total del ensayo es 600 segundos, es decir, 10 minutos. Este es un tiempo excesivo y por lo tanto inadmisibles en un proceso real de hidroconformado. Se ha decidido dejar a un lado la velocidad de  $0.01 \text{ s}^{-1}$  y sustituirla por una velocidad mayor, concretamente  $0.5 \text{ s}^{-1}$ . De este modo, el mayor tiempo de ciclo es de 60 segundos ( $0.1 \text{ s}^{-1}$ ) y el más corto es de tan solo 6 segundos ( $1 \text{ s}^{-1}$ ).

Con el fin de evaluar la aplicación del modelo inicialmente se han realizado experimentos con la aleación AA5754H111 a  $25 \text{ °C}$ . La **Figura V.4** muestra las curvas de presión calculadas según el modelo de Banabic para velocidades de deformación de  $0.1 \text{ s}^{-1}$ ,  $0.5 \text{ s}^{-1}$  y  $1 \text{ s}^{-1}$  para la matriz circular de diámetro 120mm a  $25 \text{ °C}$ .

El primer experimento realizado ha sido el correspondiente a una velocidad de deformación de  $0,1 \text{ s}^{-1}$  a  $25 \text{ °C}$ . La **Figura V.5** muestra las curvas de presión calculada, programada y real y la **Figura V.6** muestra los resultados obtenidos en cuanto a velocidad de deformación, altura del bulbo ( $z_{\text{max}}$ ) y deformación equivalente. En esta última gráfica puede observarse que se obtiene un bulbo únicamente de 20 mm de altura. En un trabajo realizado previamente se obtuvo una altura de bulbo de 28mm para la misma aleación y espesor de chapa a una presión de rotura de 75 bar [AGI 07].

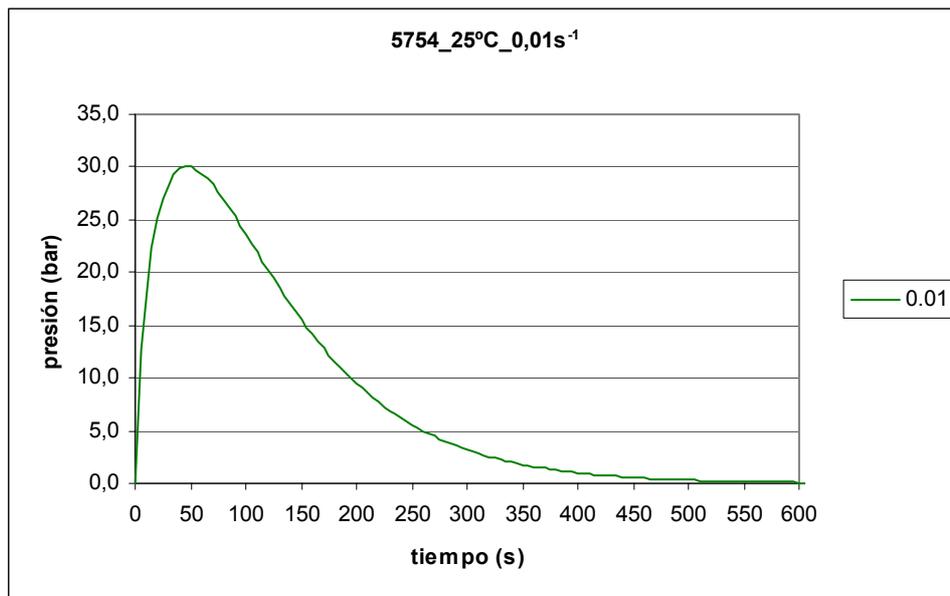


Figura V.3: Cuva de presión para *strain rate* de  $0.01 \text{ s}^{-1}$  definida según el modelo de Banabic.

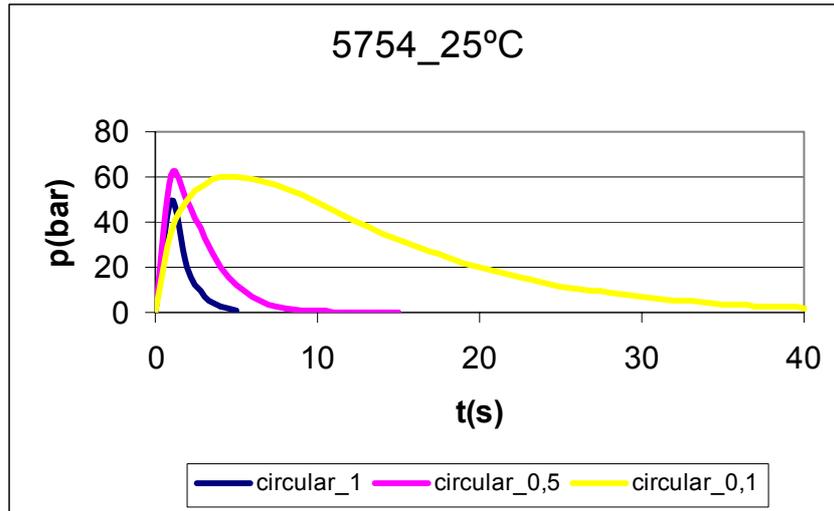


Figura V.4.: Curvas de presión calculadas según el modelo de Banabic para velocidades de deformación de  $0.1 \text{ s}^{-1}$ ,  $0.5 \text{ s}^{-1}$  y  $1 \text{ s}^{-1}$  para la matriz circular de diámetro 120 mm a  $25 \text{ }^\circ\text{C}$ .

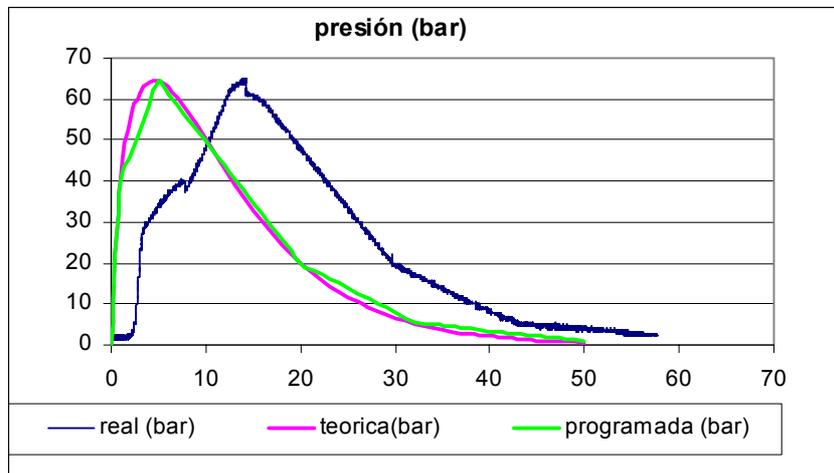


Figura V5: Curvas de presión calculada, programada y real para una velocidad de deformación de  $0,1 \text{ s}^{-1}$ , para la matriz circular de diámetro 120 mm a  $25 \text{ }^\circ\text{C}$ .

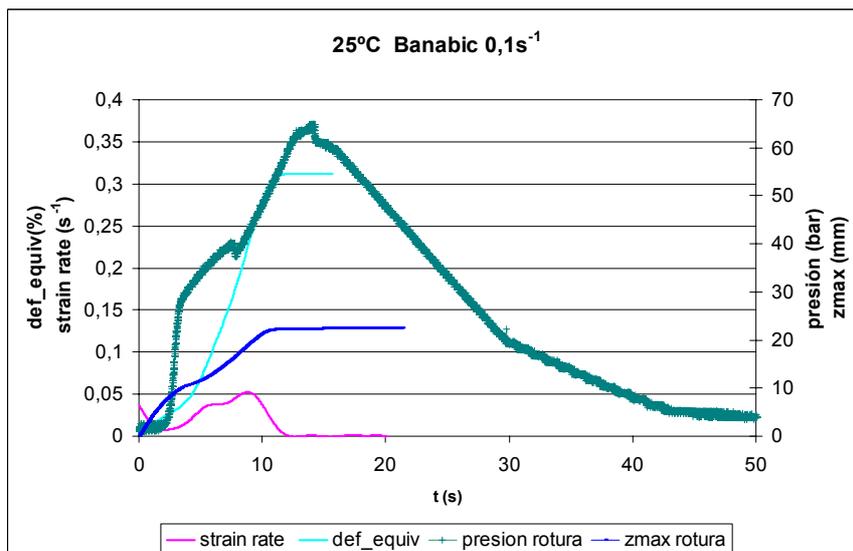
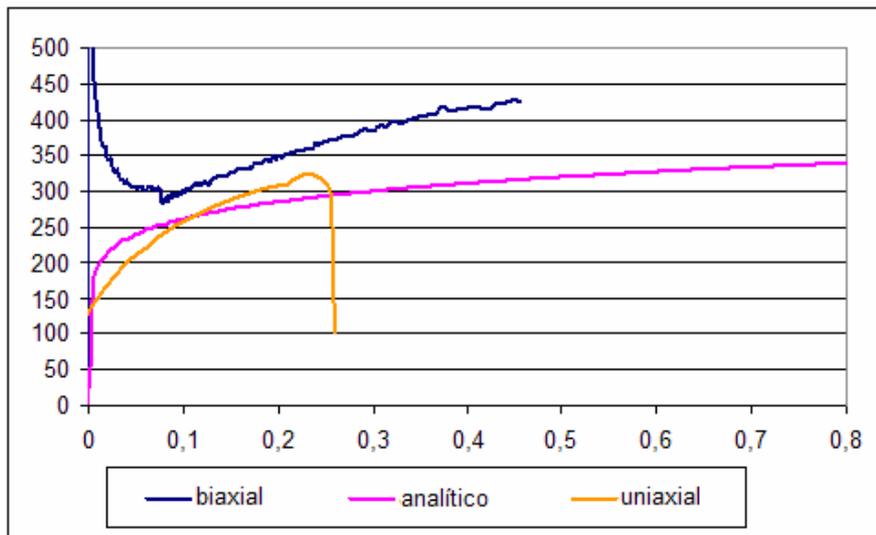


Figura V.6: Resultados obtenidos en cuanto a velocidad de deformación, altura del bulbo ( $z_{\text{max}}$ ) y deformación equivalente.

La caracterización presentada en el Capítulo 5 “Experimentación” ha mostrado que la velocidad de deformación afecta a temperatura ambiente en el caso biaxial de tensiones. Para comprobar la diferencia en el comportamiento del material, la aleación ha sido caracterizada biaxialmente introduciendo una curva de presión con la misma pendiente inicial ascendente que la resultante del modelo de Banabic hasta la rotura. La **Figura V.7** muestra los resultados obtenidos donde puede observarse que la tensión que es capaz de soportar el material es un 13% mayor que en el caso uniaxial. Este resultado muestra la razón por la que el material no se deforma hasta su límite en el experimento anterior. Por lo tanto, el experimento se ha repetido ampliando la curva de Banabic en un 13%. La **Figura V.8** muestra los resultados obtenidos en cuanto a velocidad de deformación, altura del bulbo ( $z_{max}$ ) y deformación equivalente para la curva de presión ampliada en un 13%. La altura de bulbo obtenida es de 38mm y el material deja de deformarse una vez alcanzado el punto de máxima presión. La velocidad de deformación está entre 0 y  $0,1 \text{ s}^{-1}$ , sin embargo no es constante a lo largo de la deformación de la chapa.

El objetivo del método analítico diseñado por Banabic es conformar el material bajo velocidades de deformación constantes. Una vez comprobado que no se obtienen velocidades de deformación constantes, el método queda descartado.



**Figura V.7:** Curvas tensión deformación calculadas mediante caracterización uniaxial, biaxial y método analítico.

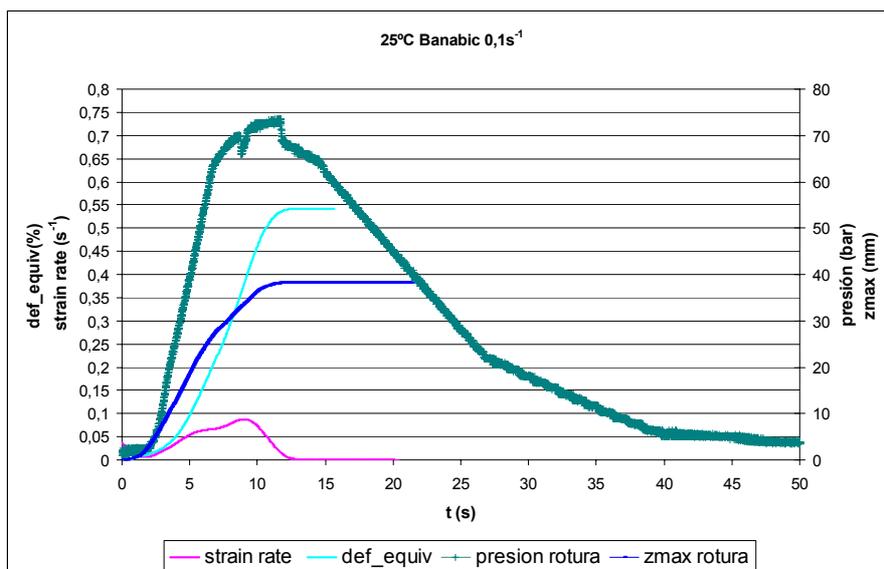


Figura V.8: Resultados obtenidos en cuanto a velocidad de deformación, altura del bulbo (zmax) y deformación equivalente para una curva de presión ampliada en un 13%.

## **Anexo VI**

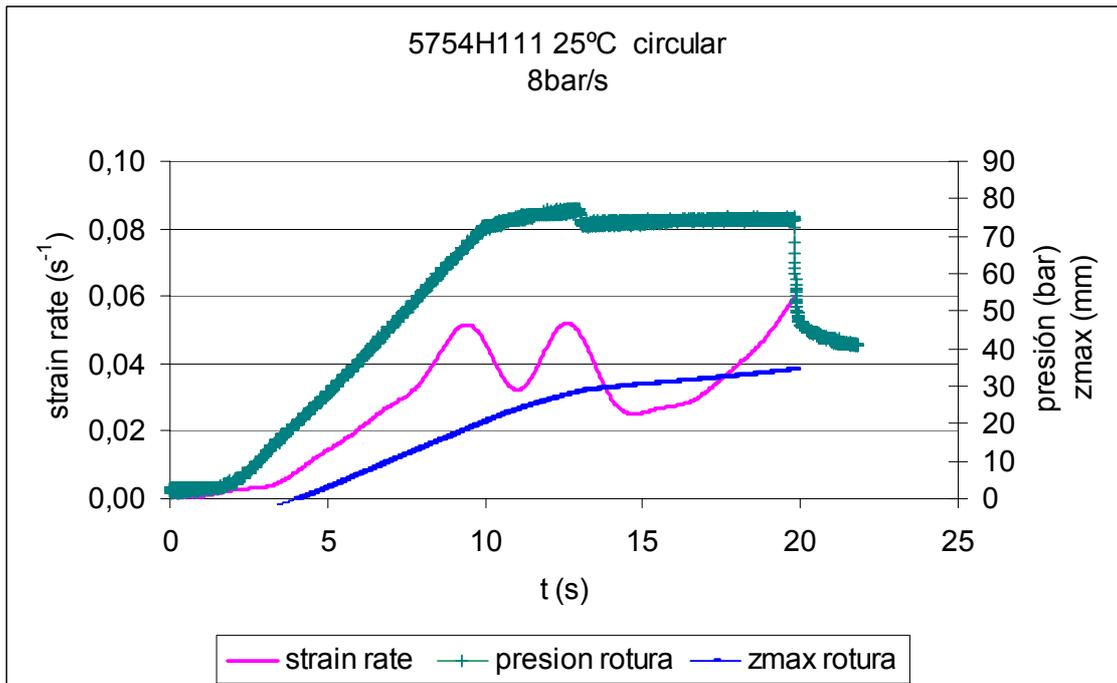
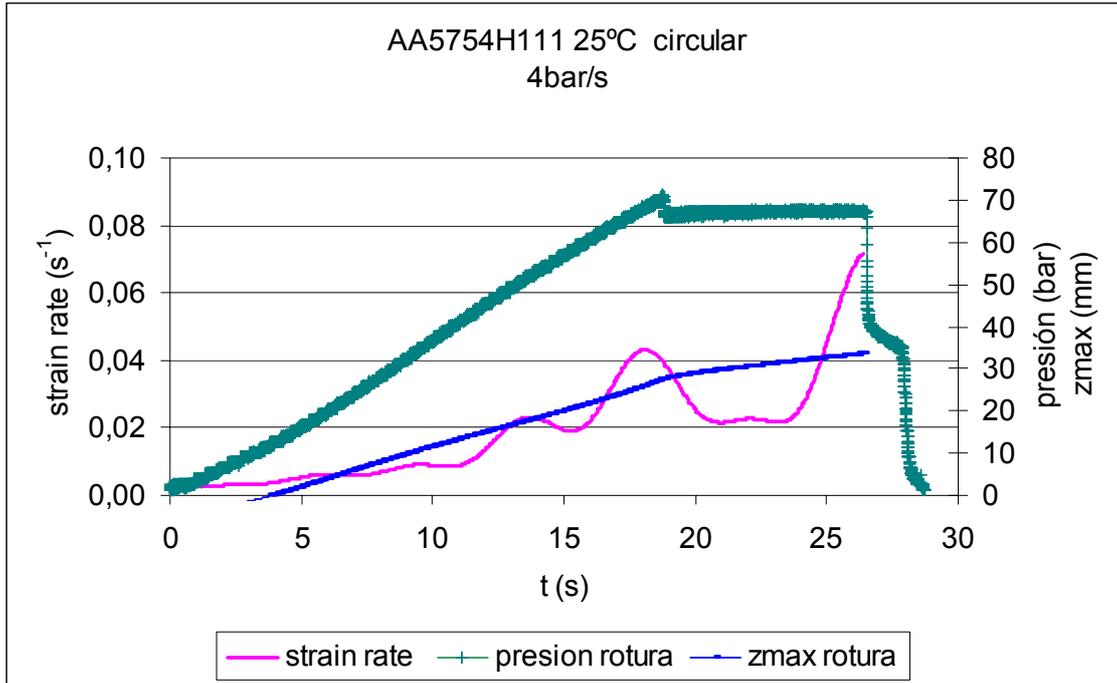
**Resultados de los ensayos para la obtención de  
FLDs**



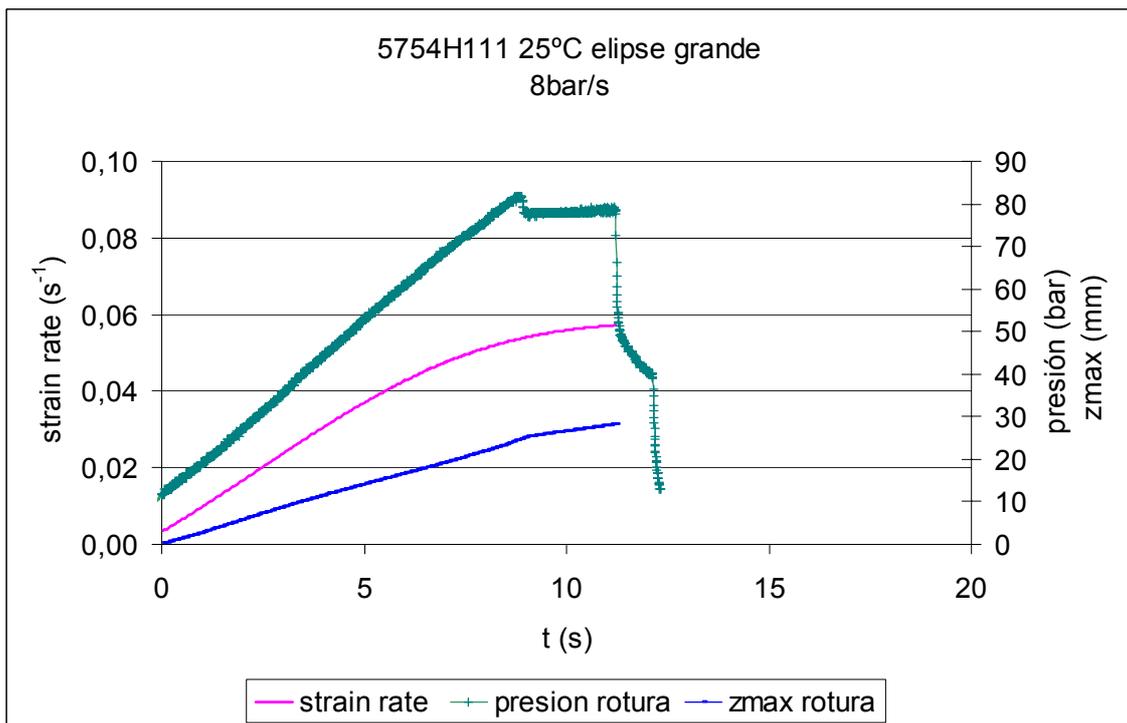
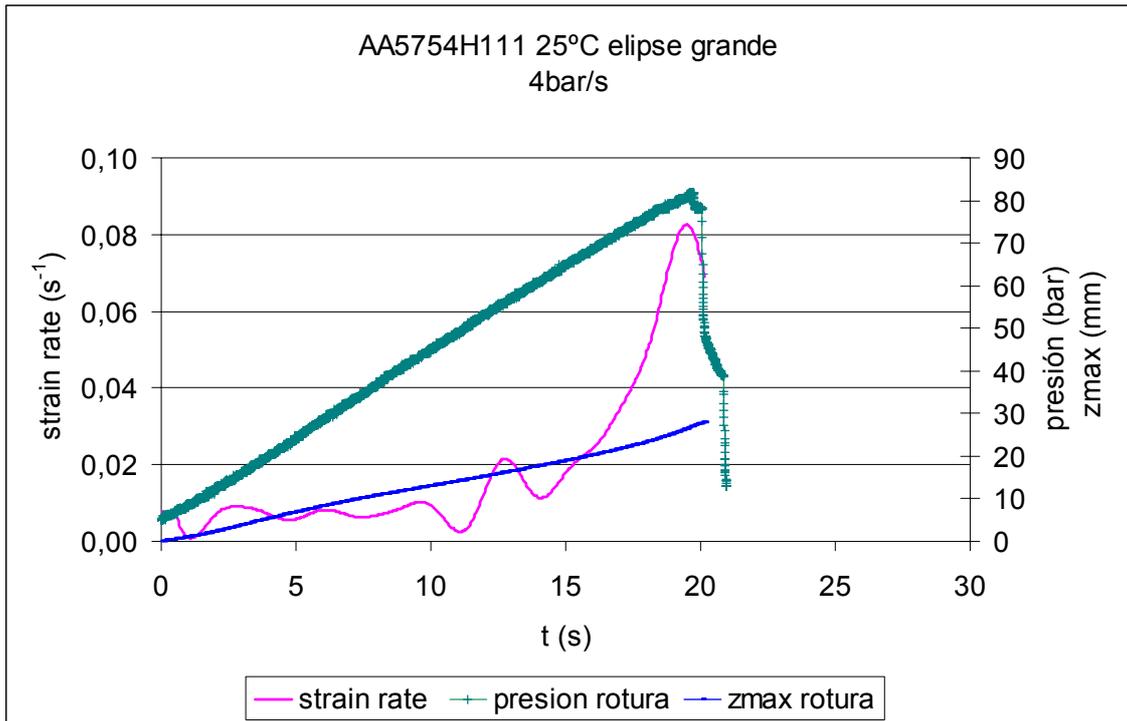
## Anexo VI: Resultados de los ensayos para la obtención de FLDs

Este anexo muestra las curvas de presión, altura máxima y velocidad de deformación de los ensayos para la obtención de FLDs. Los ensayos se han realizado a 25 °C, 200 °C y 250 °C para las aleaciones 5754H111 y 6082O. Las geometrías estudiadas son una geometría circular y dos geometrías elípticas.

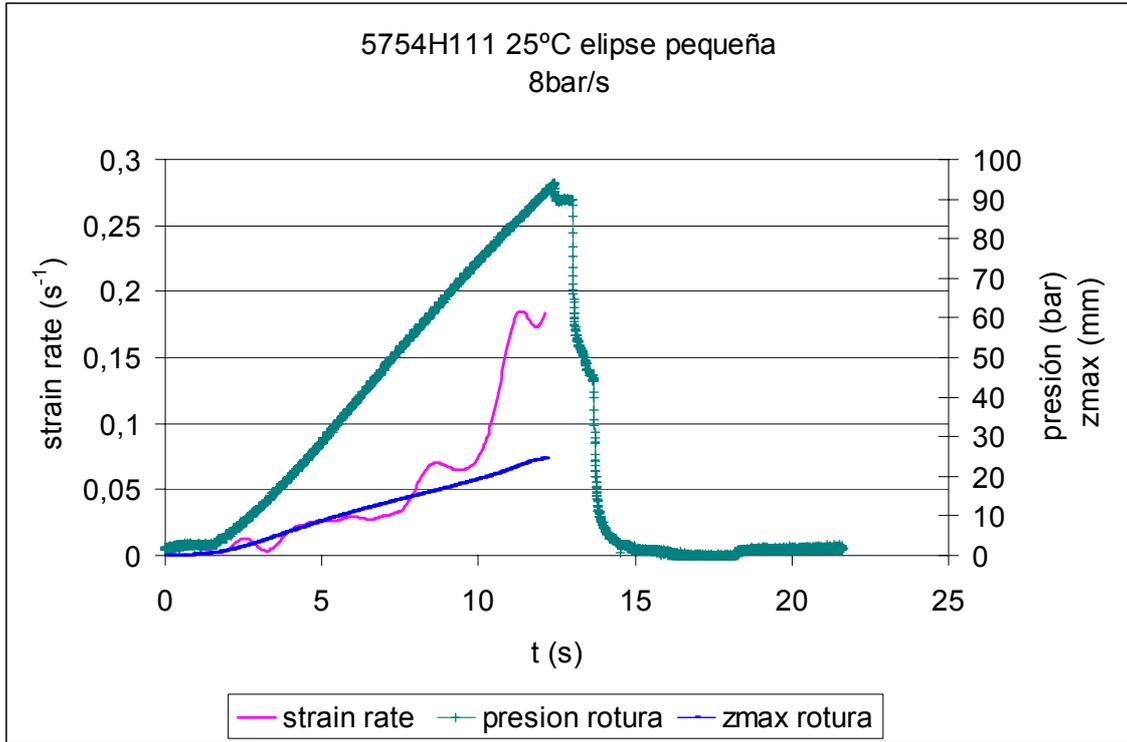
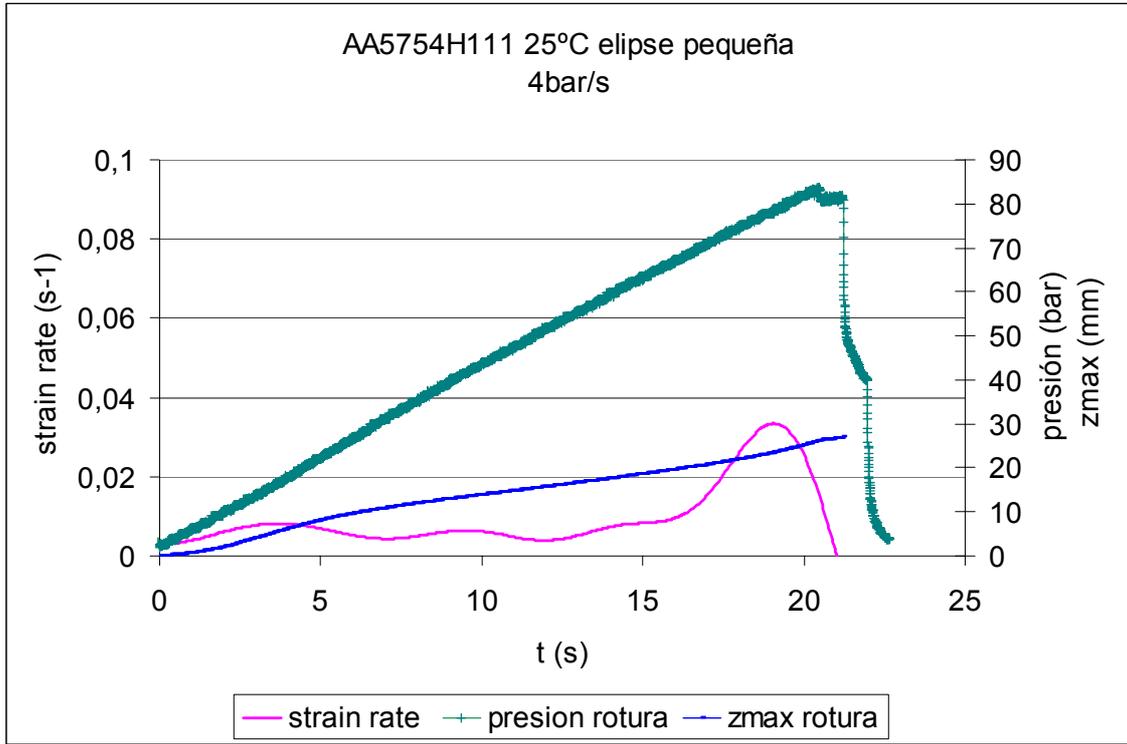
- **AA5754H111 25 °C GEOMETRÍA CIRCULAR**



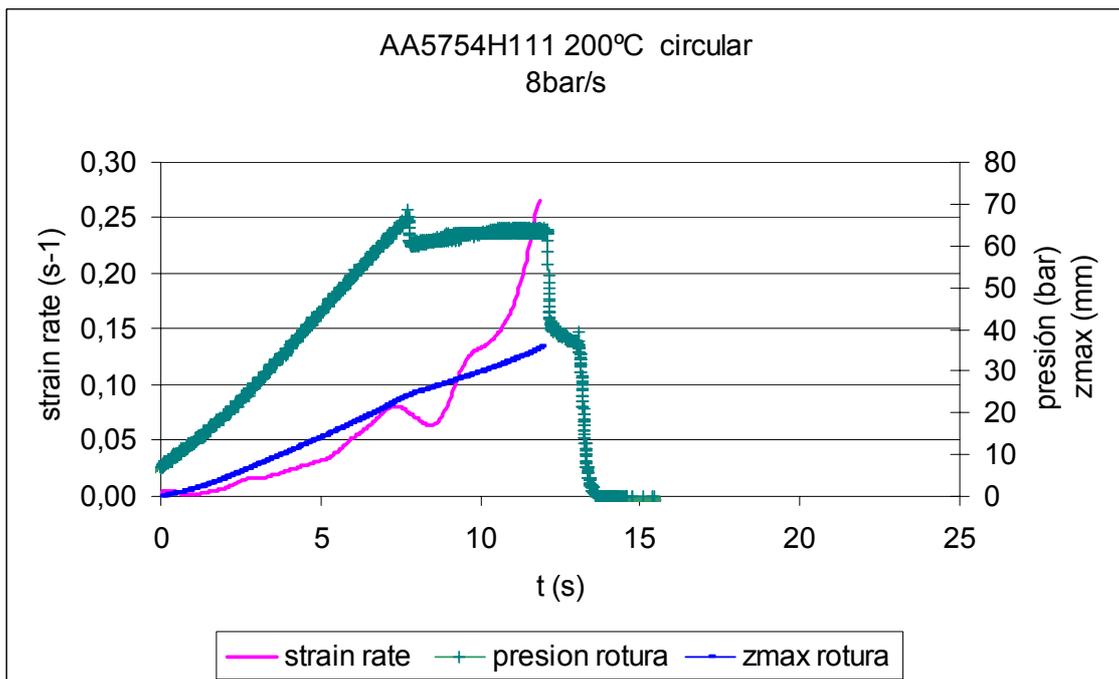
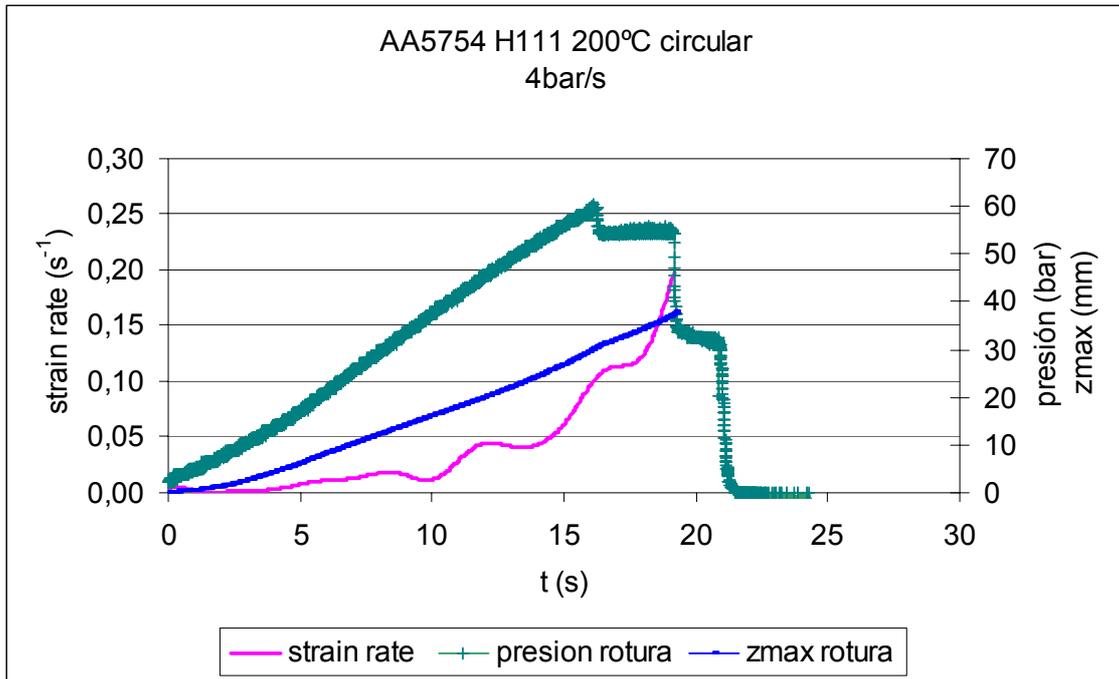
• AA5754H111 25 °C GEOMETRÍA ELÍPTICA GRANDE



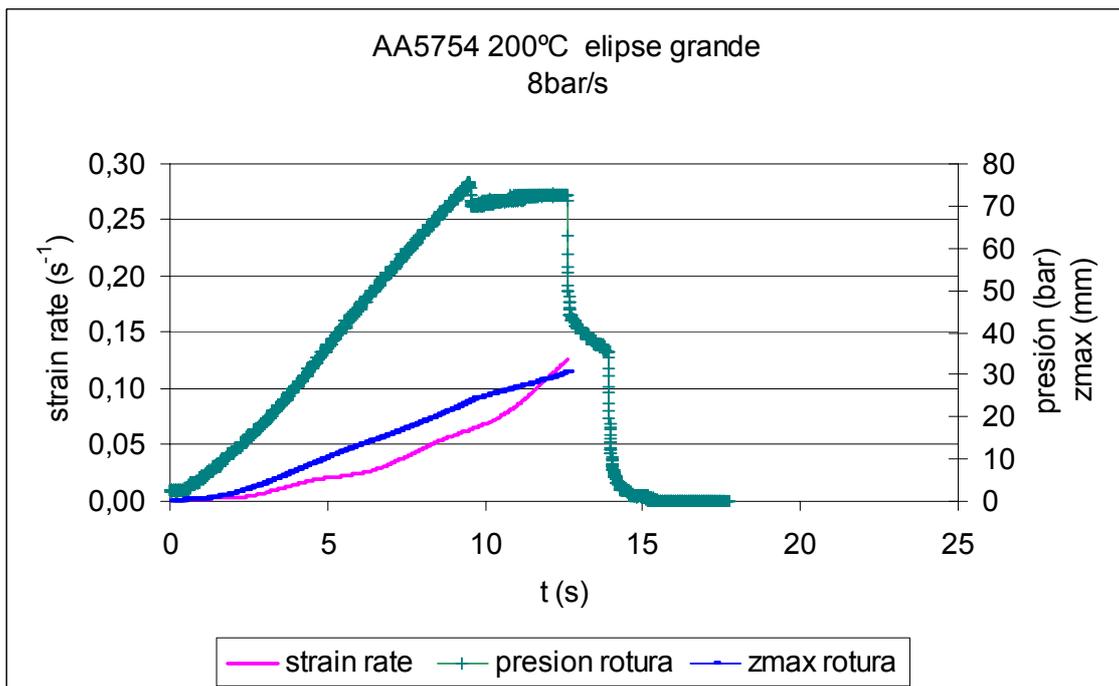
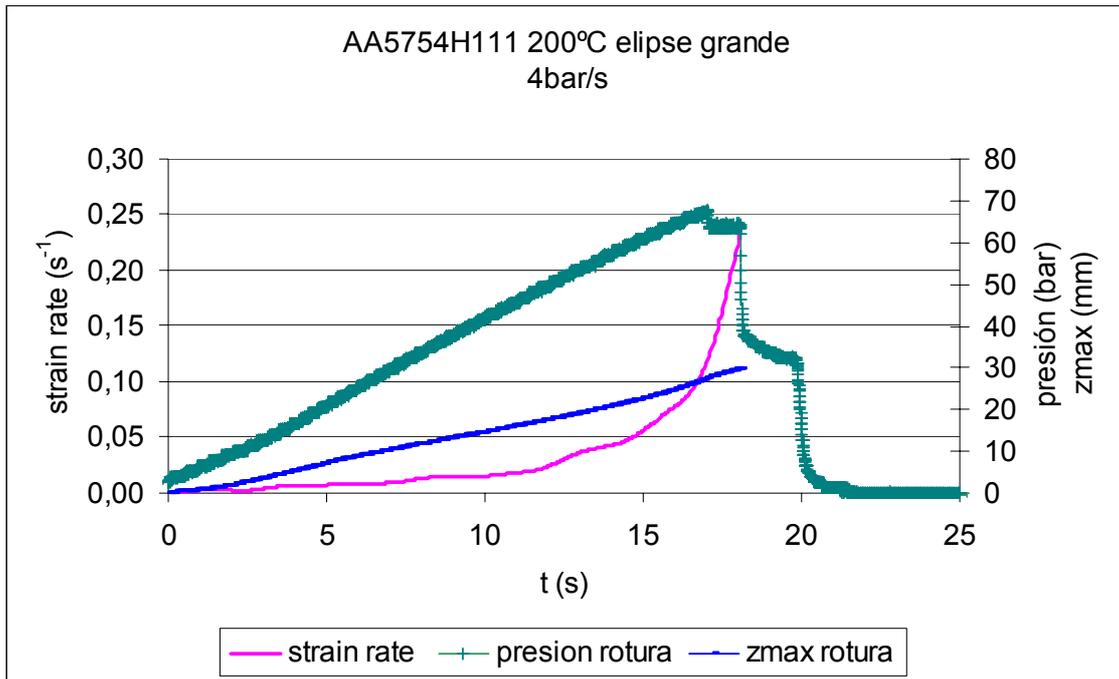
• AA5754H111 25 °C GEOMETRÍA ELÍPTICA PEQUEÑA



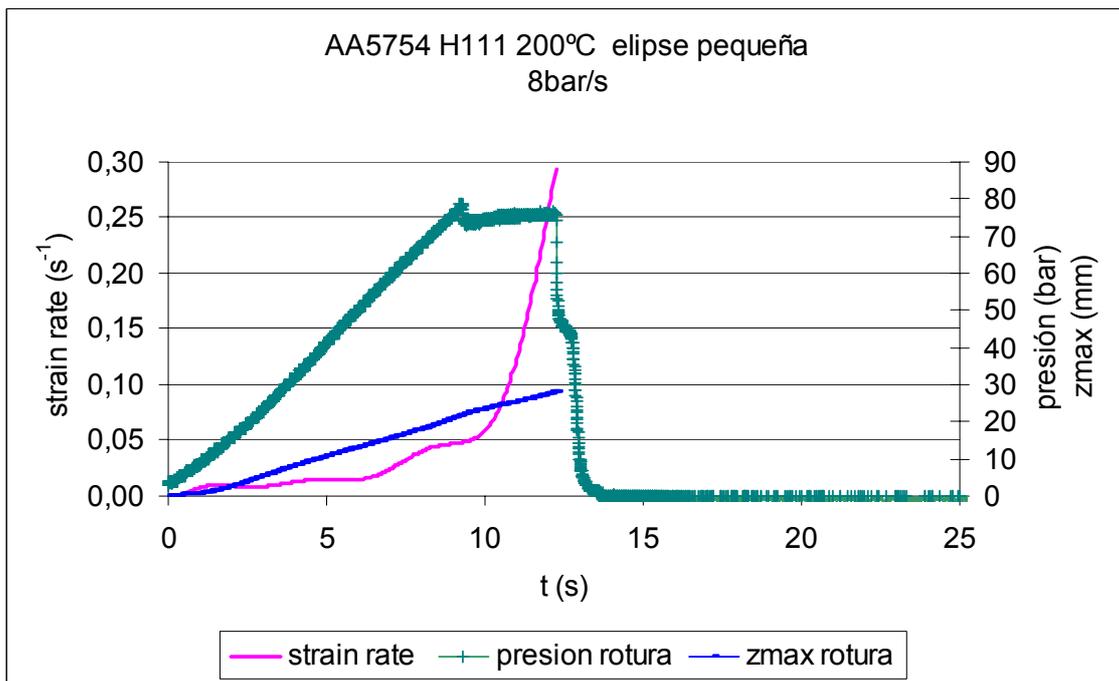
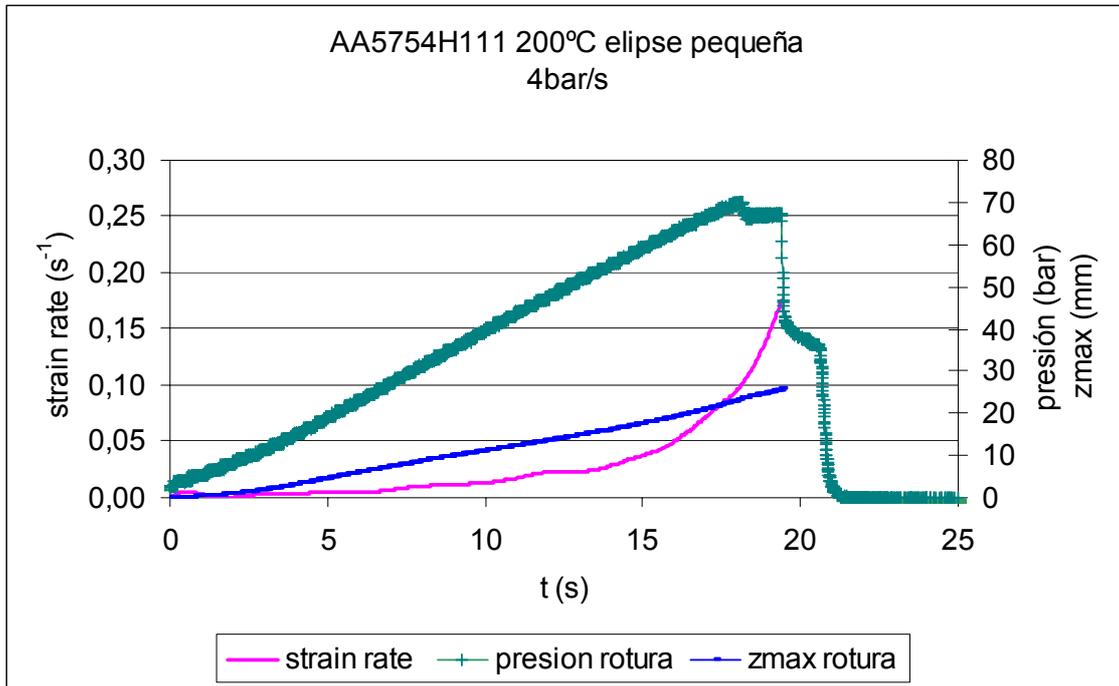
• AA5754H111 200 °C GEOMETRÍA CIRCULAR



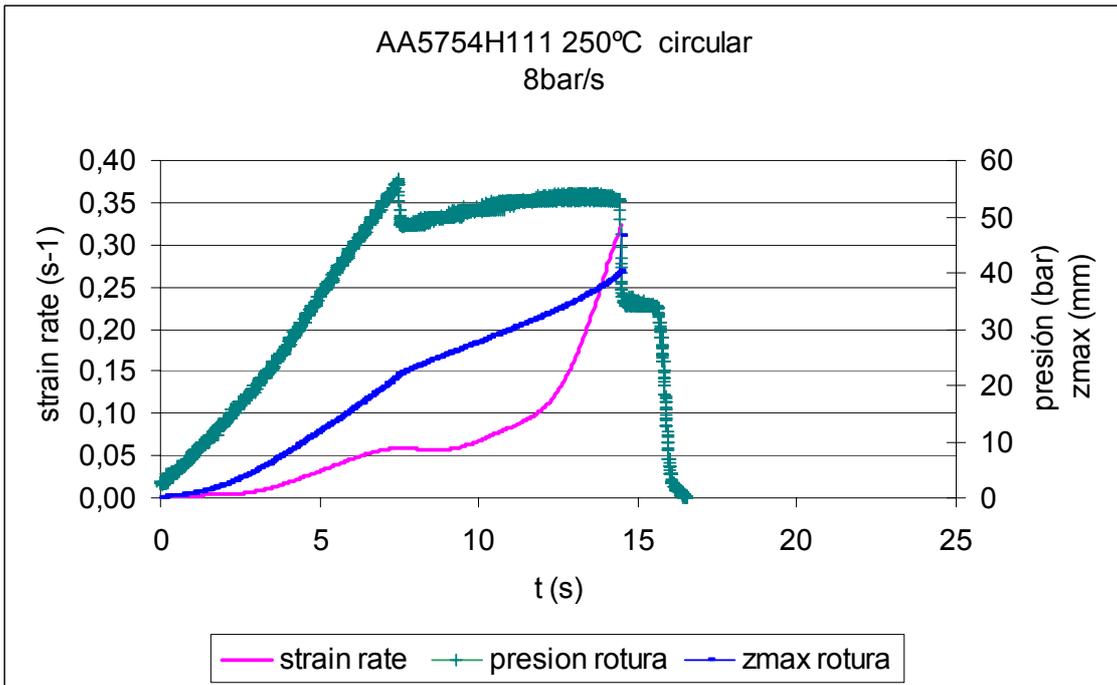
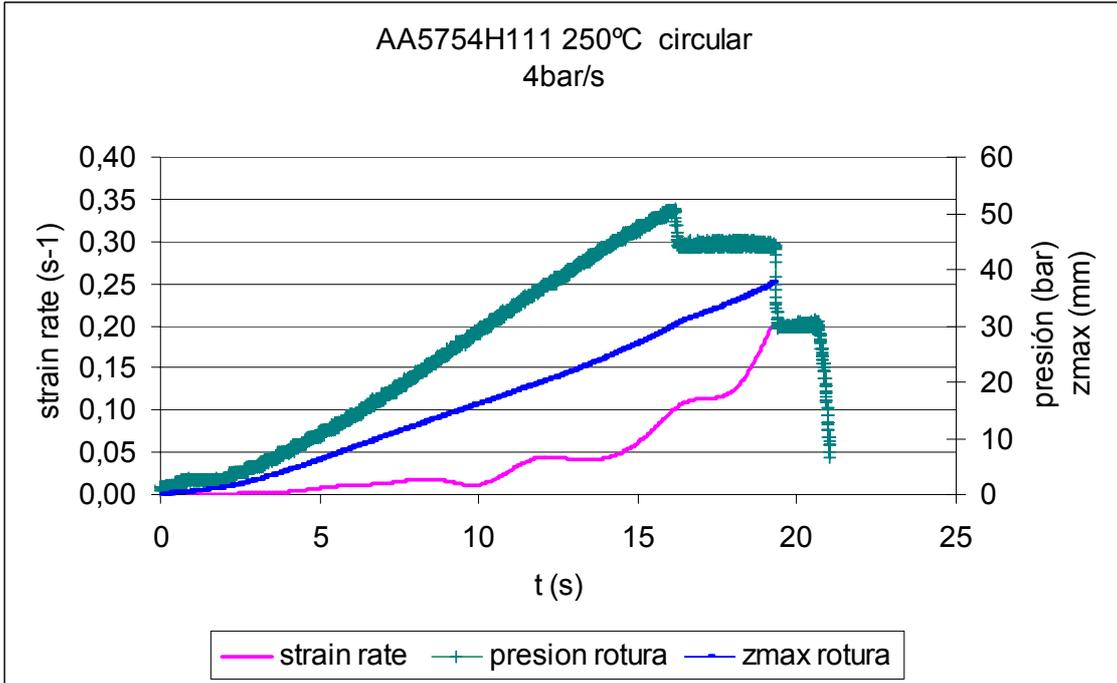
• AA5754H111 200 °C GEOMETRÍA ELÍPTICA GRANDE



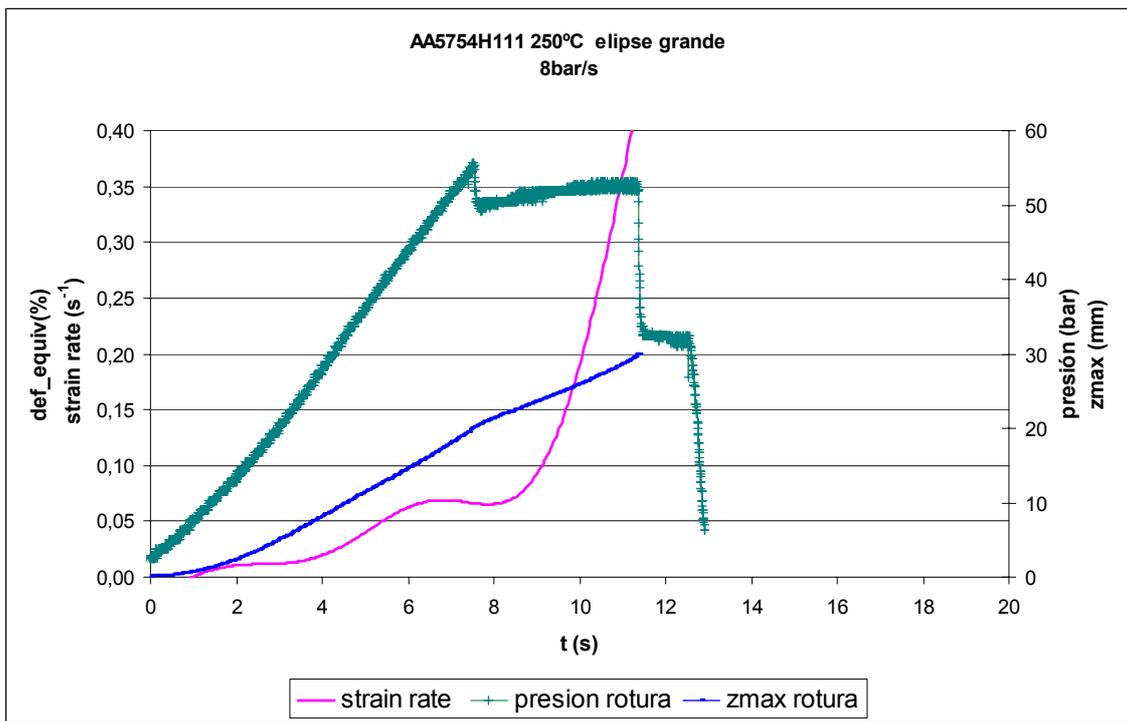
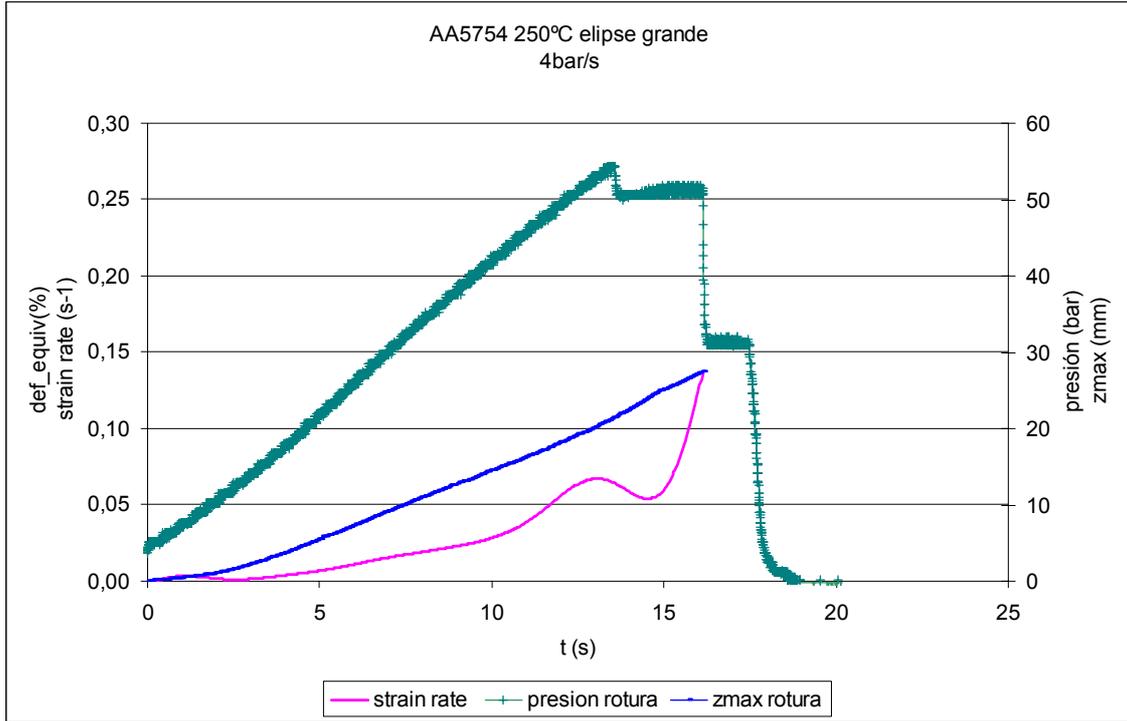
• AA5754H111 200 °C GEOMETRÍA ELÍPTICA PEQUEÑA



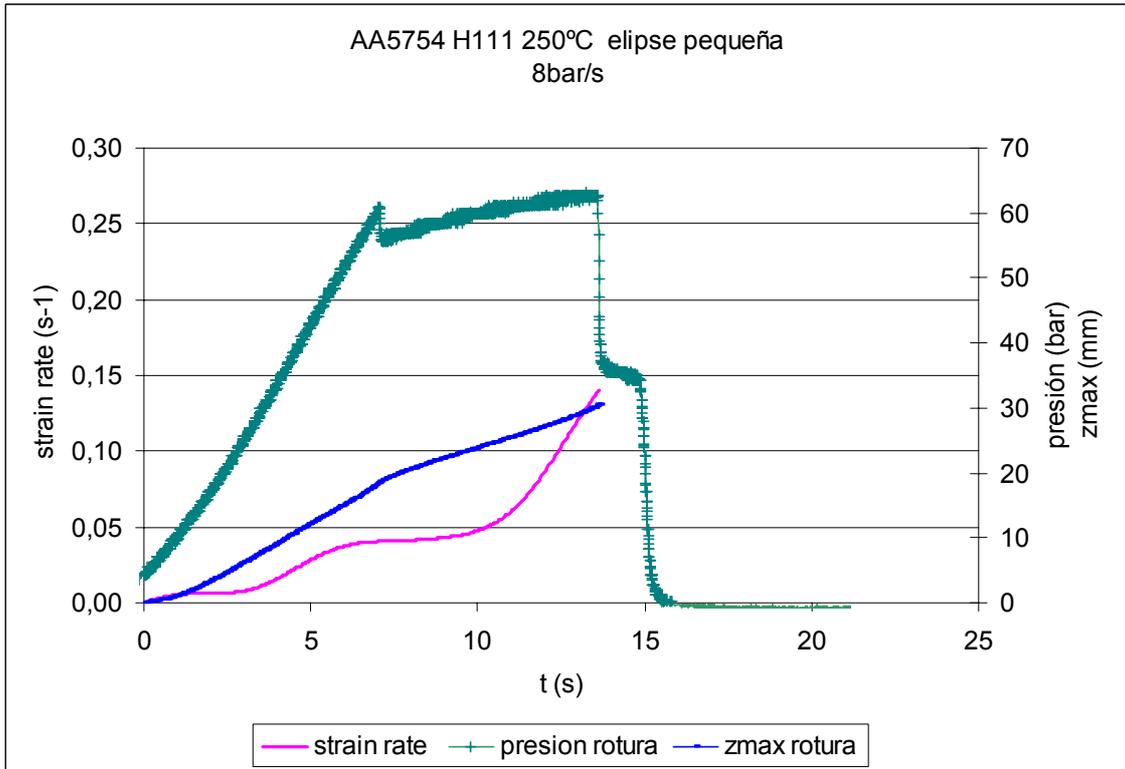
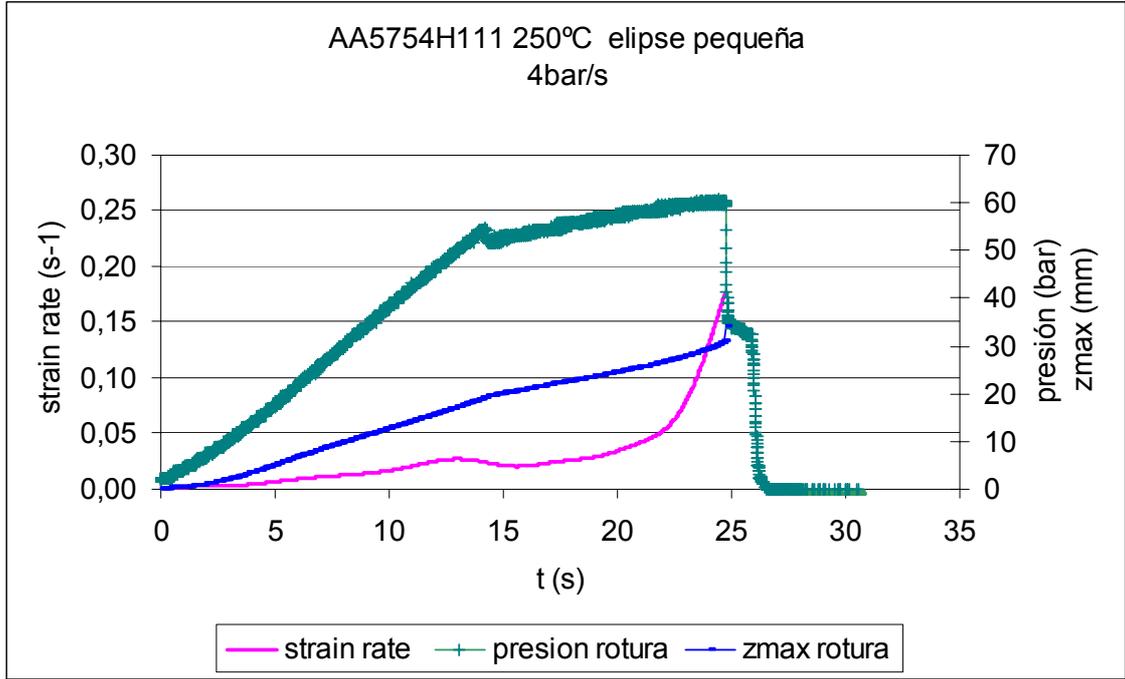
• AA5754H111 250 °C GEOMETRÍA CIRCULAR



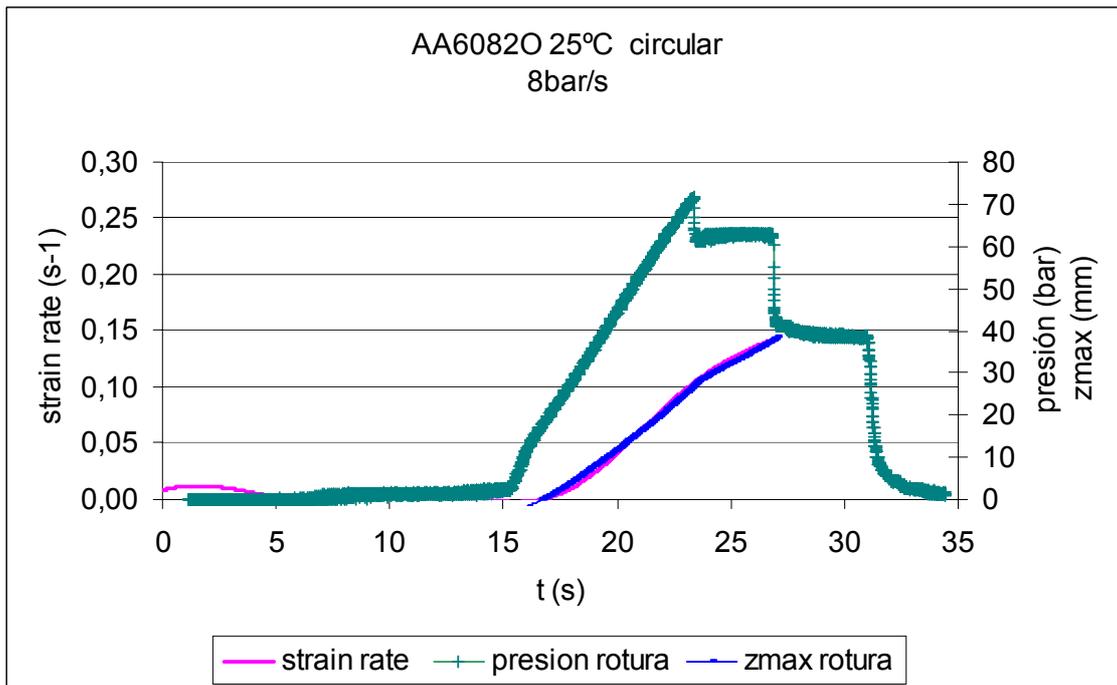
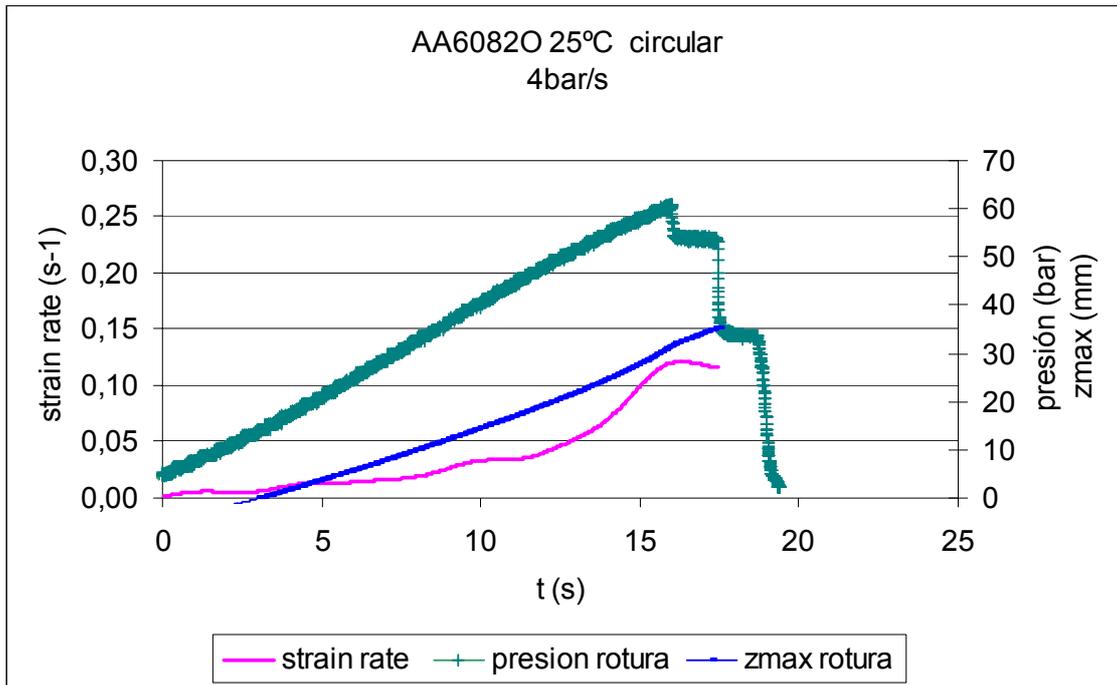
• **AA5754H111 250 °C GEOMETRÍA ELÍPTICA GRANDE**



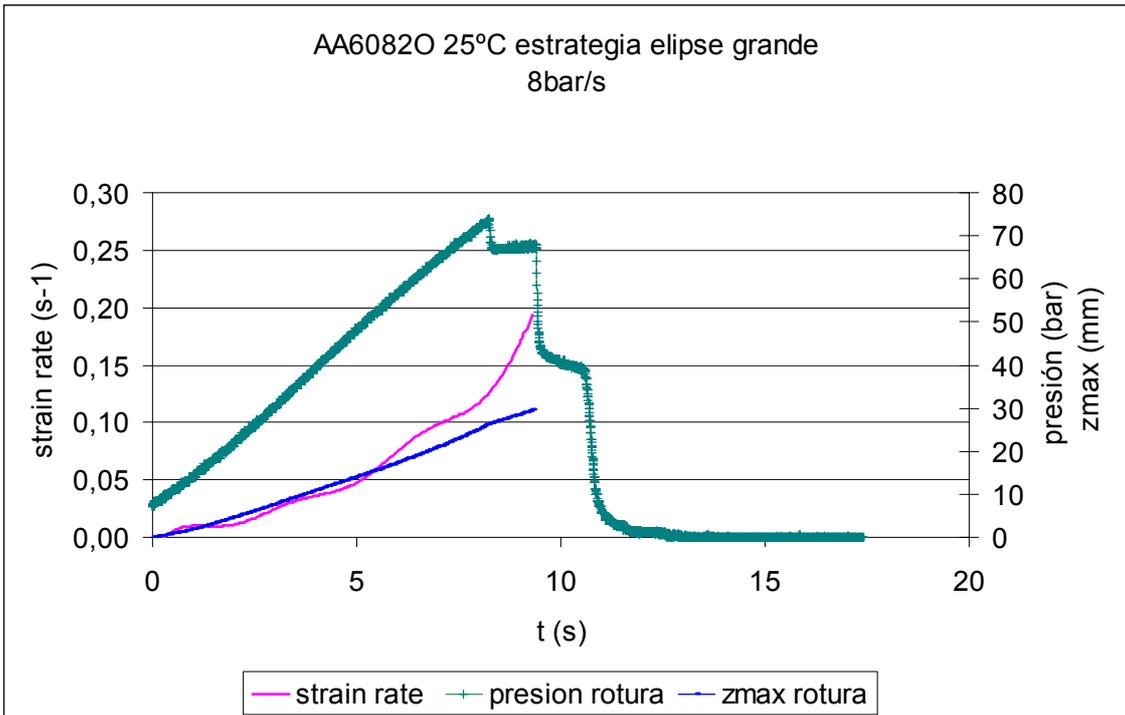
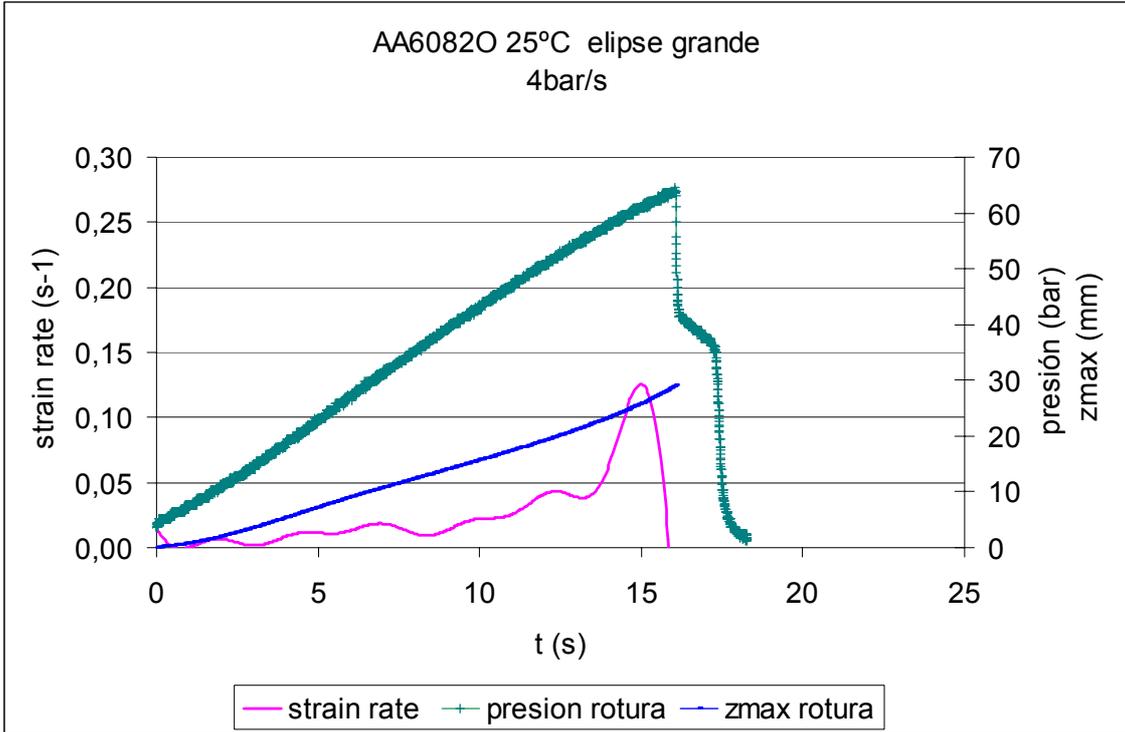
• AA5754H111 250 °C GEOMETRÍA ELÍPTICA PEQUEÑA



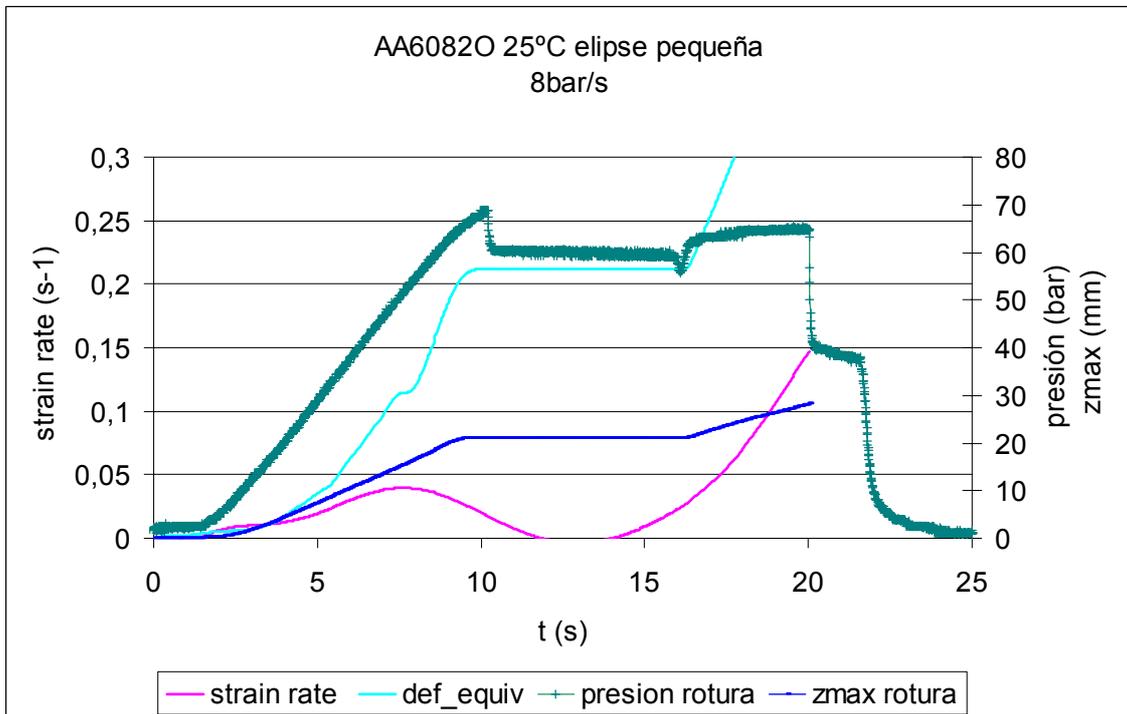
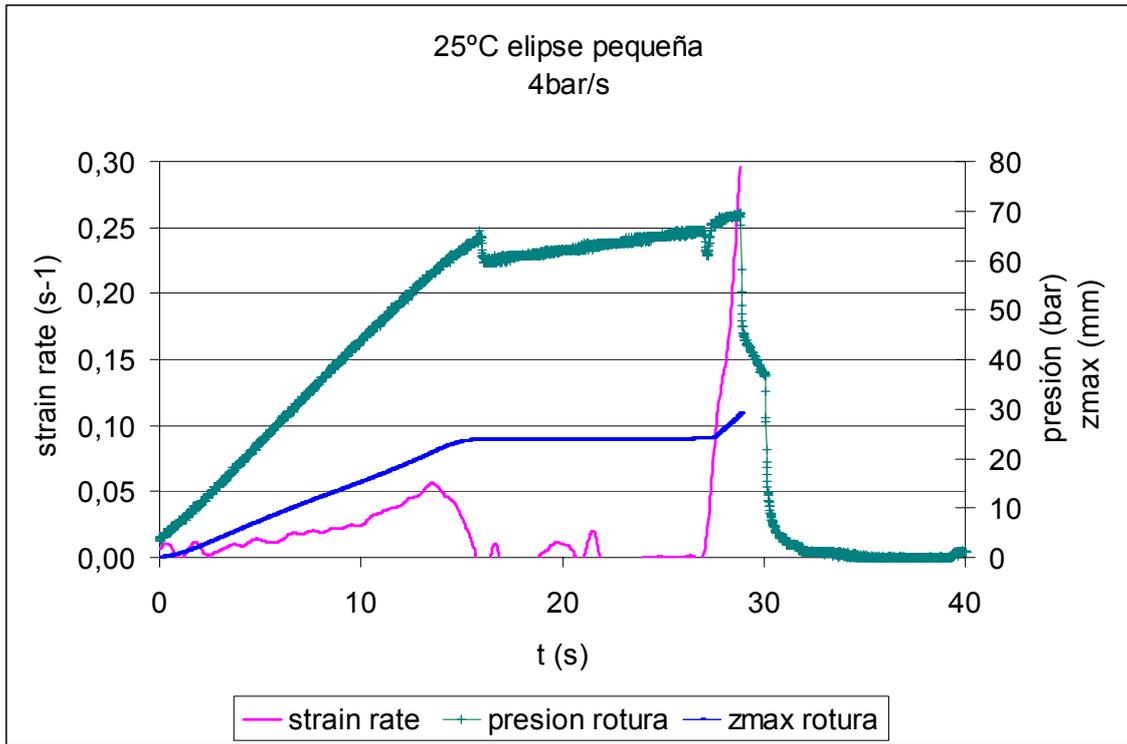
• AA6082O 25 °C GEOMETRÍA CIRCULAR



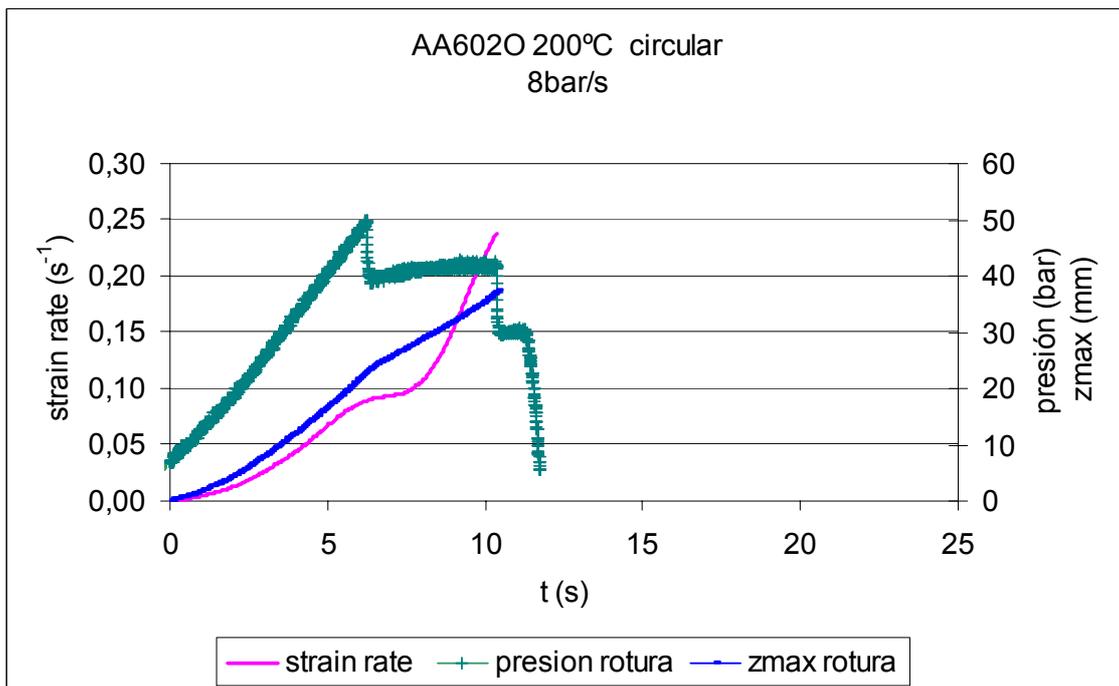
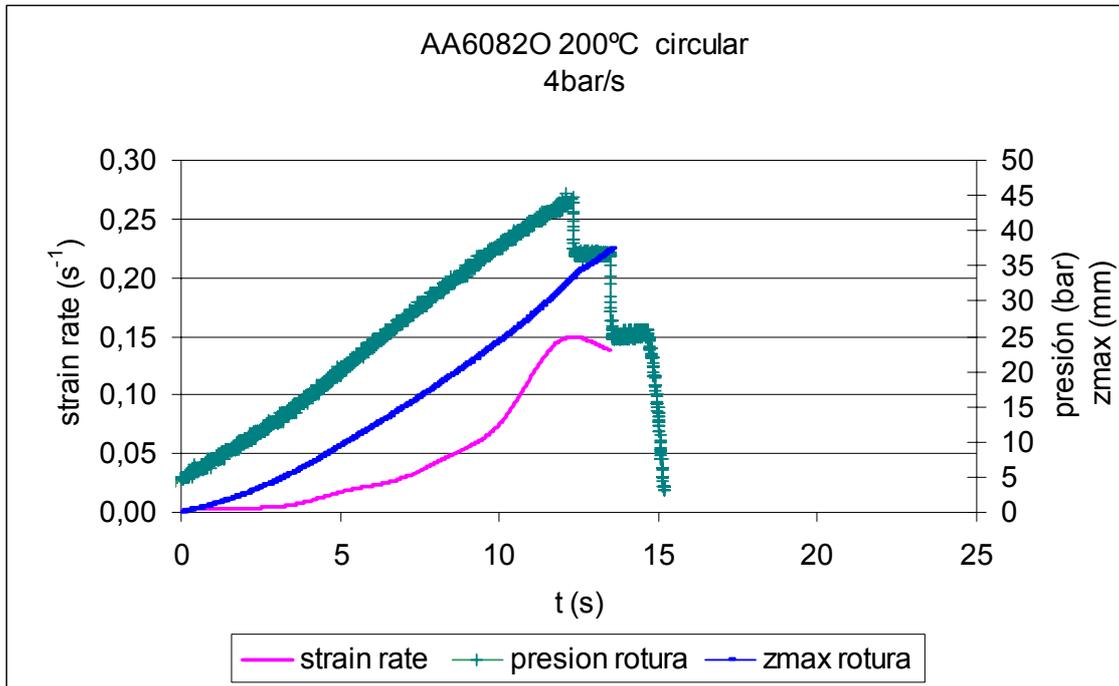
• AA6082O 25 °C GEOMETRÍA ELÍPTICA GRANDE



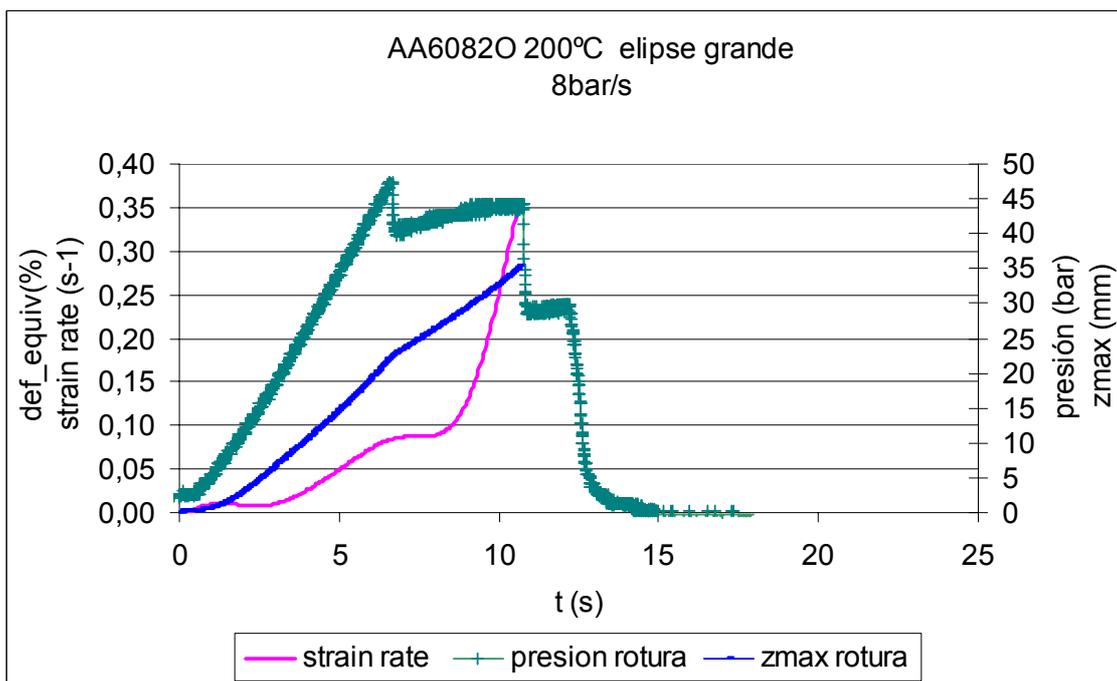
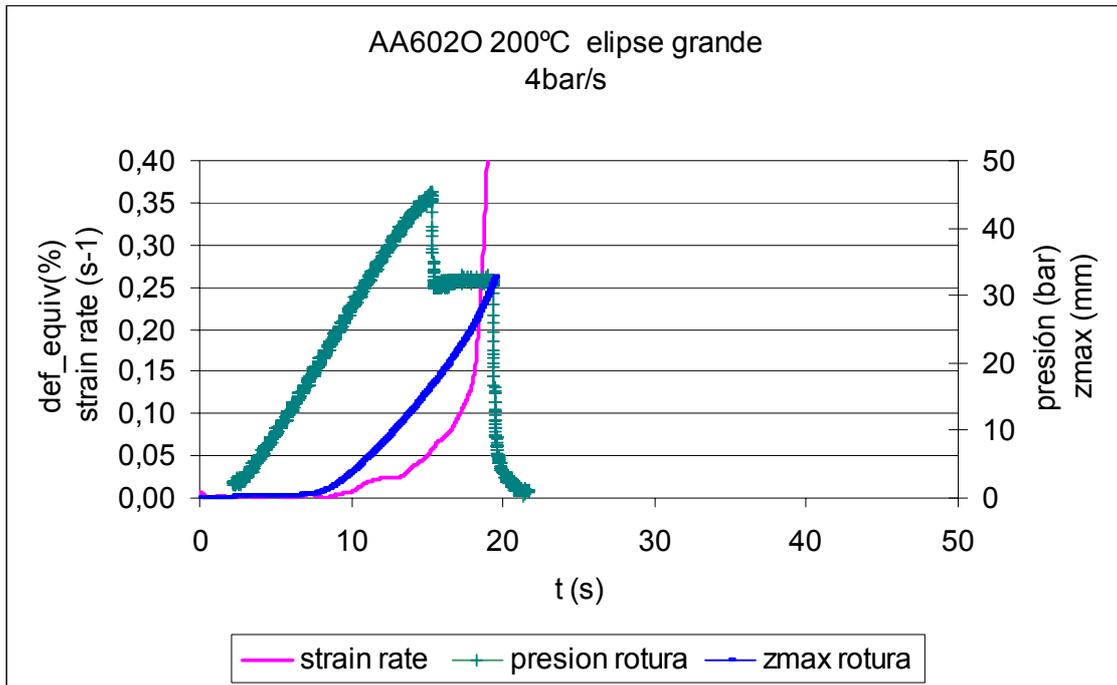
• AA6082O 25 °C GEOMETRÍA ELÍPTICA PEQUEÑA



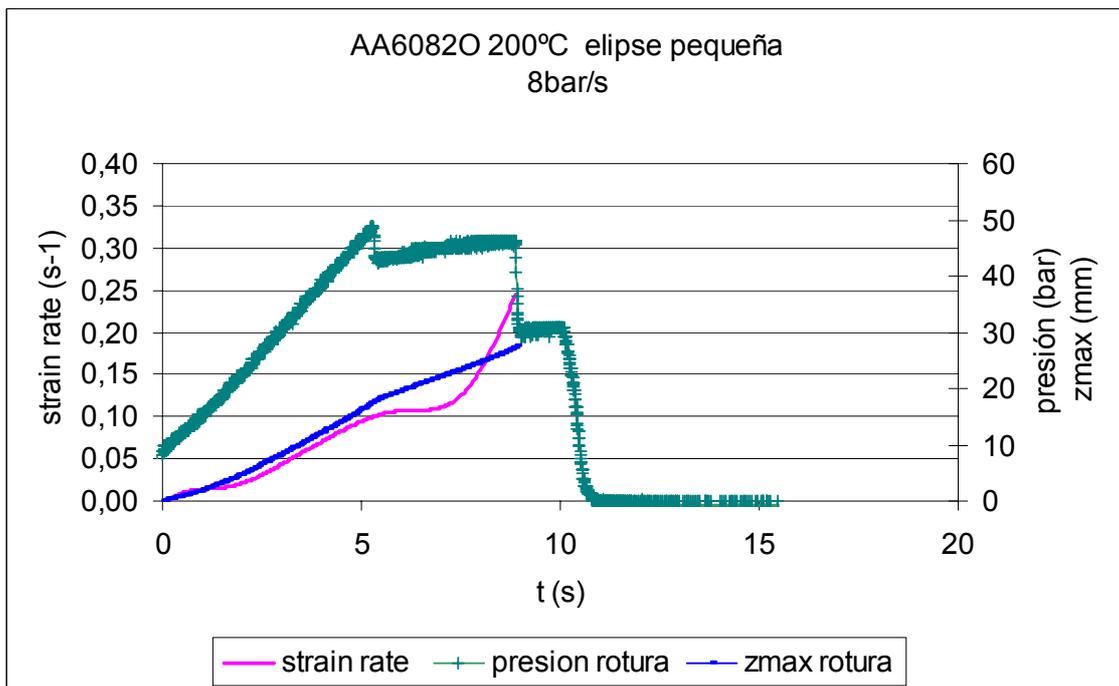
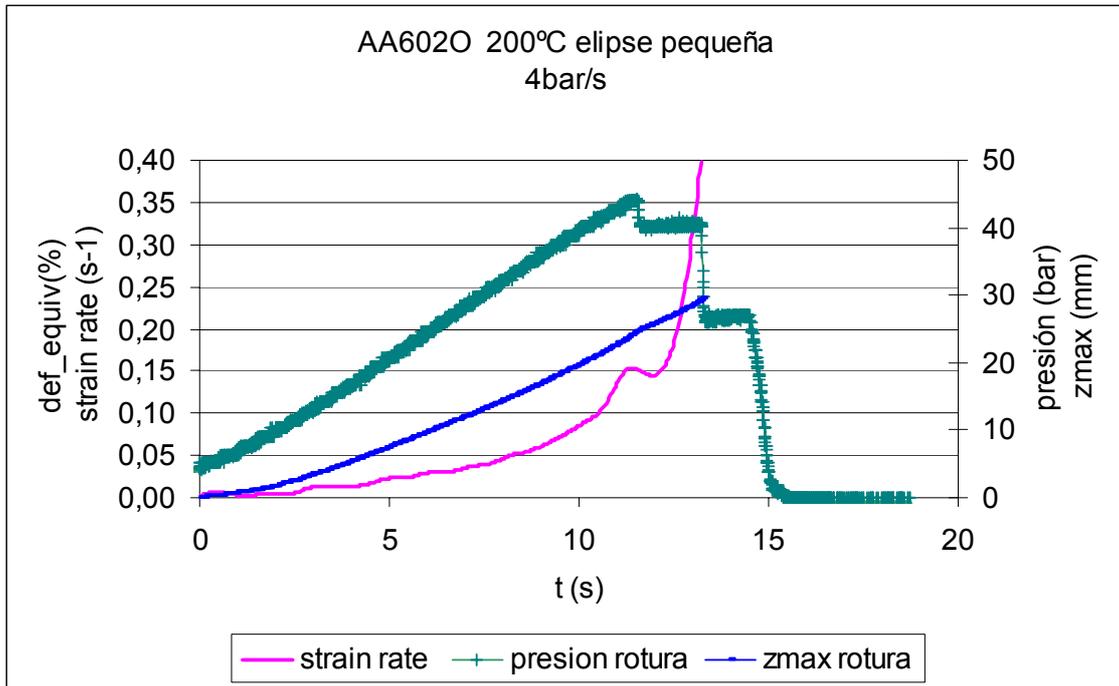
• AA6082O 200 °C GEOMETRÍA CIRCULAR



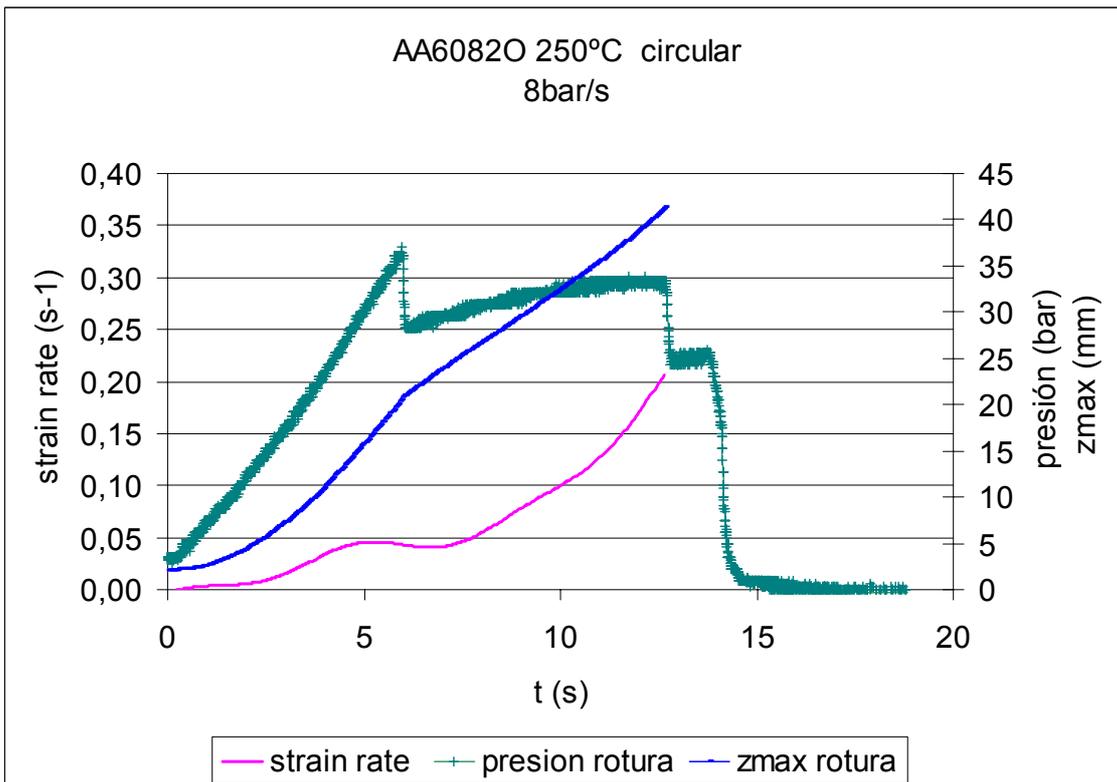
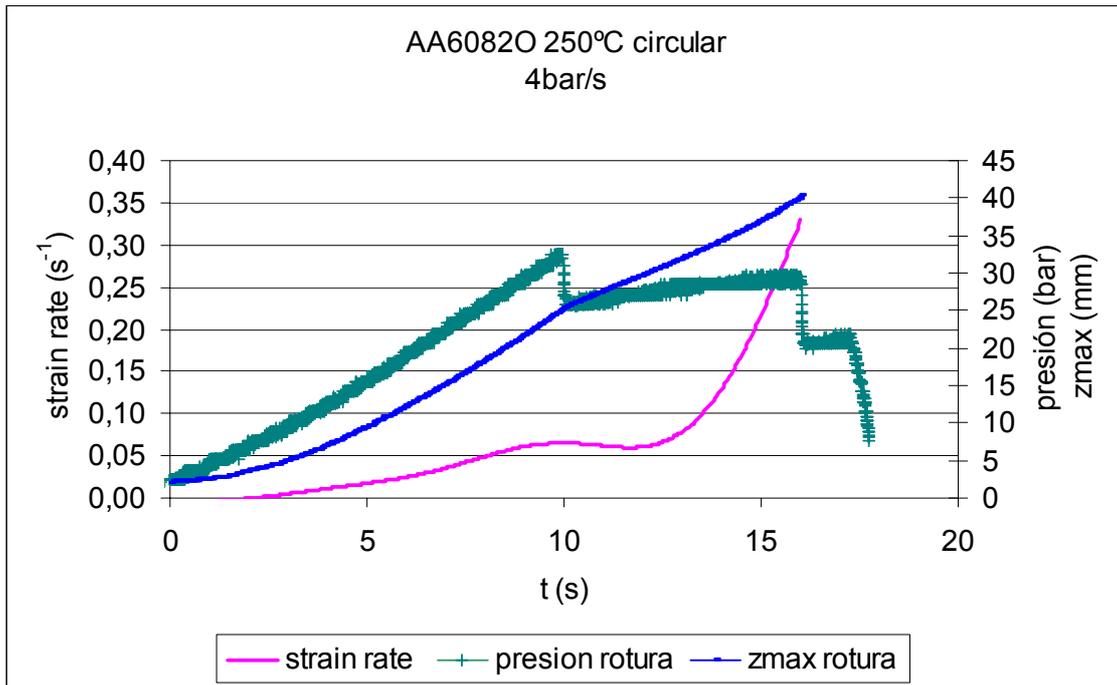
• AA6082O 200 °C GEOMETRÍA ELÍPTICA GRANDE



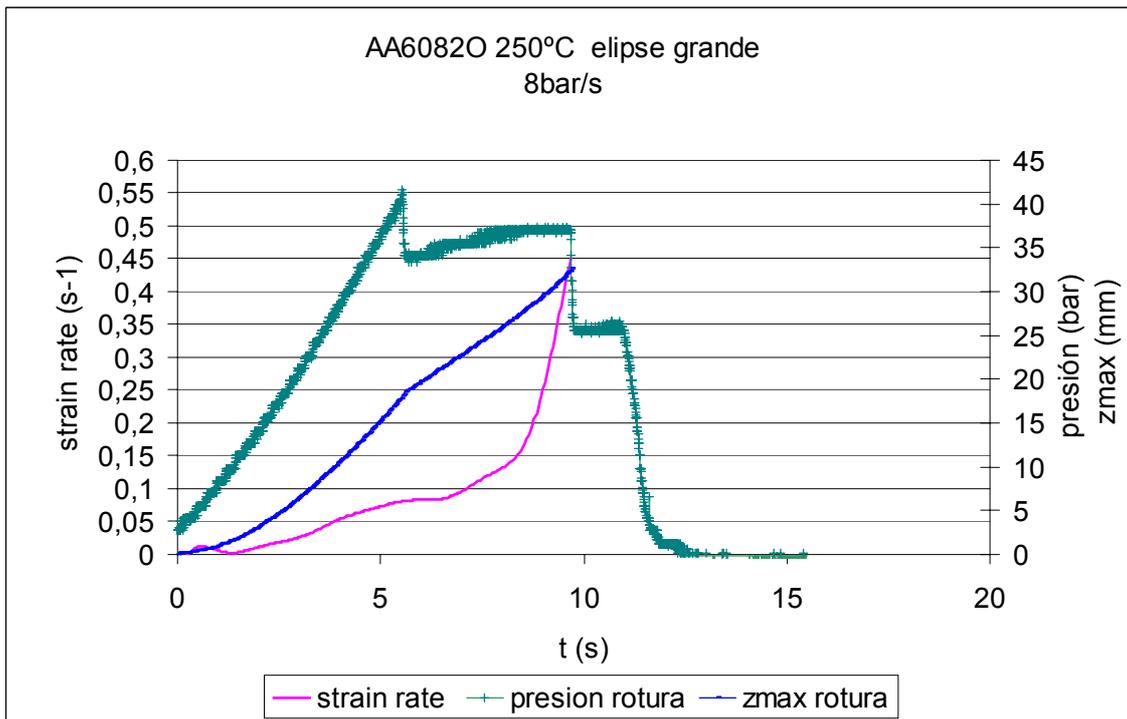
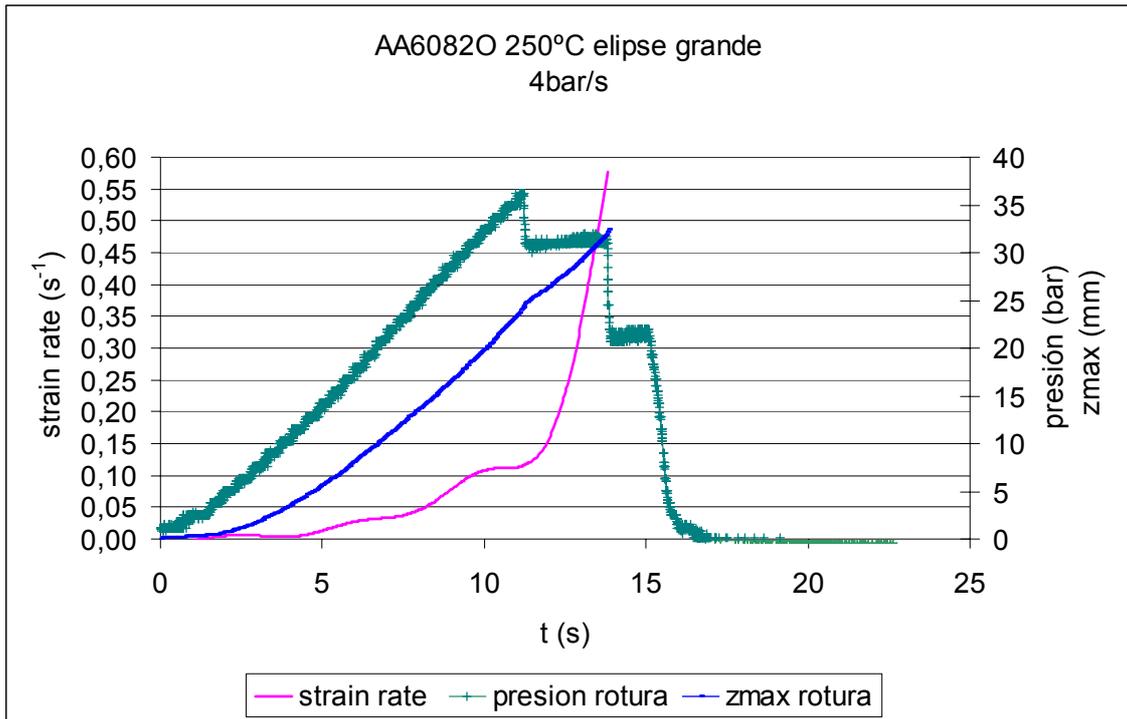
• AA6082O 200 °C GEOMETRÍA ELÍPTICA PEQUEÑA



• AA6082O 250 °C GEOMETRÍA CIRCULAR



• AA6082O 250 °C GEOMETRÍA ELÍPTICA GRANDE



• AA6082O 250 °C GEOMETRÍA ELÍPTICA PEQUEÑA

