

Desarrollo y análisis numérico y experimental de la tecnología de hidroconformado de tubo en caliente de la aleación de magnesio ZM21.

JON ANDER ESNAOLA RAMOS

Directores de tesis

Dr. Carlos García Crespo

Dr. Lander Galdos Errasti



Tesis desarrollada para la obtención del título de

Doctor por Mondragón Unibertsitatea

Departamento de Mecánica y Producción Industrial

Julio de 2009

*nere aita eta amari,
Lorenari*

ESKERRAK:

ESKERRAK

Joan Manuel Serrat-ek bere kanta hartan esan zuen moduan bidea ibiliaz egiten da. Horregatik lerro hauen bidez urte guzti hauetan zehar nire alboan ibiliz bide luze hau egiten lagundu didatenei nire esker ona azaldu nahi diet.

Lehenik eta behin nire gurasoei eskertu nahi diet tesia baino oraindik luzeagoa den bizitzako bidean eskaini didaten laguntza mugagabea. Bide hori duela ia 29 urte hasi zen eta denbora guzti honetan ezinbesteko bidelagun bilakatu dira. Horregatik, aita, ama, nire esker ona adierazi nahi dizuet. Zuen da dudarik gabe lan honen zati handi bat.

Bestalde, sarritan entzundako esaera batek dio gizon handi orok emakume bikaina duela atzean. Ez dut neure buruaren baloraziotan hasi nahi baino emakume bikain bat nire ondoan izateko zortea izan dut azken urte hauetan. Lorena, eskerrik asko nirekin izateagatik denbora guzti honetan. Dudarik gabe zurea da lan guzti honen beste zatia.

Denboran pixka bat atzera joanda, gogoan dut 2000. urteko ekaineko goiz bat non, irakasle gazte batek hidrokofoniamaketako taldean parte hartzea proposatu zidan, garai hartan Fabrikazio Saila zenaren barruan. Pertsona hark esanarazi zuen ikerkuntzarako grina nire barnean eta 2004an nire tesi zuzendari bilakatu zen. Urte hauetan hainbat eta hainbat aukera eskaini dizkit esperientzi aberasgarriak bizi izateko tesia beraren atal teknikoetatik harago. Apustu borobila egin du lidergotasuna eta erabakiak hartzeko gaitasunak gara ditzagun bai nik eta nire kideek. Hori guztiagatik eta gudan konfiantza beti erakustegatik, Carlos, eskerrik beroenak eman nahi dizkizut.

Modu berean, urte hauetan lankide, tesi kozuzendari eta batik bat lagun izan den Landერი ere nire esker ona adierazi nahi diot bere laguntza guztiagatik. Eskerrik asko.

Halere, ezinezkoa izango zen ikerkuntza guzti hau aurrera eramatea erakunde publikoek eskaini diguten laguntza gabe. Horregatik alde batetik Eusko Jaurlaritzako Hezkuntza, Unibertsitate eta Ikerketa Saila eskertu nahi nuke tesia egin ahal izateko beka eskaini izana eta Madrilgo Hezkuntza eta bestetik Zientzia Ministerioari ikerkuntza garatzeko eskaintako diru-laguntzaengatik.

Fabrikazio saila ere eskertu nahi dut, lehenik eta behin bere taldean lan egiteko aukera eskaintzeagatik eta baita ere nire formakuntzarako egindako apustuagatik Ohio-ko ERC/NSM ikerkuntza zentrorra bidaliz. Eskerrik asko bai Angel eta beste departamentuko kideei.

Eskerrak eman nahi dizkiot Ohio-ko ERC/NSM ikerkuntza zentroko zuzendari den Prof. Taylan Altan-i bere taldean lan egiteko aukera eskaintzearen. Nere tesia garatu ahal izateko garrantzi handiko formakuntza suposatzen du esperientzi honek.

Eta nola ez, urte guzti hauetan ikerkuntzan nirekin izerdia bota duzen guztioi eskertu nahi dizuet: Andrea, Arianne, Javi eta Ireneo. Baita ere ikerkuntza honetan zuzenean aritu ez arren ezinbesteko laguntza eskaini didazuenoi ere: Gurutze, Ibai, Eneko, Iñaki, Done, Xabo, Rafa, Gotzon, Arkaitz, Urrutia eta Idoia.

Hainbeste pertsona izan zarete urte guzti hauetan nirekin izan zaretenak ze benetan zaila egiten zait banan-banan denok izendatzea. Horregatik zuek guztiongan zuzendu nahi dut Fabri 2ko kideok, Fabri 4ko kideok, pisukide izan zaretenok, koadrila eta lagun guziok. Benetan zortekoa izan naiz zuek guztiokin bide hau egitean. ESKERRIK ASKO DENO!!

AGRADECIMIENTOS:

AGRADECIMIENTOS

Retomando la metáfora que utilizó en su día el cantante Joan Manuel Serrat en aquella canción, *“Caminante no hay camino, se hace camino al andar”*, me gustaría agradecer mediante estas líneas a todos aquellos que han realizado junto a mí todo este camino que ha supuesto el desarrollo de la tesis doctoral.

En primer lugar quiero agradecer a mi padre y a mi madre, quienes me han dado apoyo incondicional en un camino mucho más largo que tuvo su comienzo un 18 de septiembre allá por 1980. Su esfuerzo y sacrificio a lo largo de todos estos años ha sido sin duda alguna el ingrediente fundamental en todo mi desarrollo, tanto personal como profesional y, por lo tanto, a ellos quiero dedicarles especialmente este trabajo como símbolo de mi gratitud.

Un conocido refrán dice que detrás de todo gran hombre hay una gran mujer, y aunque no quiero entrar a valorar lo de “gran hombre”, quiero agradecer a esa gran mujer que siempre ha estado a mi lado durante estos años. Por ello, Lorena, a ti también quiero dedicarte este trabajo como muestra de mi agradecimiento.

Una mañana de Junio de 2000, un joven profesor me propuso formar parte del equipo de hidroconformado dentro del Departamento de Fabricación de la facultad de ingeniería de Mondragón Unibertsitatea. Dicha persona fue la responsable de despertar en mí el interés por la investigación y se convirtió en mi director de tesis en octubre de 2004. Durante estos años me ha ofrecido la posibilidad de participar en experiencias muy enriquecedoras que han ido más allá de la realización de una tesis doctoral. Así mismo, ha apostado por fomentar valores más allá de los aspectos técnicos como son el liderazgo y la capacidad de decisión. Por todo, y por contar siempre con tu voto de confianza, muchas gracias Carlos.

Quiero agradecer a Lander Galdós, amigo, compañero de equipo y codirector de tesis, por su apoyo y ayuda a lo largo de la tesis doctoral. Eskerrik asko.

Asimismo, no hubiera sido posible la realización de esta tesis sin la ayuda de las diferentes instituciones públicas que han financiado esta investigación. De este modo, quiero agradecer al Departamento de Educación del Gobierno Vasco por concederme la beca predoctoral para llevar a cabo esta tesis, al Ministerio de Educación y Ciencia de Madrid por el apoyo económico proporcionado.

También quiero agradecer al departamento de fabricación por acogerme en su equipo de trabajo y darme la oportunidad de realizar esta tesis y de disponer de formación especial en el centro de investigación ERC/NSM de Ohio, USA, Eskerrik asko Angel eta departamenduko besteoi.

Agradezco al Prof. Taylan Altan, director del centro de investigación ERC/NSM de Ohio, por acogerme y darme la oportunidad de trabajar en su equipo de trabajo, lo cual me ha permitido adquirir conocimientos de especial relevancia para el desarrollo de mi tesis.

Quiero agradecer también a todos mis compañeros de fatiga que han participado y me han ayudado en el desarrollo de esta investigación: Andrea, Javi, Ariane, e Ireneo. A personas que, a pesar de no estar directamente involucradas en esta investigación me han ayudado de forma desinteresada durante las diferentes etapas de mi tesis, Gurutze, Ibai, Eneko, Iñaki, Done, Xabo, Rafa, Gotzon, Arkaitz, Urrutia e Idoia.

Habéis sido tantas las personas que me habéis apoyado durante estos años que resulta difícil nombraros uno por uno. Por ello, quiero dirigirme a todos vosotros, compañeros de Fabri 2 y Fabri 4, compañeros de piso, cuadrilla y amigos en general. Me siento afortunado de haber caminado con todos vosotros durante estos años. ESKERRIK ASKO, A TODOS!

RESUMEN:

RESUMEN

En la actualidad nos encontramos ante una sociedad que ha dejado atrás una época industrial centrada meramente en la producción y ha desarrollado una conciencia social y de protección del medio ambiente. Ello se refleja en las nuevas medidas y normativas que los gobiernos de las diferentes naciones han adoptado y que hacen especial hincapié en la reducción de la emisión de gases responsables del efecto invernadero.

Todo ello, repercute de forma directa en sectores tecnológicamente punteros como son la automoción y la aeronáutica, donde la reducción de peso se ha convertido en un objetivo fundamental de cara a la reducción de consumo de combustible y como consecuencia la reducción de emisiones de CO₂.

Las aleaciones de magnesio presentan un elevado potencial para su aplicación en este tipo de sectores ya que presentan una baja densidad en comparación con los materiales más empleados en componentes estructurales. Estas propiedades no solo permite reducir el peso de los componentes fabricados en este material, sino que como consecuencia del empleo de espesores mayores se mejoran propiedades como la resistencia a la indentación y la rigidez laminar. No obstante, a pesar de que las aleaciones de magnesio ya se emplean para fabricar componentes inyectados, su uso en aplicaciones de chapa y tubo es todavía limitado debido a la baja conformabilidad que presentan a temperatura ambiente. A pesar de ello, estudios llevados a cabo bajo condiciones controladas han demostrado que el incremento de la temperatura de conformado permite aumentar dicha propiedad, aunque trasladar dichas condiciones a los procesos de transformación de chapa convencionales puede resultar complicado. Como consecuencia, es necesario el desarrollo de tecnologías de conformado innovadoras que permitan hacer frente a dichas limitaciones.

El hidroconformado de tubo en caliente (en adelante WTHF) es una de estas tecnologías y permite combinar las condiciones de conformado apropiadas para este tipo de aleaciones con el abanico de posibilidades que ofrecen los procesos de hidroconformado de tubo convencionales (THF). Las principales ventajas de este tipo de proceso son la posibilidad de obtener piezas huecas de geometría compleja, minimizar la necesidad de uniones soldadas o simplificar el montaje de componentes.

En la presente tesis se han caracterizado dos de las aleaciones de magnesio más empleadas en aplicaciones de transformación de chapa: la aleación AZ31 y la aleación ZM21. Tras analizar tanto sus propiedades mecánicas como la influencia del tipo de elementos aleantes en la evolución microestructural sufrida al ser deformadas, se han determinado las condiciones de conformado óptimas para su conformado buscando el compromiso entre el aumento de la conformabilidad y la posible pérdida de propiedades iniciales como consecuencia de la recristalización dinámica (DRX). A continuación, se ha seleccionado la aleación ZM21 como la más interesante de cara al desarrollo tanto numérico como experimental de la tecnología de WTHF.

Una vez seleccionado el material y determinado su temperatura óptima de conformado se han desarrollado modelos numéricos para la predicción del proceso de hidroconformado en caliente de una pieza genérica de grado de expansión severo. Dichos modelos permiten llevar a cabo la caracterización numérica de este tipo de proceso y son una herramienta fundamental de cara al diseño tanto de proceso como de útiles. Se ha observado que, debido al fenómeno de *softening* habitual en este tipo de aleaciones, es conveniente limitar la velocidad de deformación máxima del material. Para tal propósito se ha optado por el empleo de estrategias de control de caudal, lo cual ha supuesto un reto desde el punto de vista de la necesidad de modelizar el efecto del fluido sin que ello dispare el coste computacional.

A continuación, apoyado en las herramientas numéricas desarrolladas, se ha diseñado y construido una instalación piloto para WTHF. Para realizar dicha instalación se han

desarrollado nuevas soluciones técnicas que hacen frente a dos de las mayores limitaciones de este tipo de instalaciones: el elevado coste que supone el empleo de una prensa hidráulica para el mero hecho de proporcionar una fuerza de cierre para una posición de trabajo constante y la complejidad y el elevado coste que supone el empleo de intensificadores de presión específicos para proporcionar fluido caliente presurizado. Ambas soluciones han sido patentadas bajo los títulos *P200800326 "Dispositivo de cierre para compensar deformaciones"* y *P200800327 "Dispositivo hidráulico y procedimiento para un aparato de hidroconformado"*.

Una vez montada y ajustada la instalación, se ha llevado a cabo la puesta a punto y la caracterización experimental del proceso de fabricación de la pieza genérica mediante esta tecnología. Asimismo, se han verificado las propiedades de las piezas obtenidas desde el punto de vista de geometría, mapa de deformaciones, distribución de espesores, resistencia mecánica del material tras ser deformado y análisis de la evolución microestructural sufrida.

Finalmente se han comparado los resultados experimentales con los resultados numéricos para la validación de los modelos numéricos desarrollados.

ABSTRACT:

ABSTRACT

Due to the evolution of the last decades actual society is not focused exclusively in production anymore and people, safety and the environment preservation have become necessary issues in any aspect of the everyday living. Thus, worldwide governments are taking actions and have adopted new rules regarding those aspects, being remarkable the efforts to minimise the gas emissions responsible of global warming.

As a consequence, new rules have direct repercussion in automotive and aerospace industries where weigh reduction has become one of the main goals to reduce vehicle fuel consumption and consequently minimise CO₂ emissions.

Thus, Magnesium alloys present high potential for automotive applications due to their lower density in comparison with other widely used structural materials. This property allows not only reducing vehicle weight but also improving dent resistance and shell resistance behaviour by increasing thickness in structural sheet applications. However, even magnesium alloys are already used to manufacture autoparts by die casting processes, some limitations, reported by many researchers, emerge when forming magnesium sheet parts. It is well known that due to their hexagonal close-packed (HCP) microstructure, magnesium alloys present low formability at room temperature. Although this property can be improved by increasing the forming temperature, this is not always achievable in conventional manufacturing processes. Consequently, the development of innovative forming processes, such as warm tube hydroforming (WTHF), is needed to extend the use of magnesium alloys in automotive and aerospace industry.

WTHF processes allow combining the benefit of increasing forming temperature to overcome formability limitations in magnesium alloys with the widely known advantages that conventional Tube Hydroforming (THF) processes offer, such as the possibility to obtain complex hollow shapes, minimise the need of welding or simplify the assembly of components.

In the present research, AZ31 and ZM21 magnesium alloys (the two mainly used alloys for sheet metal forming applications) have been uniaxially tested at a temperature range up to 250°C at quasi-static strain rates and microstructure evolution of the tested specimens has been analysed. This way, the mechanical behaviour of each alloy has been characterised and the influence of the different alloying elements in the forming mechanism has been studied. As a result of the study, the optimum forming conditions for each alloy have been determined and ZM21 alloy has been selected to develop the current research.

Once the material and the optimum forming temperature have been determined numerical models to predict the WTHF process of a high elongation level generic part have been developed. These numeric models allow numerically characterising WTHF processes and supporting all the process design and the tooling design. It has been observed that due to material softening, very common in magnesium alloys, it is necessary to limit the maximum strain rate when being formed so that premature bursting does not occur. For this purpose, flow rate control strategy has been selected. This has been a challenge from the numeric point of view as the behaviour of the fluid has to be modelled minimising the computational cost.

Then, based also in the numeric models, a novel WTHF facility has been developed. This facility is provided with a warm temperature hydraulic circuit to heat up the dies and the tube, under a controlled temperature pattern, up to a maximum nominal forming temperature of 260°C. A second high pressure circuit provides pressurized tempered warm fluid up to a maximum internal pressure of 700bar. A third parallel water circuit refrigerates feeding areas and axial punches to provoke controlled gradients in the edge of the tube. These temperature gradients provide the material a higher stiffness and help tube feeding to the expansion area during the hydroforming process. The facility can perform flow rate control strategies, more appropriate than conventional pressure control strategies to indirectly control maximum strain

rate in the part. This new facility concept integrates technical solutions for two of the main limitations of this Warm Hydroforming (WHF) facilities: the high cost of the use of hydraulic presses to provide the necessary closing force at a static working position and the high cost of high temperature pressure intensifiers. Both solutions are detailed in the two patents *P200800326 "Dispositivo de cierre para compensar deformaciones"* and *P200800327 "Dispositivo hidráulico y procedimiento para un aparato de hidroconformado"*. The first solution replaces conventional hydraulic presses for a mechanic device which ensures the correct closing of the dies for a constant closing position. The second solution consists in a new high temperatures fluid pressurizing concept based on conventional hydraulic equipments.

Once the facility has been set up, the warm hydroforming process of the generic part has been experimentally characterized. Furthermore, geometry, strain pattern, thickness distribution, mechanical properties and the microstructure of the obtained parts have been verified.

To end up the current research, numeric results and experimental results have been compared in order to validate the developed numeric models.

LABURPENA:

LABURPENA

Gaur egungo gizarteak atzean utzi du ekoizpen soilean oinarritu zen garai hura gizartearekiko eta ingurumenarekiko kontzientzia garatuz. Eboluzio hori mundu-mailan gobernuek hartu dituzten neurri eta arauetan islatzen da eta bereziki negutegi efektuan eragin zuzena duten gasen emisio murrizketarako neurrietan.

Guzti honek eragin zuzena du teknologikoki aurrerakoi diren automozio eta hegazkingintza sektoreetan, non pisu murrizketa ezinbesteko helburu bilakatu den erregai kontsumoa murrizteko eta ondorioz CO₂ emisioak.

Magnesio aleazioak oso aproposak dira sektore mota hauetan erabiltzeko oso dentsitate baxua baitute osagai estrukturaletan erabili ohi diren materialekin alderatuz. Propietate honek material honekin ekoiztutako pieza eta osagaien pisua murrizten laguntzeaz gain indentaziorako erresistentzia edo zurruntasun laminarra hobetzen laguntzen du lodiera handiagoak erabiltzea baimenduz. Halere, magnesio aleazioak injekzioko piezetan erabiltzen dira batik bat, izan ere ingurune tenperaturan duten konformagarritasun baxuak xafla konformaketa prozesuetarako erabilgarritasuna mugatzen baitu. Mundu-mailan egindako ikerketek erakutsi dute ingurune baldintza kontrolatuan konformaketa tenperatura igoaz magnesio aleazioen konformagarritasuna asko hobetu daitekeela, naiz eta baldintza horiek prozesu konbentzionaletan erreproduzitzea ez den hain samurra. Honen ondorioz, ezinbestekoa da konformaketa prozesu berritzaileak garatzea muga hauek gainditu ahal izateko.

Tutu hidrokonformaketa beroan (aurrerantzean WTHF) teknologia berritzaile hauetariko bat da non magnesio aleazioak konformatzeko baldintza aproposak tutu hidrokonformaketa prozesu konbentzionaletan (THF) eskaintzen duten abantailekin konbinatzen diren. Prozesu mota hauen abantaila nagusienetarikoa dira lodiera estuko pieza itxi konplexuak konformatzeko gaitasuna, lotura soldatuen beharra murriztea eta osagaien muntaia erraztea besteak beste.

Tesi honetan garatu den ikerkuntzan xafla konformaketa prozesuetan gehien erabiltzen diren bi magnesio aleazioak karakterizatu dira: AZ31 aleazioa eta ZM21 aleazioa. Propietate mekanikoak eta deformatzerakoan mikroegiturak jasaten duen eboluzioan elementu aleanteek duten eragina aztertu ondoren, aleazio bakoitzarentzako konformazio baldintza egokienak finkatu dira, konformagarritasuna eta errekrizalazio dinamikoaren (DRX) ondorioz gertatu daitekeen propietateen galerarekiko konpromisoa bilatuaz. Ondoren, ZM21 aleazioa aukeratu da magnesio aleazioen WTHF prozesuak bai numerikoki bai esperimentalki garatzeko eskaintzen dituen abantailak eta aleazio berri honen ezagutza faltak bultzatuta.

Behin materiala aukeratuta eta konformaketarako tenperatura baldintza egokiak zehaztu ondoren konformaketa maila handiko pieza generiko baten WTHF prozesuaren modelo numerikoak garatu dira. Modelo hauek prozesu mota hauen karakterizazio numerikoa baimentzeaz gain ezinbesteko erreminta dira prozesuaren zein utilajeen diseinurako. Material hauetan ohizkoa den *softening* efektuaren ondorioz, materialaren deformazio abiadura prozesuan zehar mugatzea beharrezkoa dela ikusi da garai aurretik pieza apurtzea ekiditeko. Horretarako, emari kontrol estrategiak erabiltzea hautatu da ohizkoa den presio kontrol estrategia ordeztuz, eta horrek erronka berri bat suposatzen du fluidoaren eragina modelizatzeke berez altua izan ohi den koste konputazionala handitu gabe.

Ondoren, harriminta numeriko hauetaz baliatuz WTHF-rako instalazio berri bat diseinatu eta garatu da. Instalazio hau gauzatzeko, instalazio mota hauen bi arazo handienetakoei, itxiera indarra lortzeko erabiltzen diren prentsa hidraulikoen koste altuari eta fluido presurizatu beroa lortzeko erabiltzen diren berorako presio intensifikagailuek suposatzen duten koste altuari, aurre egiten dien bi soluzio tekniko garatu dira. Bi soluzio teknikoak patentatu egin dira "*Dispositivo de cierre para compensar deformaciones*" eta P200800327 "*Dispositivo hidráulico y procedimiento para un aparato de hidroconformado*" izenekin.

Behin instalazioa muntatu eta ajustatu ondore piezaren fabrikazio prozesua prestatu eta esperimentalki karakterizatu da. Ondoren lortutako piezen geometria, deformazio egoera, lodiera distribuzioa, propietate mekanikoak eta mikroegiturak jasandako eraldatzea aztertu dira.

Amaitzeko, emaitza esperimentalak emaitza numerikoekin alderatu dira garatutako modeloak baieztatzeko.

TABLA DE CONTENIDOS:

TABLA DE CONTENIDOS

CAPITULO I: INTRODUCCIÓN

I.1. CONTEXTO Y ENMARQUE DE LA PRESENTE TESIS DOCTORAL	3
I.1.1. DESARROLLO DE NUEVOS MATERIALES: ALEACIONES DE ALTA RESISTENCIA ESPECÍFICA	4
I.1.2. DESARROLLO DE NUEVOS PROCESOS: HIDROCONFORMADO EN CALIENTE WHF	6
I.2. OBJETIVOS DE LA TESIS	8
I.3. ORGANIZACIÓN DEL TRABAJO	8

CAPITULO II: CARACTERIZACIÓN Y ANÁLISIS DEL COMPORTAMIENTO MECÁNICO DE LAS ALEACIONES DE MAGNESIO

II.1. INTRODUCCIÓN	13
II.2. PROPIEDADES GENERALES DE LAS ALEACIONES DE MAGNESIO	13
II.3. MECANISMOS DE DEFORMACIÓN DE LAS ALEACIONES DE MAGNESIO	14
II.3.1. MECANISMOS DE DEFORMACIÓN A TEMPERATURA AMBIENTE.....	15
II.3.2. MECANISMOS DE DEFORMACIÓN EN CALIENTE.....	16
II.3.3. INFLUENCIA DE LOS ELEMENTOS ALEANTES	16
II.4. CARACTERIZACIÓN DEL COMPORTAMIENTO MECÁNICO DE LAS ALEACIONES DE MAGNESIO ZM21 Y AZ31	17
II.4.1. METODOLOGÍA DE ENSAYO	17
II.4.2. RESULTADOS DE LA CARACTERIZACIÓN UNIAXIAL	18
II.4.3. ANÁLISIS MICROSTRUCTURAL	20
II.5. CONCLUSIONES	21

CAPITULO III: DESARROLLO DE LOS PROCESOS DE HIDROCONFORMADO PARA LA FABRICACIÓN DE PIEZAS DE MAGENSIO

III.1. INTRODUCCIÓN	25
III.2. ASPECTOS GENERALES DE LOS PROCESOS DE HIDROCONFORMADO CONVENCIONALES	25
III.2.1. ETAPAS DE LOS PROCESOS DE HIDROCONFORMADO DE TUBO (THF).....	28
III.2.2. VARIABLES INTRÍNECAS DEL PROCESO DE HIDROCONFORMADO DE TUBO (THF)	31
III.2.3. CAMPO DE APLICACIÓN	32
III.3. PROCESOS DE HIDROCONFORMADO DE TUBO EN CALIENTE WTHF	34
III.3.1. NUEVAS VARIABLES DE PROCESO	35
III.3.2. ADAPTACIÓN DE LAS ETAPAS DE PROCESO	35
III.4. DISEÑO PRELIMINAR DEL PROCESO DE HIDROCONFORMADO DE UN PROTOTIO DEMOSTRADOR EN ALEACIÓN DE MAGNESIO ZM21	38
III.4.1. DISEÑO DE LA PIEZA DEMOSTRADOR	38
III.4.2. IDENTIFICACIÓN DE LAS ETAPAS DE PROCESO	39
III.4.3. ESTRATEGIA DE CONTROL DE LAS VARIABLES DE PROCESO.....	40

III.5. CONCLUSIONES	40
<i>CAPITULO IV: DESARROLLO DE MODELOS NUMÉRICOS PARA EL DISEÑO DE PROCESOS DE HIDROCONFORMADO DE TUBO EN CALIENTE</i>	
IV.1. INTRODUCCIÓN.....	45
IV.2. TECNICAS DE MODELIZACIÓN NUMÉRICA DE PROCESOS DE CONFORMADO EN CALIENTE ORIENTADAS A WTHF.....	45
IV.2.1. ALGORITMOS DE CÁLCULO PARA LA MODELIZACIÓN DE PROCESOS DE WTHF.....	46
IV.2.2. DEFINICIÓN DE LAS PROPIEDADES DE LOS MATERIALES.....	49
IV.2.3. DISCRETIZACIÓN DEL MODELO GEOMÉTRICO	51
IV.2.4. DEFINICIÓN DEL CONTACTO	53
IV.2.5. DEFINICIÓN DE LAS CONDICIONES DE CONTORNO Y DE LAS CARGAS	55
IV.2.6. LANZAMIENTO DEL CÁLCULO.....	56
IV.2.7. ANÁLISIS Y VALIDACIÓN DE LOS RESULTADOS: CRITERIOS DE FALLO.....	56
IV.3. DESARROLLO DE UNA METODOLOGÍA PARA EL DISEÑO DE PROCESOS DE WTHF.....	57
IV.3.1. FASE 1: DISEÑO PRELIMINAR	58
IV.3.2. FASE 2: DISEÑO DETALLADO	59
IV.3.3. MODELIZACIÓN DE LA ESTRATEGIA DE CONTROL DE CAUDAL.....	59
IV.4 DISEÑO DEL PROCESO DE WTHF DE LA PIEZA DEMOSTRADOR.....	61
IV.4.1. FASE 1: DISEÑO PRELIMINAR.....	61
IV.4.2. FASE 2: DISEÑO DETALLADO	65
IV.5. CONCLUSIONES	75
<i>CAPITULO V: INSTALACIÓN PILOTO PARA HIDROCONFORMADO DE TUBO EN CALIENTE</i>	
V.1. INTRODUCCIÓN.....	79
V.2. ESTADO DEL ARTE DE INSTALACIONES DE WTHF	79
V.2.1. ESTUDIO DE LOS DIFERENTES CONCEPTOS DE INSTALACIÓN	79
V.2.2. VENTAJAS Y LIMITACIONES DE LOS DIFERENTES CONCEPTOS	85
V.3. INSTALACIÓN PILOTO PARA WTHF	85
V.3.1. CARACTERÍSTICAS ESTRUCTURALES DE LA INSTALACIÓN.....	85
V.3.2. SISTEMA HIDRÁULICO	87
V.3.3. SISTEMA DE CONTROL.....	94
V.3.4 FUNCIONAMIENTO DE LA INSTALACIÓN	95
V.4. CONCLUSIONES	97
<i>CAPITULO VI: CARACTERIZACIÓN EXPERIMENTAL DE LOS PROCESOS DE WTHF DE LA ALEACIÓN DE MAGNESIO ZM21</i>	
VI.1. INTRODUCCIÓN.....	101
VI.2. METODOLOGÍA DE TRABAJO	101
VI.2.1. MATERIA PRIMA DE PARTIDA	101
VI.2.2. PROCEDIMIENTO DE ENSAYO.....	102
VI.2.3. ANÁLISIS DE LA PIEZA FINAL	103
VI.2.4. VALIDACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO.....	104

VI.3. RESULTADOS EXPERIMENTALES	105
VI.3.1. ROTURA POR UNIÓN SOLDADA	105
VI.3.2. ROTURA DE PIEZA POR ALIMENTACIÓN INSUFICIENTE	106
VI.3.3. PLIEGUES POR ALIMENTACIÓN EXCESIVA.....	106
VI.3.4. OBTENCIÓN DE PIEZA BUENA	107
VI.4. ANÁLISIS DE LA PIEZA FINAL	108
VI.4.1. ANÁLISIS GEOMÉTRICO	108
VI.4.2. ANÁLISIS DE DEFORMACIONES Y ESPESORES	109
VI.4.3. ANÁLISIS DE RESISTENCIA	112
VI.4.4. ANÁLISIS MICROSTRUCTURAL	113
V.5. VALIDACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO APLICADO	114
VI.5.1. ANÁLISIS DE LOS PARÁMETROS DE PROCESO PARA AMBOS CASOS	114
VI.5.2. ANÁLISIS DEL MAPA DE DEFORMACIONES REAL VS. SIMULACIÓN	114
VI.5.2. ANÁLISIS DEL MAPA DE ESPESORES REAL VS. SIMULACIÓN	115
VI.6. CONCLUSIONES	115
 CAPITULO VII: CONCLUSIONES Y LÍNEAS FUTURAS	
VII.1. CONCLUSIONES	119
VII.2. LÍNEAS FUTURAS	121
 CAPITULO VIII: APORTACIÓN CIENTÍFICA	
VIII.1. APORTACIÓN CIENTÍFICA	125
 CAPITULO IX: BIBLIOGRAFÍA	
IX BIBLIOGRAFÍA	131
 ANEXO I	
ANEXO I: CÁLCULO DE LOS COEFICIENTES DE CONVECCIÓN	141
 ANEXO II	
ANEXO II: PROPIEDADES DEL ACEITE TÉRMICO DINALENE 600	145

GLOSARIO DE TÉRMINOS:

TERMINOLOGÍA

THF	Hidroconformado de tubo o <i>Tube Hydroforming</i>
SHF	Hidroconformado de chapa o <i>Sheet Hydroforming</i>
WHF	Hidroconformado en caliente o <i>Warm Hydroforming</i>
WTHF	Hidroconformado de tubo en caliente o <i>Warm Tube Hydroforming</i>
WSHF	Hidroconformado de chapa en caliente o <i>Warm Sheet Hydroforming</i>
FEM	Método de Elementos Finitos o <i>Finite Element Method</i>
FLD	Diagrama Límite de Conformado o <i>Forming Limit Diagram</i>
FLC	Curva Límite de Conformado o <i>Forming Limit Curve</i>

LISTADO DE SÍMBOLOS

ρ	Densidad
E	Módulo de elasticidad
R_m	Resistencia a la rotura
R_m/ρ	Resistencia específica a la rotura
E/ρ	Rigidez específica
$\sqrt{R_m}/\rho$	Resistencia a la indentación
\sqrt{E}/ρ	Rigidez laminar
σ_u	Tensión de rotura o límite de rotura
σ_y	Límite elástico
σ_{y_comp}	Límite elástico a compresión
σ_{max}	Tensión máxima de fluencia
σ_p	Tensión de fluencia
σ_k	Tensión hidrostática
$\bar{\sigma}$	Tensión equivalente
σ_{ij}	Tensor de tensiones de Cauchy
$A\%$	Alargamiento a la rotura

ϵ	Deformación
ϵ_0	Deformación inicial
ϵ_{\max}	Deformación máxima
$\bar{\epsilon}$	Deformación equivalente
$\bar{\epsilon}_f$	Deformación equivalente de fallo
$\dot{\epsilon}$	Velocidad de deformación
z_i	Deformación teórica
n	Coefficiente de consolidación
m	Coefficiente de influencia de la velocidad de deformación
\tilde{t}	Coefficiente de influencia de la temperatura
C, a_1, b_1, b_2	Parámetros determinados experimentalmente
m_1, m_2, m_3, m_4	Parámetros determinados mediante análisis de regresión
C_C, C_O, C_L	Constantes de fallo de Cockroft, de Oyane y de Lemaitre respectivamente
T	Temperatura
Θ	Factor específico de temperatura
Ψ	Factor específico del material
t	Tiempo
Δt	Incremento de tiempo
Δt_c	Incremento de tiempo crítico
L	Longitud de arista mínima de la malla de elementos finitos
β	Distribución de fuerzas en el elemento
$\{F^{int}\}$	Vector de fuerzas resultantes de las tensiones internas
f	Cargas exteriores al elemento
$\{F^{ext}\}$	Vector de fuerzas resultante de las cargas exteriores
u	Desplazamiento nodal
\dot{u}	Velocidad nodal
\ddot{u}	Aceleración nodal
S	Superficies sometidas a contacto
$[N]$	Matriz de interpolación
$[B]$	Matriz de deformaciones-desplazamiento

$[M]$	Matriz de masas
λ	Un elemento finito cualquiera
χ	Número de elementos finitos
k	Conductividad térmica
k_p	Conductividad térmica en función de la presión
k_c	Conductividad térmica en el punto de contacto
α	Coefficiente de transferencia de temperatura
c	Calor específico
C_d	Capacidad de propagación de onda del material
\dot{q}	Ratio de generación de calor
R y Z	Dirección radial y circunferencial en coordenadas cilíndricas
l_R y l_Z	Cosenos directores de la superficie de contorno
\bar{H}	Dureza del material
x	Dirección de contacto
\bar{V}	Volumen del fluido
V	Volumen de la cavidad del fluido
$\delta\Pi$	Trabajo virtual

ÍNDICE DE FIGURAS:

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1: Relación entre la masa del vehículo y el consumo de combustible, basado en datos de (Eliezer, et al., 1998)	3
Figura 1.2: Algunas aplicaciones de componentes ligeros (Kleiner, et al., 2003)	4
Figura 1.3: Porcentaje de aplicación de los diferentes materiales en automoción (Sherman, 2000)	5
Figura 1.4: Porcentaje de utilización de diferentes materiales en el Boing 757 (Moscovitch, 2005)	5
Figura 1.5: Algunos componentes de automóvil realizados mediante aleaciones de magnesio y reducción de peso obtenido (Kermal, 2008)	6
Figura 1.6: Evolución del coste de materia prima de magnesio frente al aluminio (Brown, 2007).....	6
Figura 1.7: Estrategia de VW para el desarrollo de tecnologías de procesado de aleaciones de magnesio (Friedrich, et al., 2001).....	7
Figura 1.8: Estructuración del trabajo realizado.....	9
Figura 2.1: Activación de planos de deslizamiento adicionales para temperaturas superiores a los 225°C (Doege, y otros, 2001)	15
Figura 2.2: Planos de deslizamiento en la estructura hexagonal compacta de las aleaciones de magnesio basado n (Ito, et al., 2001).....	15
Figura 2.3: Dimensiones empleadas para la obtención de las probetas de tracción bajo la norma ASTM E8M-00.....	17
Figura 2.4: a) Máquina de tracción uniaxial INSTRON-4206 y b) Microscopio LEICA DM IRM.....	18
Figura 2.5: Curvas tensión/deformación reales a diferentes temperaturas y velocidades de deformación para la aleación AZ31.....	18
Figura 2.6: Curvas tensión/deformación reales a diferentes temperaturas y velocidades de deformación para la aleación ZM21	18
Figura 3.1: Evolución del número de patentes por año referentes a los procesos de hidroconformado. Elaborado a partir de datos de SP@CENET (www.es.espacenet.com).	26
Figura 3.2: Esquema del procesos de hidroconformado de chapa pasivo (Altan, 2001)	26
Figura 3.3: a) Esquema del procesos de hidroconformado de chapa activo (Kleiner, et al., 2003) y b) esquema del proceso de hidroconformado de doble chapa (Novotny, et al., 2001)	27
Figura 3.4: Esquema del proceso de hidroconformado de tubo (Nadar, 1999).....	27
Figura 3.5: Variantes del proceso de hidroconformado de tubo (Galdos, 2006).....	28
Figura 3.6: Etapas del proceso de fabricación de un pedal de freno por hidroconformado de tubo (Aginagalde, et al., 2006)	28
Figura 3.7: Zonas de transición y zonas de guiado de un soporte motor hidroconformado (Inocente, 2001)	29
Figura 3.8: Esquema del proceso de curvado rotativo de tubo (Singh, 2003b).....	29
Figura 3.9: Esquema del preconformado de un tubo aprovechando el cierre del molde (Dohmann, 1999; Hartl, et al., 1999).....	30
Figura 3.10: Esquema del proceso de hidroconformado de tubo de una pieza en T (Schuler, 1998)	30
Figura 3.11: Variantes de hidro-punzonado (Schuler, 1998).....	31
Figura 3.12: a) Ejemplo de la evolución de la presión interna y la alimentación axial durante el proceso de hidroconformado de tubo (Schuler, 2001) y b) esquema de las variables intrínsecas que intervienen en el proceso de hidroconformado de tubo	32
Figura 3.13: Aplicaciones del hidroconformado en el sector del automóvil (Schuler, 2001).....	33
Figura 3.14: Número de piezas por año producidas por hidroconformado en la empresa BMW (Wendt, et al., 2005).....	33
Figura 3.15: a) Tubo de escape hidroconformado desarrollado (Micron, 2008) y b) cuadro de bicicleta hidroconformado (Velonews, 2009)	34
Figura 3.16: Lámpara de arco para interiores fabricado en aluminio mediante hidroconformado. Diseñada por Future Systems y desarrollada por la empresa italiana Fontana Arte (Fontana-Arte, 2009).....	34

Figura 3.17: Diferentes piezas y productos hidroconformados: Fusil para pesca submarina (Big Island Spearguns, 2009), saxofón Yamaha (Kennelly Keys Music, 2009), grifería, mira telescópica para rifle (H & H Tube, 2007),	34
Figura 3.18: Variantes del proceso de hidroconformado de tubo en caliente	35
Figura 3.19: Esquema del sistema de calentamiento por inducción empleado en la Universidad Nacional de Pusan, Corea (Yi, et al., 2008).....	36
Figura 3.20: Esquema de la estrategia de calentamiento empleado en la Universidad Nacional de Pusan, Corea (Yi, et al., 2008).....	36
Figura 3.21: Esquema de la estrategia de calentamiento empleado en el Instituto Fraunhofer, Chemnitz (Schuster, et al., 2005).....	37
Figura 3.22: Esquema de la estrategia de calentamiento mediante inmersión de útiles y tubo en fluido atemperado desarrollado en la ERC/NSM de la Universidad de Ohio (Aue-u-lan, et al., 2006; Altan, et al., 2007)	37
Figura 3.23: Ensayo de curvado: esquema, puesta a punto y pieza ensayada (Sillekens, et al., 2004)	37
Figura 3.24: Ensayo de hidroconformado: esquema, distribución y pieza ensayada (Sillekens, et al., 2004).....	38
Figura 3.25: Geometría diseñada para el estudio del proceso de hidroconformado en caliente de las aleaciones de magnesio	39
Figura 3.26: Esquema las etapas del proceso de hidroconformado de la pieza prototipo.....	40
Figura 4.1: Comparación entre las curvas tensión-deformación obtenidas experimentalmente y las calculadas mediante el modelo de Brand para un espesor de 1,3mm y una velocidad de deformación $\dot{\epsilon}=0,004s^{-1}$ (Dröder, 1999)	51
Figura 4.2: Comparación entre la curva tensión-deformación obtenida experimentalmente, la calculada mediante el modelo de Brand y la obtenida mediante el modelo de Doege para el material AE21, espesor 1mm y $\dot{\epsilon}=0,004s^{-1}$ (Doege, et al., 2001)	51
Figura 4.3. Familias de elementos, extraído del manual de ABAQUS (Karlsson & Sorensen, 1991)	52
Figura 4.4: Ejemplo de diferentes tipos de elemento dentro de una misma familia y diferentes órdenes de integración. Figura creada a partir de datos de (Karlsson & Sorensen, 1991).....	52
Figura 4.5: Ejemplo de elementos <i>shell</i> de primer y segundo orden de interpolación, de integración total y reducida (Karlsson & Sorensen, 1991).....	53
Figura 4.6: Esquema del método de corrección de la penetración de la superficie esclava en la superficie maestra (Galdos, 2006).	54
Figura 4.7: Área de transferencia de calor en una superficie real (Wriggers, 2002).	54
Figura 4.8: Ejemplo de simulación FEM de una pieza de hidroconformado de tubo convencional (Dohmann, et al., 2004).....	56
Figura 4.9: Esquema de la metodología desarrollada para agilizar la fase de diseño de los procesos de WTHF	58
Figura 4.10: Elemento de fluido hidrostático (Karlsson & Sorensen, 1991)	60
Figura 4.11: Ejemplo de modelización de la cavidad de un deposito (Karlsson & Sorensen, 1991)	60
Figura 4.12: Esquema del diseño de las zona de guiado, las zona de alimentación y las zonas de transición.	61
Figura 4.13: Propiedades mecánicas de la aleación ZM21 a 200°C	62
Figura 4.14: Discretización de la huella del molde, del tubo y de la cavidad del fluido	63
Figura 4.15: Variables de proceso empleadas en la última iteración	63
Figura 4.16: Distribución del grado de deformación equivalente en la superficie de la pieza hidroconformada a 200°C	64
Figura 4.17: Diagrama de deformaciones equivalentes de la pieza	64
Figura 4.18: Distribución de espesores en la pieza hidroconformada a 200°C.....	65
Figura 4.19: Mapa de espesores con respecto a la deformación equivalente	65
Figura 4.20: Diseño de los moldes para WTHF de la pieza prototipo	66
Figura 4.21: Conductividad térmica del acero para moldes AISI H11 y de las aleaciones de magnesio, basado en datos de (eFund, 2006)	67
Figura 4.22: Calor específico del acero para moldes AISI H11 y de las aleaciones de magnesio, basado en datos de (eFund, 2006)	67
Figura 4.23: Discretización del modelo térmico de calentamiento de los moldes y del tubo	68
Figura 4.24: Coeficiente de convección térmica entre los canales de refrigeración de los moldes y el fluido de refrigeración	69

Figura 4.25: Coeficiente de convección térmica entre la superficie de los canales de calentamiento, la superficie interior del tubo y el fluido caliente	69
Figura 4.26: Coeficiente de convección entre las paredes verticales del molde y el aire	69
Figura 4.27: Patrón de temperaturas obtenido para la temperatura de trabajo máxima de 250°C	70
Figura 4.28: Patrón de temperaturas obtenido para una temperatura de trabajo de 200°C	71
Figura 4.29: Discretización del modelo termomecánico del proceso de WTHF	72
Figura 4.30: Variables de proceso en la última iteración	73
Figura 4.31: Orientación del sistema de coordenadas local fijado a cada elemento en coordenadas cilíndricas.....	74
Figura 4.32: Distribución del grado de deformación equivalente en la superficie de la pieza hidroconformada a 200°C	74
Figura 4.33: Mapa de deformaciones de la pieza con respecto a la deformación equivalente máxima de 0,5.....	74
Figura 4.34: Mapa de adelgazamiento con respecto a la deformación equivalente.....	75
Figura 5.1: Sistema de calentamiento de útiles para WTHF mediante resistencias de cartucho, desarrollado por la universidad de Darmstadt (Heller, 1992)	80
Figura 5.2: Esquema del sistema de calentamiento de fluido presurizado desarrollado por la universidad de Paderborn (Vollertsen, 2001).....	81
Figura 5.3: Sistema de calentamiento del fluido a alta presión desarrollado por la universidad IWU de Chemnitz	81
Figura 5.4: Calentamiento de útiles mediante circulación de fluido atemperado (Neugebauer, et al., 2005).....	82
Figura 5.5: Instalación piloto para WHF desarrollado por la universidad de Erlangen (Geiger, et al., 2003).....	82
Figura 5.6: Moldes de WTHF y WSHF y sistema de extracción de vapores desarrollados por la Universidad de Erlangen para SCHULER y AUDI (Geiger, et al., 2003).....	83
Figura 5.7: Esquema de los componentes del concepto de WTHF sumergido (Aue-u-lan, et al., 2006)	83
Figura 5.8: Esquema del sistema hidráulico desarrollado. (Aue-u-lan, 2007).....	84
Figura 5.9: Instalación piloto de WTHF sumergido desarrollado en ERC/NSM Ohio State University.....	84
Figura 5.10: Diseño 3D de la instalación para WTHF.....	86
Figura 5.11: Instalación piloto para hidroconformado de tubo en caliente (poner que es cada cosa en la figura).....	87
Figura 5.12: Sistema hidráulico en caliente para alta presión y para el calentamiento de útiles y pieza	88
Figura 5.13: a) Intensificador de presión y b) Seguimiento real del comando teórico programado bajo control de presión	89
Figura 5.14: Grupo hidráulico de caudal variable.	90
Figura 5.15 Grupo de fluido empleado.....	90
Figura 5.16: Unidad de calentamiento de fluido.....	90
Figura 5.17: Ubiacación de la cámara de unión de fluidos en la instalación de la instalación. ..	91
Figura 5.18: Distribución de los conductos de calentamiento y refrigeración de los semimoldes y de los empujadores axiales.....	91
Figura 5.19: Curvas de calentamiento experimentales del semimolde superior	92
Figura 5.20: Curvas de calentamiento experimentales del semimolde inferior	92
Figura 5.21: Detalle de la zona caliente del semimolde inferior en régimen estacionario	93
Figura 5.22: Curvas de calentamiento del tubo.	93
Figura 5.23: Esquema del sistema de control de las variables intrínsecas de los procesos de hidroconformado de tubo	95
Figura 5.24: Esquema de funcionamiento de la instalación para la fabricación de piezas y componentes mediante WTHF.....	96
Figura 6.1: a) y b) Esquema del proceso de extrusión de tubo en cuatro partes (Park, et al., 2000) y c) sección del tubo extruido mediante este método.....	101
Figura 6.2: Equipamiento empleado para realizar el seriegafiado electroquímico de los tubos de partida.....	102
Figura 6.3: Esquema del procedimiento de ensayo empleado.....	102
Figura 6.4: Secciones de control definidas para la verificación de la pieza	103

Figura 6.5: Esquema de la geometría de probeta empleada y de las direcciones en la que han sido extraídas.....	104
Figura 6.6: Ejemplos de rotura por unión de soldada.....	105
Figura 6.7: Análisis microestructural de la unión soldada.....	105
Figura 6.8: Ejemplo de rotura por alimentación insuficiente de material.....	106
Figura 6.9: a) Ejemplo de pliegues irreversibles y b) Ejemplo de pliegues reversibles.....	106
Figura 6.10: Ejemplos de pieza buena.....	107
Figura 6.11: Parámetros de proceso reales empleados en la obtención de pieza buena.....	107
Figura 6.12: Verificación de la geometría de la pieza.....	109
Figura 6.13: Mapa de espesores de la pieza con respecto a la deformación equivalente.....	109
Figura 6.14: Mapa de deformaciones y distribución de la deformación ϵ_1 a lo largo de la pieza.....	110
Figura 6.15: Mapa de deformación y distribución de ϵ_2 a lo largo de la pieza.....	110
Figura 6.16: Distribución de espesores a lo largo de la pieza.....	110
Figura 6.17: Valores de deformación en las direcciones principales, ϵ_1 y ϵ_2 , y de variación de espesor a lo largo de la sección triangular en %.....	111
Figura 6.18: Valores de deformación en las direcciones principales, ϵ_1 y ϵ_2 , y de variación de espesor a lo largo de la sección cuadrada en %.....	111
Figura 6.19: Valores de deformación en las direcciones principales, ϵ_1 y ϵ_2 , y de variación de espesor a lo largo de la sección longitudinal en %.....	112
Figura 6.20: Diagrama de tracción del material de la pieza final en las dos direcciones principales de deformación.....	112
Figura 6.21: Esquema del efecto Bauschinger, basado en (Como, et al., 1969).....	113
Figura 6.22: Microestructura de la pieza en la zona crítica de máxima deformación.....	114
Figura 6.23: Mapa de deformaciones real vs. simulación.....	115
Figura 6.24: Mapa de espesores real vs. simulación.....	115

ÍNDICE DE TABLAS:

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 2.1: Propiedades mecánicas absolutas y específicas de las aleaciones de mayor relevancia en el sector de la automoción (Kleiner, et al., 2003)	14
Tabla 2.2: Propiedades mecánicas a tracción y a compresión a temperatura ambiente para algunas de las aleaciones más empleadas en fundición en coquilla, en conformado de chapa y en forja[(Avedesian, 1999)	14
Tabla 2.3: Análisis microestructural de las probetas de AZ31 y ZM21 ensayadas uniaxialmente a $0.001s^{-1}$ para temperaturas de hasta $250^{\circ}C$	20
Tabla 4.1: Propiedades del fluido DYNALENE-600 empelado en el proceso de WTHF para la resolución del campo mecánico	62
Tabla 4.2: Definición del tipo de contacto	63
Tabla 4.3: Condiciones de contorno empleados en los dos casos estudiados	70

CAPÍTULO I:

Introducción

I.1. CONTEXTO Y ENMARQUE DE LA PRESENTE TESIS DOCTORAL

En la actualidad, nos encontramos ante una sociedad que deja atrás una época industrial orientada meramente a la producción y evoluciona hacia una nueva sociedad donde cada vez adquieren mayor fuerza las personas, el respeto hacia el medio ambiente y el desarrollo sostenible. Bajo esta nueva perspectiva, los gobiernos de los países desarrollados están adoptando medidas y estableciendo nuevas normativas que atañen tanto a la seguridad como al medio ambiente y se extienden a todas las actividades sectoriales de la sociedad: industria, energía, construcción, servicios, agricultura, etc. El 7 de diciembre de 1997 se considera una fecha clave en este ámbito, en la cual fue aprobado el denominado **Protocolo de Kyoto de la Convención Marco de las Naciones Unidas sobre el Cambio Climático** (United Nations, 1997). En dicho acuerdo, la mayoría de los países de las Naciones Unidas adquirieron el compromiso de reducir las emisiones de seis gases responsables del denominado efecto invernadero: dióxido de carbono (CO_2), gas metano (CH_4) y óxido nitroso (N_2O), hidrofluorocarbonos (HFC), perfluorocarbonos (PFC) y hexafluoruro de azufre (SF_6). El compromiso adquirido consistió en la reducción de la emisión de estos gases en un porcentaje aproximado de un 5%, dentro del periodo que comprende desde el año 2008 al 2012 tomando como referencia los niveles de emisiones del año 1990. El acuerdo entró en vigor el 16 de febrero de 2005, después de la ratificación por parte de Rusia el 18 de noviembre de 2004 (Wik08).

Toda esta evolución social y las nuevas normativas tienen repercusión directa en sectores tecnológicamente punteros como son la automoción y la aeronáutica, que traccionan algunas de las principales líneas de investigación tecnológica a nivel mundial orientándolas hacia el desarrollo de vehículos más seguros y más respetuosos con el medio ambiente (Smith, et al., 1997) (Friedrich, et al., 2001). Como el nivel de emisiones de CO_2 es directamente proporcional al consumo de combustible, los fabricantes de automóviles europeos y norteamericanos han acordado reducir para el 2010 los niveles de consumo de los nuevos vehículos un 25%, lo cual supone una reducción del 30% de las emisiones de CO_2 (Dieringa, et al., 2007; Control, 2000; Aghion, et al., 2001). En este sentido, el peso del vehículo se ha convertido en uno de los aspectos más críticos de cara a los requerimientos de diseño de los nuevos vehículos, ya que la relación entre peso y consumo es lineal tal y como se refleja en la **figura 1.1**, basada en datos de (Eliezer, et al., 1998).

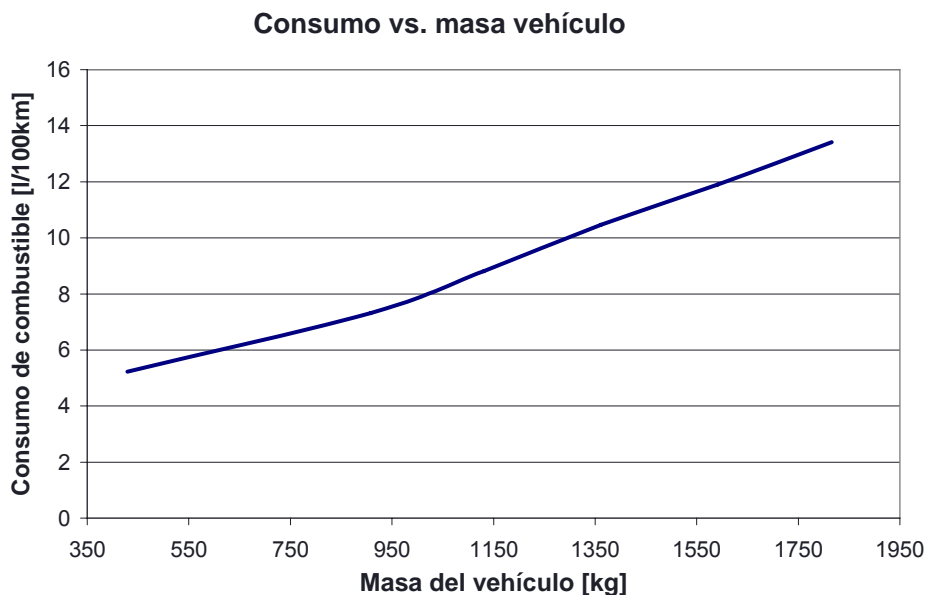


Figura 1.1: Relación entre la masa del vehículo y el consumo de combustible, basado en datos de (Eliezer, et al., 1998)

La reducción de peso puede ser además fundamental para facilitar la funcionalidad del producto en sí y mejorar las prestaciones del producto permitiendo, por ejemplo, en el caso de los cigüeñales y árboles de levas, los cuales están sometidos a elevadas aceleraciones, trabajar a mayores revoluciones. En otros casos, puede ayudar a proporcionar un mayor

confort y seguridad de conducción mediante la reducción de masas desequilibradas, como puede ser el caso del chasis, ejes,... (**figura 1.2**) (Kleiner, et al., 2003).

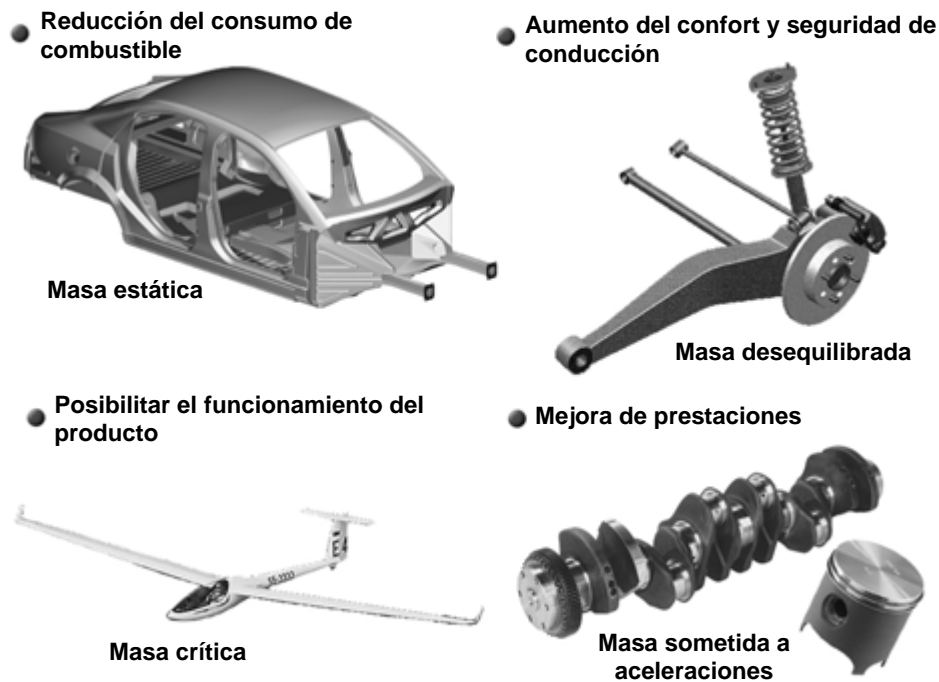


Figura 1.2: Algunas aplicaciones de componentes ligeros (Kleiner, et al., 2003)

Con este propósito, la investigación en los últimos años se ha canalizado en dos vías fundamentales: el desarrollo de nuevos materiales que permitan la obtención de piezas y componentes más ligeros y el desarrollo de procesos de fabricación que permitan obtener productos de mejores prestaciones técnicas, y en consecuencia, permitan reducir peso.

1.1.1. Desarrollo de nuevos materiales: Aleaciones de alta resistencia específica

Desde el punto de vista del material, en los últimos años se ha desarrollado un gran abanico de aleaciones metálicas de alta resistencia específica, es decir, aleaciones que presentan un ratio resistencia/densidad elevado. El empleo de este tipo de aleaciones permite obtener piezas más ligeras de capacidad mecánica igual o superior a las obtenidas mediante el uso de acero convencional (Lang, 2004). Dentro de este grupo de materiales se distinguen principalmente dos familias de aleaciones:

- **Aleaciones de alta resistencia:** Son aquellas aleaciones que presentan una resistencia mecánica superior o en algunos casos muy superior a la de los aceros convencionales. De este modo, permiten reducir el espesor de las piezas y componentes para un mismo grado de resistencia y por lo tanto aligerar el peso del mismo. Dentro de este grupo de aleaciones destacan los aceros de alta resistencia (HSS), los aceros inoxidables, las aleaciones de titanio y las aleaciones base níquel.
- **Aleaciones ligeras:** Son aquellas aleaciones que presentan una baja densidad combinada con una buena resistencia mecánica y, por lo tanto, permiten obtener piezas y componentes más ligeros. Dentro de este grupo de materiales destacan las aleaciones de aluminio y las aleaciones de magnesio.

En la actualidad, las aleaciones metálicas más empleados para la reducción de peso en los vehículos son los aceros de alta resistencia y las aleaciones de aluminio (**figura 1.3**) (Sherman, 2000; White, 2006), mientras que las aleaciones de titanio y las superaleaciones de níquel son más empleadas en el sector aeronáutico debido a su elevado coste y especialmente en

componentes cuya temperatura de trabajo es elevada como puede ser el caso de componentes de turbinas (**figura 1.4**) (Moscovitch, 2005).

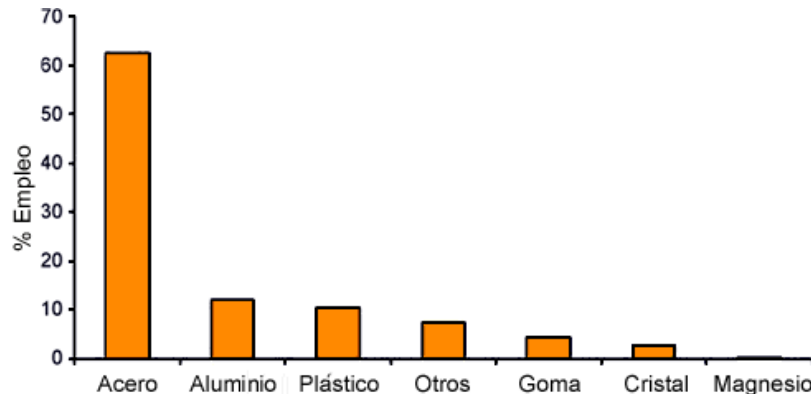


Figura 1.3: Porcentaje de aplicación de los diferentes materiales en automoción (Sherman, 2000)

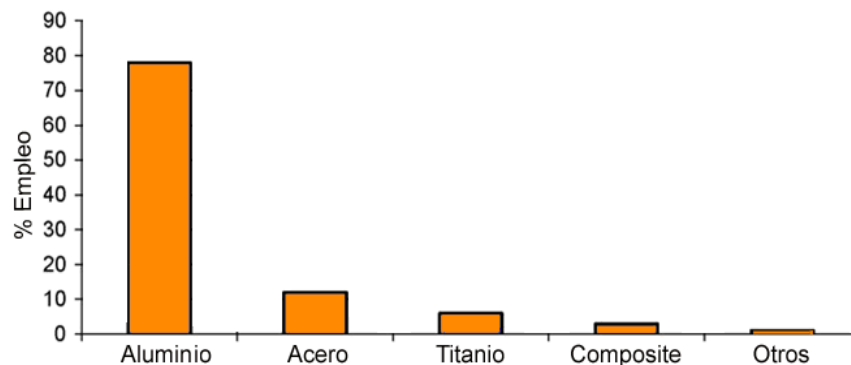


Figura 1.4: Porcentaje de utilización de diferentes materiales en el Boing 757 (Moscovitch, 2005)

No obstante, se puede lograr una reducción de peso adicional mediante la combinación de diseños estructurales innovadores y la extensión de un mayor uso de las aleaciones de magnesio (Kernal, 2008; USAMP, 2006).

El magnesio es el metal más ligero empleado en ingeniería, siendo su densidad de 1,74 g/cm³ (Davies, 2003). Es un 35% más ligero que el aluminio (2,7 g/cm³) y cuatro veces más ligero que el acero (7,86 g/cm³). El magnesio es el octavo elemento más común en la naturaleza, cada metro cúbico de agua marina contiene aproximadamente 1,3 kg (0,3%) de magnesio (Davies, 2003; Kuo, et al., 2006). Las aleaciones de magnesio presentan una mayor resistencia, rigidez, estabilidad y conductividad térmica que los plásticos (Jain, et al., 2007); una buena ductilidad y mejor capacidad de absorción de ruido y vibraciones, y mejores propiedades mecánicas específicas (resistencia específica, módulo específico, rigidez específica,...) que las aleaciones de aluminio o los aceros (Jain, et al., 2007). Al ser aleado con aluminio, manganeso, tierras raras, zinc o zirconio incrementa el ratio resistencia peso, lo cual lo convierte en un material muy apropiado para aplicaciones donde la reducción de peso sea un aspecto crucial. Por todo ello, el empleo de las aleaciones de magnesio en la automoción ha ido aumentando paulatinamente en los últimos años (entre un 10-15% anual para fabricantes norteamericanos como Daimler Chrysler, Ford y General Motors) reemplazando materiales más densos como las aleaciones de aluminio o los aceros (Blawert, et al.; Eliezer, et al., 1998). En la **figura 1.5** se recogen ejemplos del potencial que presentan las aleaciones de magnesio para reducir peso en diferentes componentes del automóvil.

Las aleaciones de magnesio comenzaron a emplearse de forma extendida a partir de 1936 con el lanzamiento del Volkswagen Escarabajo, el cual empleaba 22kg de magnesio en cada vehículo (Friedrich, et al., 2001). No obstante, uno de los principales inconvenientes que han condicionado el empleo de las aleaciones de magnesio en automoción han sido las limitaciones tecnológicas de los procesos de fabricación actuales y el elevado coste de materia prima.

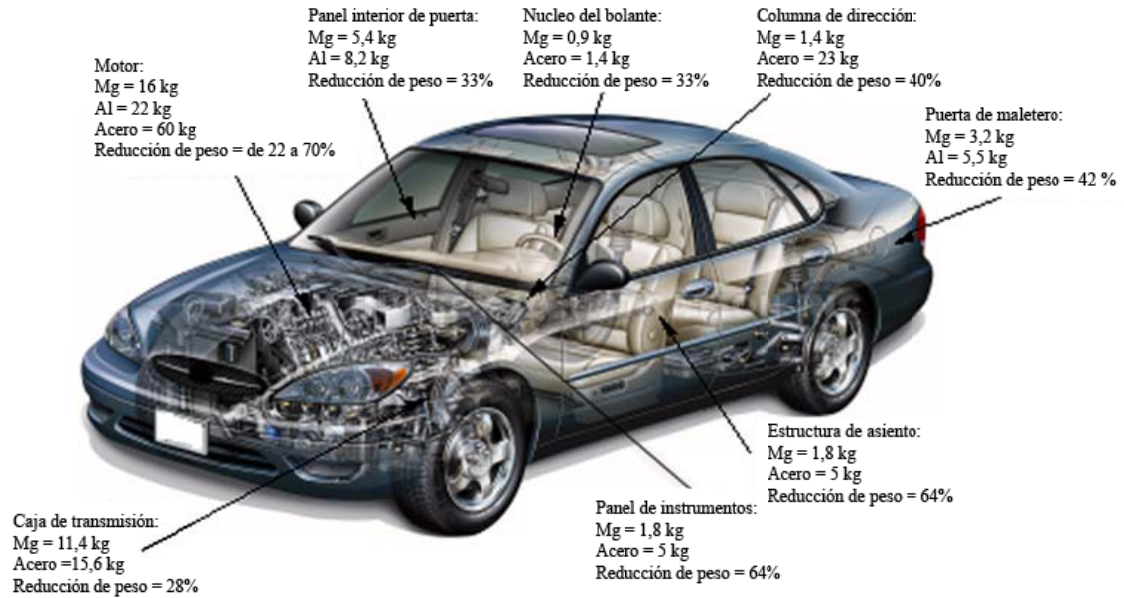


Figura 1.5: Algunos componentes de automóvil realizados mediante aleaciones de magnesio y reducción de peso obtenido (Kernal, 2008)

Desde finales de 2004, el coste de las aleaciones de magnesio ha disminuido situándose su coste/kg por debajo del de las aleaciones de aluminio tal y como se refleja en la **figura 1.6** (Brown, 2007). A pesar de ello, para que las aleaciones de magnesio entren definitivamente en este tipo de aplicaciones se requiere de mayor investigación en el desarrollo de tecnologías de fabricación y procesado, así como de desarrollo de un mayor abanico de aleaciones, de tratamientos superficiales o de las tecnologías de unión.

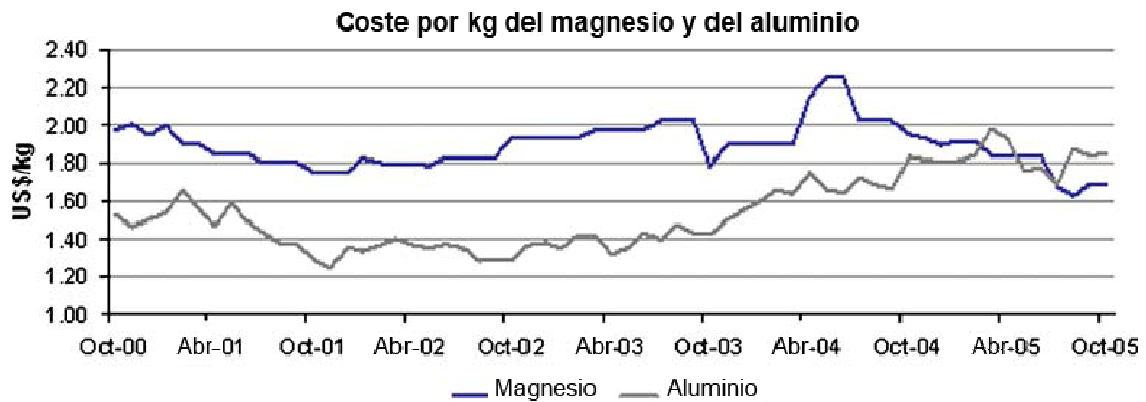


Figura 1.6: Evolución del coste de materia prima de magnesio frente al aluminio (Brown, 2007)

1.1.2. Desarrollo de nuevos procesos: hidroconformado en caliente WHF

En cuanto al procesado de este tipo de aleaciones se refiere, la estrategia planteada por el grupo VW para el desarrollo de tecnologías de procesado de aleaciones de magnesio (**figura 1.7**) es un claro ejemplo de la tendencia de las empresas de automoción a la hora de desarrollar las tecnologías de fabricación de este tipo de aleaciones.

En una primera fase se desarrollan los diferentes procesos de fusión que permiten obtener geometrías másicas complicadas como pueden ser los bloques motores, carcasas del sistema de transmisión, etc. En una segunda fase, tienden hacia el desarrollo de procesos que permiten obtener mejores propiedades mecánicas y un mejor aprovechamiento de material. Este tipo de procesos, como son los procesos de conformado en estado semisólido y los procesos de transformación de chapa en caliente, suponen un mayor reto desde el punto de vista de investigación y desarrollo (Kernal, 2008).

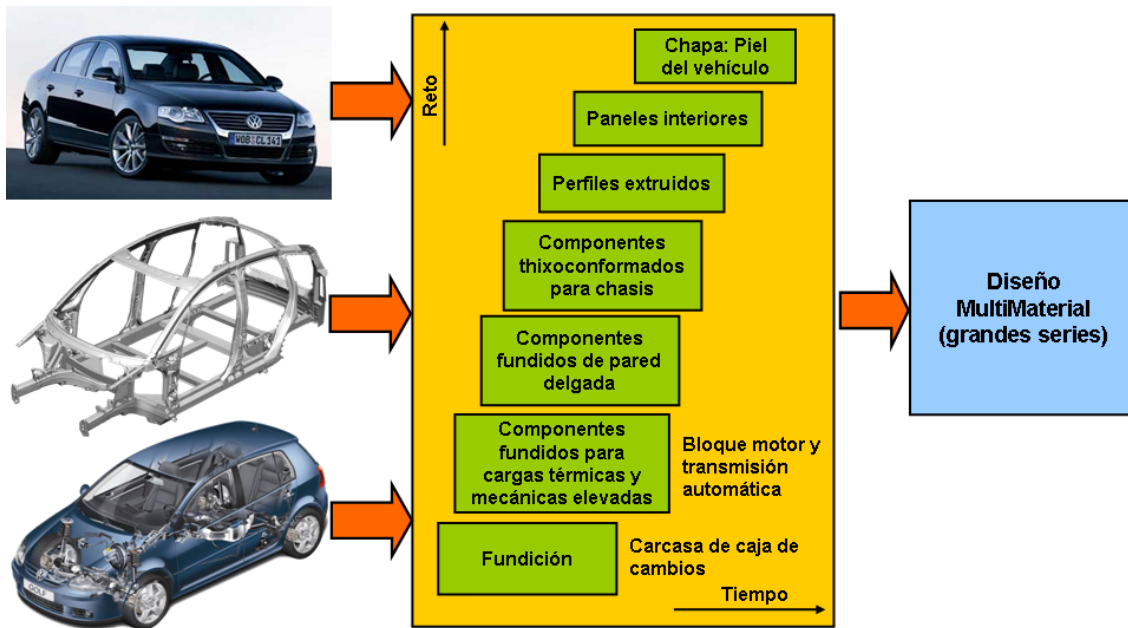


Figura 1.7: Estrategia de VW para el desarrollo de tecnologías de procesamiento de aleaciones de magnesio (Friedrich, et al., 2001)

En la actualidad los procesos de inyección a alta presión son el método más extendido para su procesamiento ya que la baja conformabilidad que presentan este tipo de aleaciones a temperatura ambiente limita su procesamiento mediante procesos de transformación de chapa convencionales. No obstante, se está investigando en el ámbito del desarrollo de nuevas tecnologías de transformación de chapa y tubo que hagan frente a este tipo de limitaciones, lo cual extenderá de forma considerable su campo de aplicación, permitiendo un mayor aprovechamiento del potencial que ofrecen este tipo de aleaciones. Teniendo en cuenta las actuales tendencias y las normativas medioambientales, se espera que a medida que se vayan adaptando los procesos de conformado actuales y desarrollando nuevos procesos de conformado más eficiente, los fabricantes de automóviles empleen entre 40-100 kg de magnesio por vehículo en un futuro cercano (Blawert, et al.; Medraj, et al., 2007; Works, 2007).

Por otro lado, en los últimos años se han desarrollado nuevos procesos que permiten mejorar las cualidades mecánicas y/o aumentar el abanico de posibilidades de conformado de las piezas en comparación con los procesos de conformado convencionales. El hidroconformado de tubo es uno de estos procesos, el cual permite realizar piezas de geometría complicada, más ligeras y reduciendo el número de soldaduras frente a otros métodos de fabricación. Esto supone una reducción de costes en utillajes y en operaciones de acabado, un excelente aprovechamiento del material, la reducción del número de operaciones y la mejora de la calidad de las piezas. El proceso es especialmente interesante para un amplio rango de aplicaciones, incluyendo piezas estructurales y todo tipo de secciones cerradas.

No obstante, en el caso del hidroconformado de las aleaciones de magnesio, éstas presentan una reducida conformabilidad a temperatura ambiente por lo que es necesario el desarrollo de este tipo de tecnologías para un rango de temperaturas de trabajo superiores donde presentan una mayor conformabilidad. En este sentido, el hidroconformado en caliente o Warm Hydroforming (en adelante **WHF**) se considera una alternativa prometedora para el conformado de este tipo de piezas. El aspecto más atractivo de esta tecnología es que permite combinar las condiciones de trabajo que hacen frente a las habituales limitaciones de proceso con las ventajas que ofrecen los procesos de hidroconformado convencionales. Tras la revisión bibliográfica realizada, que ha permitido retratar el estado de esta tecnología a nivel mundial, se ha identificado la necesidad de investigar el área relacionada con el desarrollo de los procesos de **WHF** de aleaciones ligeras, y en particular de las aleaciones de magnesio, con el fin de desarrollar el conocimiento necesario para la incorporación de dicha tecnología a la industria.

I.2. OBJETIVOS DE LA TESIS

Con el propósito de dar respuesta a las necesidades tecnológicas identificadas se ha definido como objetivo principal de la presente tesis doctoral el **Desarrollo y análisis numérico y experimental de la tecnología de Hidroconformado de Tubo en caliente para la fabricación de componentes de magnesio.**

Para la consecución de este objetivo principal se plantean los siguientes objetivos específicos:

- Objetivo específico 1:** Caracterización y análisis del comportamiento mecánico de las aleaciones de magnesio tanto desde un punto de vista estructural como desde el punto de vista del proceso de fabricación.
- Objetivo específico 2:** Diseño de los procesos de hidroconformado de tubo para la fabricación de piezas de magnesio en caliente.
- Objetivo específico 3:** Desarrollo de un modelo numérico mediante FEM para la predicción de los procesos de WTHF de aleaciones de magnesio.
- Objetivo específico 4:** Diseño, fabricación y puesta a punto de una instalación piloto para la fabricación por WTHF de prototipos en aleaciones de magnesio.
- Objetivo específico 5:** Caracterización experimental de los procesos de WTHF de aleaciones de magnesio.
- Objetivo específico 6:** Estudio de las propiedades finales de las piezas de aleación de magnesio obtenidas mediante WTHF.

I.3. ORGANIZACIÓN DEL TRABAJO

En la **figura 1.8** 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 II*, “*Caracterización y análisis del comportamiento mecánico de las aleaciones de magnesio*”, se recoge en primer lugar un estudio bibliográfico de las propiedades generales de las aleaciones de magnesio así como de los mecanismos de deformación que tienen lugar tanto a temperatura ambiente como en caliente de donde se han identificado las aleaciones más empleadas en los procesos tanto de chapa como de tubo. A continuación se recoge el trabajo realizado en la caracterización de la aleación AZ31 y de la aleación ZM21 a diferentes temperaturas de deformación y se exponen los resultados tanto de la caracterización uniaxial como del análisis microestructural. De este modo, se han identificado las condiciones de conformado idóneas para ambas aleaciones y seleccionado la que presenta un mayor interés para el desarrollo de la presente tesis doctoral.

En el *Capítulo III*, “*Desarrollo de los procesos de hidroconformado para la fabricación de piezas de magnesio*”, se recoge en primer lugar el estudio bibliográfico realizado sobre los aspectos generales de los procesos de hidroconformado convencionales. De este modo, se han desarrollado los procesos de WTHF para la fabricación de componentes de magnesio, partiendo de las conclusiones del *Capítulo II* y apoyado en los estudios realizados sobre esta temática por diferentes universidades. A continuación se recoge el diseño de la pieza prototipo desarrollada con el propósito de caracterizar y analizar el potencial de los procesos de WTHF de aleaciones de magnesio y comprobar las propiedades mecánicas finales.

En el *Capítulo IV*, “*Desarrollo de modelos numéricos para el diseño de procesos de WTHF*”, se recoge en primer lugar un estudio bibliográfico de las diferentes técnicas de modelización numérica orientadas a su aplicación en la tecnología de WTHF. Esto ha permitido identificar las ventajas e inconvenientes de las diferentes técnicas así como las formulaciones más

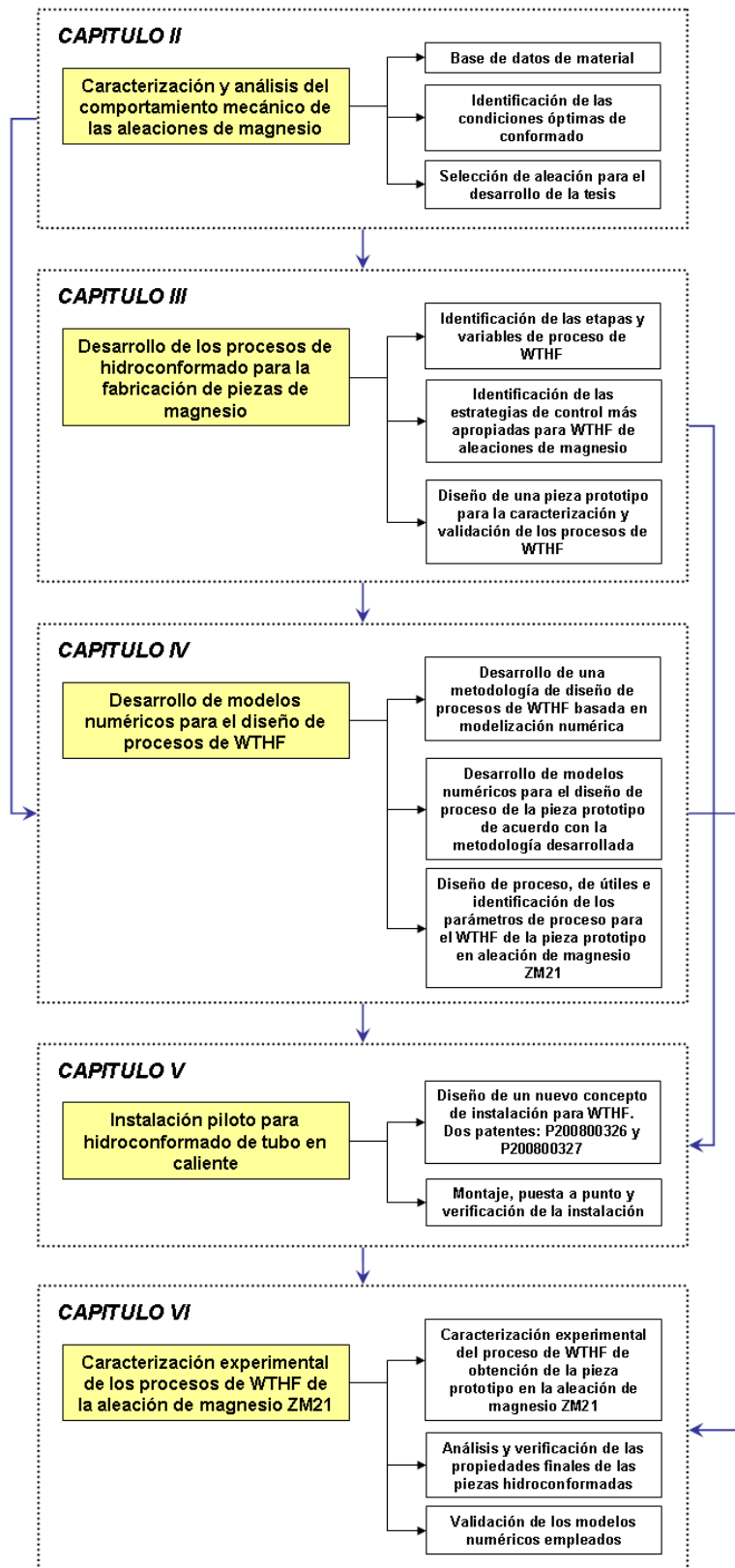


Figura 1.8: Estructuración del trabajo realizado

apropiadas para cada caso. A continuación se recoge la metodología de diseño basada en modelización numérica desarrollada con el propósito de facilitar y aligerar el diseño de este tipo de procesos. Dicha metodología se ha empleado para el diseño de proceso de la pieza prototipo. En el presente capítulo se recogen los modelos numéricos desarrollados para tal propósito y se exponen los resultados obtenidos mediante el empleo de dichos modelos.

En el *Capítulo V*, “*Instalación piloto para hidroconformado de tubo en caliente*”, se recoge en primer lugar un estudio bibliográfico de las instalaciones de WHF tanto de tubo como de chapa desarrolladas principalmente en otras universidades y centros de investigación a escala mundial. De este modo se han identificados las principales ventajas e inconvenientes de los diferentes conceptos y se ha desarrollado un nuevo concepto de instalación de la cual se han patentado dos de las soluciones técnicas desarrolladas: P200800326 “*Dispositivo de cierre para compensar deformaciones*” y P200800327 “*Dispositivos hidráulico y procedimiento para un aparato de hidroconformado*”.

En el *Capítulo VI*, “*Caracterización experimental de los procesos de WTHF de la aleación de magnesio ZM21*”, se exponen los resultados tanto de la caracterización del procesos de WTHF de la pieza prototipo en aleación de magnesio ZM21 bajo una estrategia de control de caudal así como los resultados de la verificación de las propiedades finales de la misma desde el punto de vista de geometría, deformaciones, espesores, resistencia y microestructura. Finalmente se recoge la comparativa realizada entre los resultados reales y los obtenidos en la modelización numérica para la validación de los modelos desarrollados.

Por último, se incluye un capítulo donde se recogen las conclusiones del trabajo (*Capítulo VII*).

CAPÍTULO II:

Caracterización y análisis del comportamiento mecánico de las aleaciones de magnesio

II.1. INTRODUCCIÓN

El conocimiento de las propiedades mecánicas y de los mecanismos de deformación de las aleaciones de magnesio, así como el análisis de la influencia de la temperatura y de la velocidad de deformación en los mismos, es un requisito previo fundamental para su utilización en cualquier proceso de conformado.

Para ello, en primer lugar se ha realizado un estudio bibliográfico que recoge las propiedades generales de las aleaciones de magnesio así como de los mecanismos de deformación que tienen lugar tanto a temperatura ambiente como en caliente. En dicho estudio bibliográfico se han identificado la aleación AZ31 y la aleación ZM21 como las aleaciones más apropiadas para su utilización en los procesos de conformado tanto de chapa como de tubo.

A continuación se ha realizado la caracterización termomecánica experimental de ambas aleaciones y se ha analizado la evolución microestructural sufrida en las probetas ensayadas para diferentes condiciones de temperatura y velocidad de deformación. De este modo, se han identificado las condiciones de conformado idóneas para ambas aleaciones buscando el compromiso entre la optimización de la conformabilidad y la repercusión en la pérdida de propiedades mecánicas iniciales.

Con todo ello, se ha seleccionado la aleación que presenta un mayor interés para la realización de la presente tesis doctoral.

II.2. PROPIEDADES GENERALES DE LAS ALEACIONES DE MAGNESIO

Las aleaciones de magnesio presentan un elevado potencial para la sustitución de los aceros de alta resistencia y las aleaciones de aluminio, especialmente en el sector del automóvil. El principal interés de este tipo de materiales radica en su baja densidad: la cuarta parte de la densidad de los aceros y dos terceras partes de la densidad de las aleaciones de aluminio. Esto se traduce en que su baja densidad les confiere una elevada resistencia específica (resistencia/densidad) además de una buena *resistencia a la indentación* ($\sqrt{R_m}/\rho$) y *rigidez laminar* (\sqrt{E}/ρ), tal y como se recoge en la **tabla 2.1** (Kleiner, et al., 2003). Dichas propiedades permiten la obtención de piezas más ligeras y de igual resistencia a las fabricadas con materiales más convencionales. Además, presentan mejores propiedades específicas para aplicaciones estructurales, en las cuales se tiene en cuenta la resistencia a la abolladura y rigidez de la chapa.

En la actualidad, la gran mayoría de las piezas y componentes que se fabrican en magnesio se realizan principalmente mediante procesos de fundición y, en menor medida, de forja (Sano, et al., 1998). Esto se debe a que las aleaciones de magnesio presentan una estructura hexagonal compacta, la cual les confiere una baja conformabilidad a temperatura ambiente. No obstante, la creciente demanda de componentes de magnesio en forma de chapa está impulsando el desarrollo de tecnologías de deformación, en los cuales se mejora la conformabilidad del material mediante el aumento de la temperatura de trabajo (USAMP, 2006; Chen, et al., 2003).

En cuanto al abanico de aleaciones de magnesio disponibles en el mercado, existe una gran variedad de aleaciones diseñadas para cumplir de forma óptima las especificaciones marcadas desde diversos puntos de vista: propiedades mecánicas, aptitud al procesado, coste, etc. No obstante, la gran mayoría de estas aleaciones se han desarrollado orientadas a procesos de fundición y forja. De todas ellas, la aleación más empleadas para el conformado de chapa en caliente es la aleación AZ31 y más recientemente la aleación ZM21 (Doegea, et al., 2001; Sillekens, et al., 2004; Avedesian, 1999)

En la **tabla 2.2** se recogen las propiedades mecánicas de las aleaciones más empleadas en inyección, forja y procesos de transformación de chapa.

Tabla 2.1: Propiedades mecánicas absolutas y específicas de las aleaciones de mayor relevancia en el sector de la automoción (Kleiner, et al., 2003)

	Al	Mg	Acero	Ti
Densidad ρ [kg/dm ³]	2.8	1.74	7.83	4.5
Rigidez E [GPa]	70	45	210	110
Resistencia a la rotura R_m [MPa]	150-680	100-380	300-1200	9120-1190
Resistencia específica a la rotura R_m/ρ [10 ⁶ N mm Kg ⁻¹]	54-243	57-218	38-153	202-264
Rigidez específica E/ρ [10 ⁹ N mm kg ⁻¹]	25.0	25.9	26.8	24.4
Resistencia a la indentación $\sqrt{R_m}/\rho$ [10 ⁶ N ^{1/2} mm ² kg ⁻¹]	9.3	11.2	4.4	7.7
Rigidez laminar \sqrt{E}/ρ [10 ⁷ N ^{1/3} mm ^{7/3} kg ⁻¹]	14.7	20.4	7.6	10.6

Tabla 2.2: Propiedades mecánicas a tracción y a compresión a temperatura ambiente para algunas de las aleaciones más empleadas en fundición en coquilla, en conformado de chapa y en forja] (Avedesian, 1999)

	Inyección			Conformado de chapa			Forja	
	AZ91C	AM60	AM50	AZ31	ZM21	AZ80A-T6	AZ61A-F	AZ31B-F
σ_u [MPa]	275	240	230	290	240	345	295	260
σ_y [MPa]	145	130	125	220	120	250	180	170
σ_{y_comp} [MPa]	145	130	125	180	-	170	125	-
A [%]	6	13	15	15	11	11	12	15
E [GPa]	45	45	45	42	43	45	45	45

II.3. MECANISMOS DE DEFORMACIÓN DE LAS ALEACIONES DE MAGNESIO

Las aleaciones de magnesio presentan una estructura cristalina de tipo hexagonal compacta en la que los planos de deslizamiento preferenciales a temperatura ambiente son los planos basales (Samba, et al., 1988; Minoa, et al., 2006; Yang, et al., 2006). Dicho tipo de estructura y el limitado número de planos de deslizamiento le confieren al material una reducida conformabilidad a temperatura ambiente además de una fuerte anisotropía a nivel cristalino. A nivel macroscópico, los granos del material de partida están a priori orientados de forma aleatoria presentando propiedades isotrópicas. No obstante, durante el procesado se produce un fuerte reorientamiento preferencial en función de la dirección de sollicitación. En dicho reorientamiento, la normal al plano de deslizamiento se alinea paralelamente con la dirección de deformación a compresión y la dirección de deslizamiento rota con respecto a la dirección principal de tracción. Como consecuencia, la anisotropía del material se hace patente (Samba, et al., 1988).

Las investigaciones llevadas a cabo sobre los mecanismos de deformación a temperaturas próximas a los 220-225°C revelan que es posible deformar mediante el deslizamiento sobre el plano base de la estructura hexagonal. No obstante, temperaturas superiores permiten activar

otros planos provocando un fuerte incremento de la conformabilidad del material **figura 2.1** (Chapman, 1963; Roberts, 1960).

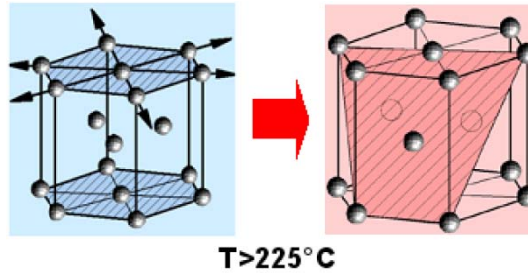


Figura 2.1: Activación de planos de deslizamiento adicionales para temperaturas superiores a los 225°C (Doege, y otros, 2001)

II.3.1. Mecanismos de deformación a temperatura ambiente

A temperatura ambiente, los planos principales de deslizamiento son los planos basales de la estructura hexagonal $\{0001\}$ en la dirección $\langle 11\bar{2}0 \rangle$ (Yang, et al., 2006; Emley, 1960). Los planos de deslizamiento piramidal $\{10\bar{1}0\}\langle 11\bar{2}0 \rangle$ y prismático $\{10\bar{1}1\}\langle 11\bar{2}0 \rangle$ son difíciles de activar a temperatura ambiente debido a las elevadas tensiones de cizalladura necesarias. Por ello, estos dos modos de deformación sólo se dan en regiones de alta concentración de tensiones como son las juntas de grano y las interfaces de las maclas (Emley, 1960)

Para compensar la insuficiencia de direcciones de deslizamiento y acomodar la deformación plástica a la que el material es sometido, se producen mecanismos de maclado que favorecen la reorientación en las direcciones basales (Kelly, et al., 1968; Couling, et al., 1959). Si se produjera una sucesión de maclas a tracción y a compresión de forma homogéneas daría lugar a un buen endurecimiento por deformación combinado con una considerable ductilidad como es el caso del titanio (Yang, et al., 2006; Chichili, et al., 1998). No obstante, en las aleaciones de magnesio el maclado no es homogéneo y los diferentes modos de maclado no se inician simultáneamente, por lo que un solo tipo de maclado no puede acomodar completamente toda la deformación plástica a la que el material es sometido (Christian, et al., 1995; Yang, et al., 2006). Cuando el deslizamiento basal se inhibe se produce una localización de la deformación absorbida por maclado, lo que da lugar a una baja ductilidad en el magnesio. En la **figura 2.2** se representan gráficamente los tres tipos de planos de deslizamiento.

Sistemas de deslizamiento	Plano	Dirección	Nº sistemas	
Plano basal	$\{0001\}$	$\langle 11\bar{2}0 \rangle$	$1 \times 3 = 3$	
Plano prismático	$\{10\bar{1}0\}$	$\langle 11\bar{2}0 \rangle$	$3 \times 1 = 3$	
Plano piramidal	$\{10\bar{1}1\}$	$\langle 11\bar{2}0 \rangle$	$6 \times 1 = 6$	

Figura 2.2: Planos de deslizamiento en la estructura hexagonal compacta de las aleaciones de magnesio basado n (Ito, et al., 2001)

II.2.2. Mecanismos de deformación en caliente

A medida que aumenta la temperatura de conformado, el grado de deformación mediante desplazamiento de dislocaciones en la dirección de los planos basales es cada vez mayor. De este modo, cuando se alcanzan temperaturas próximas a los 200°C la conformabilidad del material es ya considerable. Así mismo, la tensión de cizalladura necesaria para activar los planos de deslizamiento piramidal y prismático va disminuyendo de forma que para un rango de temperaturas entre 200 y 225°C dichos planos comienzan a activarse de forma generalizada. Todo ello da lugar a un importante aumento de la conformabilidad y a la disminución de la anisotropía del material. A temperaturas cercanas a los 250°C combinadas con velocidades de deformación reducidas se produce una alternancia entre los planos de deslizamiento prismáticos y piramidales, dando lugar a lo que es conocido como bandas de deslizamiento en la superficie del material (Doege, y otros, 2001; Chapman, 1963).

En estas condiciones se produce el fenómeno denominado *softening* o ablandamiento, el cual consiste en que a partir de un cierto grado de deformación del material la tensión de fluencia necesaria para seguir deformándolo disminuye. Este es un aspecto muy a tener en cuenta en los procesos de conformado de chapa de magnesio en caliente debido a que tras el aumento paulatino de la tensión, se llega a un máximo a partir del cual es necesario disminuir dicha tensión para evitar la rotura prematura del material y poder seguir deformándolo.

Se han realizado numerosos estudios acerca del fenómeno de *softening* principalmente en la aleación de magnesio AZ31 (en cuanto a conformado de chapa se refiere). Este fenómeno se debe principalmente a dos factores: *softening térmico* y *softening microestructural* (Lee, et al., 2007).

- **Softening térmico**

El *softening térmico* es consecuencia del calor generado durante la deformación. De este modo, a medida que el material se va deformando se produce un aumento localizado de la temperatura disminuyendo la tensión de fluencia del material. Por lo tanto, a medida que se trabaja a velocidades de deformación mayores la disipación del calor generado es menor y da lugar a un *softening* térmico más pronunciado (Ko, et al., 2003; Semiatin, et al., 2001).

- **Softening microestructural**

El *softening microestructural* es consecuencia del fenómeno de recristalización dinámica o *Dynamic Recrystallisation* (en adelante DRX) (Li, et al., 2006). La recristalización dinámica se produce debido a la distorsión de la red cristalina generada durante la deformación plástica sufrida por el material. Esto se traduce en que cuando el grado de distorsión es considerable comienzan a generarse nuevos granos en las zonas más distorsionadas. Estos nuevos granos, libres de tensiones internas y de menor tamaño, pueden seguir deformándose por los mecanismos ya citados y además permiten que el material pueda deformarse por deslizamiento intergranular.

II.2.3. Influencia de los elementos aleantes

Las aleaciones de magnesio cuyos principales aleantes son el aluminio (Potzies, et al., 2004; Liu, et al., 2001) o el litio (Lee, et al., 1974; Potzies, et al., 2004) presentan precipitados de tipo incoherente. Dicho tipo de precipitados resulta son difíciles de franquear para las dislocaciones y, por lo tanto, sufren una mayor acumulación de dislocaciones, lo que origina una mayor distorsión de la estructura cristalina.

Por el contrario, las aleaciones de magnesio cuyos principales aleantes son el zinc o las tierras raras presentan precipitados de tipo coherente (Polmear, 1995). Este tipo de precipitados resultan más fáciles de franquear para las dislocaciones y, por lo tanto, se produce un menor

acumulamiento de dislocaciones. A consecuencia de ello, este tipo de aleaciones sufre una menor distorsión de la red cristalina al sufrir una deformación.

II.4. CARACTERIZACIÓN DEL COMPORTAMIENTO MECÁNICO DE LAS ALEACIONES DE MAGNESIO ZM21 y AZ31

En el estudio bibliográfico realizado se han identificado la aleación AZ31 y la aleación ZM21 como las más empleadas para su aplicación en tecnologías de transformación de chapa y tubo. La aleación AZ31 es la aleación más empleada mientras que la aleación ZM21 es una aleación más reciente y por lo tanto su uso está menos extendido. No obstante, el principal aleante de la aleación ZM21 es el zinc y, de acuerdo con lo expuesto por varios autores, dicha aleación debería presentar una menor distorsión de la red cristalina al ser deformada. Dicho aspecto puede ser interesante para su aplicación en este tipo de procesos

Por todo ello, como punto de partida de esta tesis doctoral se han caracterizado termomecánicamente ambas aleaciones y analizado la evolución microestructural. De este modo, se han identificado las condiciones idóneas para el conformado de ambas aleaciones y se ha seleccionado aleación que presenta un mayor interés para el desarrollo de la tesis.

II.4.1. Metodología de ensayo

En primer lugar, se han extraído probetas de tracción de la aleación AZ31 y de la aleación ZM21 de acuerdo con la norma americana ASTM E8M-00. Por razones de disponibilidad de materia prima, las probetas de tracción de ZM21 han sido extraídas a partir de tubo extruido de 50mm de diámetro exterior y espesor de 2mm mientras que las probetas de AZ31 han sido extraídas a partir de material de chapa laminada de espesor 1mm. Ambas aleaciones se han adquirido bajo estado de recocido.

Una vez extraídas las probetas, éstas han sido serigrafadas mediante un ataque electroquímico para permitir la medición de las deformaciones en la superficie de las probetas una vez ensayadas. En la **figura 2.3** se muestra la geometría de las probetas extraídas.

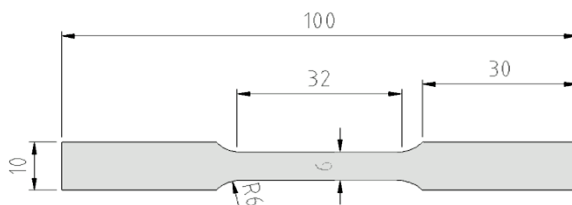


Figura 2.3: Dimensiones empleadas para la obtención de las probetas de tracción bajo la norma ASTM E8M-00

Los ensayos de tracción uniaxial se han llevado a cabo en una máquina de tracción INSTRON-4206 dotada de una cámara atemperada para la realización de ensayos en caliente (**figura 2.4**). Dichos ensayos se han realizado de acuerdo con la normativa ASTM E21-04A para un rango de temperaturas de entre 20 y 250°C a velocidades de deformación cuasiestáticas de 0,001 s⁻¹ y 0,1 s⁻¹.

Para ello, en primer lugar se ha estabilizado la temperatura de la cámara a la temperatura de ensayo durante 30 minutos. A continuación, se han precalentado las probetas a la temperatura nominal de ensayo durante 20 minutos a la temperatura nominal con el fin de minimizar posibles gradientes de temperatura.

Para llevar a cabo el estudio microestructural se han extraído muestras de la zona de máxima deformación de cada probeta, es decir, la zona de la fractura. Dichas muestras han sido atacadas químicamente mediante la siguiente solución: 5 ml de ácido acético (CH₃COOH), 6 g de ácido pícrico ((NO₂)₃C₆H₂OH), 10 ml de agua destilada y 100 ml de etanol al 95% (Avedesian, 1999). Las muestras se han analizado mediante el microscopio óptico LEICA DM IRM (**figura 2.4**).



Figura 2.4: a) Máquina de tracción uniaxial INSTRON-4206 y b) Microscopio LEICA DM IRM

II.4.2. Resultados de la caracterización uniaxial

La **figura 2.5** y la **figura 2.6** muestran las curvas tensión/deformación reales de la aleación AZ31 y de la aleación AM21 para un rango de temperaturas de entre 20 y 250°C para las dos velocidades de deformación ensayadas.

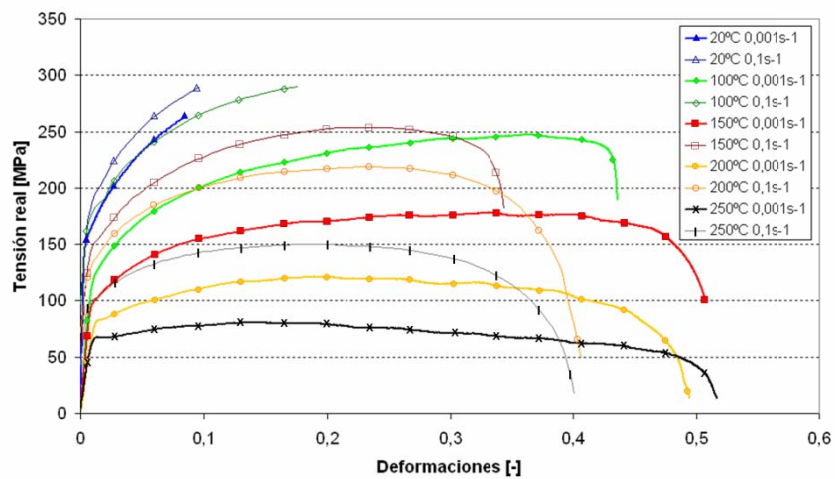


Figura 2.5: Curvas tensión/deformación reales a diferentes temperaturas y velocidades de deformación para la aleación AZ31

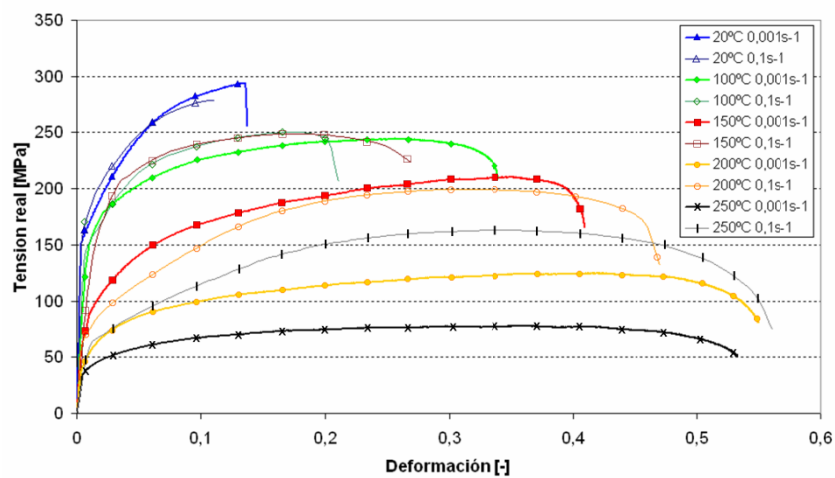


Figura 2.6: Curvas tensión/deformación reales a diferentes temperaturas y velocidades de deformación para la aleación ZM21

- **Influencia de la temperatura**

A rasgos generales, se observa que, en el caso de ambas aleaciones, a medida que aumenta la temperatura se produce un incremento del alargamiento a la rotura. A su vez, dicho aumento de temperatura disminuye la tensión de fluencia necesaria para deformar el material. No obstante, a partir de cierta temperatura no se consigue una mejora apreciable de la conformabilidad, aunque la tensión de fluencia necesaria sigue disminuyendo.

Analizando la aleación AZ31 se observa que, para una velocidad de deformación de $0,001 \text{ s}^{-1}$ en el intervalo de temperaturas entre 150°C y 250°C , la deformación máxima ϵ_{max} alcanzada ronda valores de entorno a 0,5. La tensión de fluencia máxima y la tensión de rotura disminuyen considerablemente desde $\sigma_{max}=170 \text{ MPa}$ y $\sigma_u=150 \text{ MPa}$ a 150°C hasta apenas $\sigma_{max}=75 \text{ MPa}$ y $\sigma_u=55 \text{ MPa}$ a 250°C .

Para el caso de la aleación ZM21 sucede algo similar, siendo la deformación máxima ϵ_{max} alcanzada de entre 0,5 y 0,55 para un rango de temperaturas de entre 150°C y 250°C . A su vez, la tensión de fluencia disminuye desde aproximadamente $\sigma_{max}=215 \text{ MPa}$ y $\sigma_u=200 \text{ MPa}$ a 150°C hasta aproximadamente $\sigma_{max}=70 \text{ MPa}$ y $\sigma_u=50 \text{ MPa}$ a 250°C .

- **Influencia de la velocidad de deformación**

Para una misma temperatura de ensayo, a medida que aumenta la velocidad de deformación, dentro del rango quasi-estático, disminuye la deformación máxima a la que el material puede someterse. Además, a este hecho hay que añadir el aumento de la tensión de fluencia. Dicha influencia de la velocidad de deformación no es apenas apreciable a temperatura ambiente, pero toma especial relevancia a medida que aumenta la temperatura de ensayo.

La aleación AZ31 es capaz de alcanzar a temperatura ambiente una deformación máxima ϵ_{max} de 0,1 para una tensión de fluencia máxima σ_{max} de aproximadamente 275 MPa a una velocidad de deformación de $0,001 \text{ s}^{-1}$. Para una velocidad de deformación de $0,1 \text{ s}^{-1}$ no se producen variaciones apreciables de dichos valores. No obstante, a temperaturas de ensayo superiores a 150°C se aprecian diferencias notorias tanto en la deformación máxima alcanzada como en la tensión de fluencia máxima y en la tensión de rotura. De este modo, dichos parámetros varían desde valores de $\epsilon_{max}=0,5$, $\sigma_{max}=170 \text{ MPa}$ y $\sigma_u=150 \text{ MPa}$ para una velocidad de deformación de $0,001 \text{ s}^{-1}$ hasta $\epsilon_{max}=0,28$, $\sigma_{max}=255 \text{ MPa}$ y $\sigma_u=240 \text{ MPa}$ para una velocidad de deformación de $0,1 \text{ s}^{-1}$ a una temperatura de ensayo de 150°C . A 250°C de temperatura de ensayo, dichos valores varían desde $\epsilon_{max}=0,5$, $\sigma_{max}=75 \text{ MPa}$ y $\sigma_u=55 \text{ MPa}$ a $0,001 \text{ s}^{-1}$ hasta $\epsilon_{max}=0,38$, $\sigma_{max}=160 \text{ MPa}$ y $\sigma_u=75 \text{ MPa}$ a $0,1 \text{ s}^{-1}$.

En el caso de la aleación ZM21 se aprecia un comportamiento similar, aunque la repercusión de la velocidad de deformación sobre la deformación máxima alcanzada es menor. De este modo, la deformación máxima ϵ_{max} alcanzada a temperatura ambiente es aproximadamente 0,17 para una tensión de fluencia máxima σ_{max} de entorno a 275 MPa sin apreciar variaciones en función de la velocidad de deformación. Para temperaturas superiores a los 150°C la deformación máxima, la tensión de fluencia máxima y la tensión de rotura varían de $\epsilon_{max}=0,53$, $\sigma_{max}=210 \text{ MPa}$ y $\sigma_u=200 \text{ MPa}$ para una velocidad de deformación $0,001 \text{ s}^{-1}$ a $\epsilon_{max}=0,35$, $\sigma_{max}=250 \text{ MPa}$ y $\sigma_u=225 \text{ MPa}$ para una velocidad de deformación de $0,1 \text{ s}^{-1}$. A una temperatura de ensayo de 250°C dichos valores varían desde $\epsilon_{max}=0,5$, $\sigma_{max}=75 \text{ MPa}$ y $\sigma_u=50 \text{ MPa}$ hasta una $\epsilon_{max}=0,5$, $\sigma_{max}=160 \text{ MPa}$ y $\sigma_u=130 \text{ MPa}$ a $0,1 \text{ s}^{-1}$.

- **Fenómeno de softening**

El fenómeno de *softening* o ablandamiento es notorio en el caso de ambas aleaciones. No obstante, se da de una forma más pronunciada en la aleación AZ31, para la cual comienza


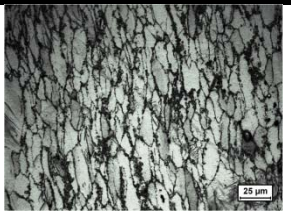
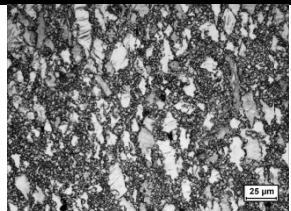
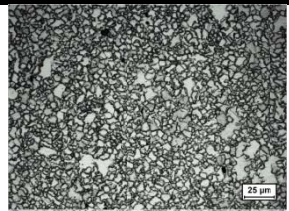
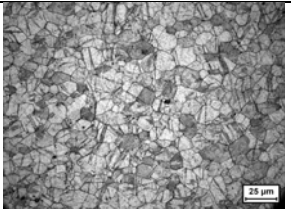
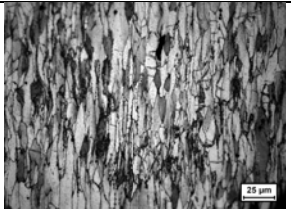
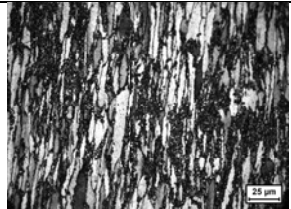
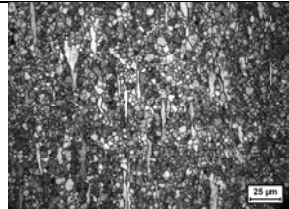

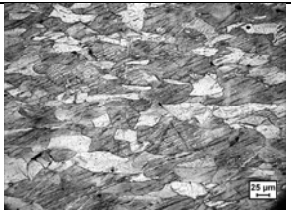
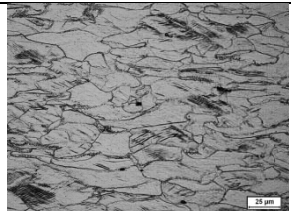
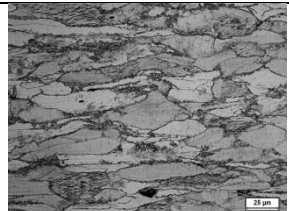
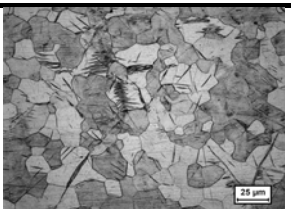
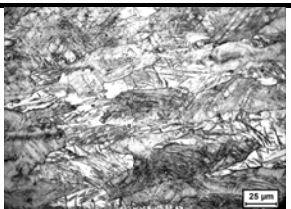
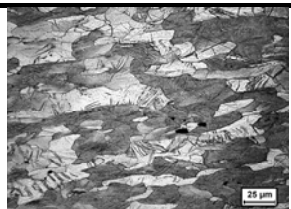
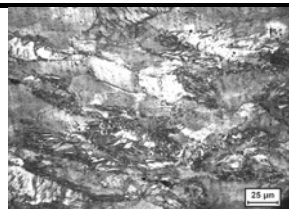
a temperaturas próximas a los 150°C. En la aleación ZM21 se produce un cierto retardo, y no comienza hasta temperaturas cercanas a 200°C.

Como ya se ha expuesto con anterioridad, existen dos tipos de *softening*: el *softening* térmico y el *softening* microestructural. En el caso de las aleaciones de magnesio el *softening* microestructural, directamente ligado al grado de recristalización dinámica (RXD), ocasionada por la distorsión de la red cristalina, es el más relevante. No obstante, las velocidades de deformación elevadas pueden favorecer la aparición de *softening* térmico debido a una mayor dificultad para disipar el calor generado por la deformación plástica.

II.4.3. Análisis microestructural

La **tabla 2.3** recoge las microestructuras de las diferentes muestras analizadas. En ellas se puede apreciar la influencia de los elementos aleantes de ambas aleaciones, AZ31 y ZM21, en los mecanismos de deformación y en la temperatura de iniciación de los mismos.

Tabla 2.3: Análisis microestructural de las probetas de AZ31 y ZM21 ensayadas uniaxialmente a $0.001s^{-1}$ para temperaturas de hasta 250°C

Aleación	Tª ambiente	150°C	200°	250°C
AZ31 $0,001s^{-1}$				
AZ31 $0,1s^{-1}$				
ZM21 $0,001s^{-1}$				
ZM21 $0,1s^{-1}$				

Existen grandes diferencias en la evolución de la red cristalina entre ambas aleaciones. De este modo, la aleación AZ31, cuyo principal aleante es el aluminio, presenta un grado de recristalización dinámica muy superior a la aleación ZM21, cuyo principal aleante es el zinc.

En la aleación AZ31 a temperaturas próximas a los 150°C ya comienza a observarse recristalización en las áreas cercanas a las juntas de grano, donde el grado de distorsión de la red es mayor. A medida que la temperatura de ensayo aumenta se produce un mayor grado de recristalización. De este modo, a 250°C prácticamente el 100% de la muestra se encuentra recristalizada y apenas se encuentran vestigios de los granos originales. Por el contrario, la

aleación ZM21 comienza a recrystalizar a temperaturas próximas a los 200°C y este fenómeno es apenas inapreciable hasta temperaturas próximas a los 250°C.

Este hecho se debe al tipo de precipitados que generan los elementos aleantes de ambas aleaciones. Como ya ha sido recogido en el “**Apartado II.3**”, la aleación AZ31, cuyo principal aleante es el aluminio, presenta precipitados incoherentes y, por lo tanto, dificultan el avance de las dislocaciones ocasionando un mayor grado de distorsión de la red cristalina favoreciendo la recrystalización dinámica. Sin embargo, la aleación ZM21, cuyo principal aleante es el zinc, presenta precipitados de tipo coherente. Este tipo de precipitados no dificulta el avance de las dislocaciones y por lo tanto el grado de distorsión de la red ocasionado es menor. Como consecuencia no se observa recrystalización de forma significativa hasta temperaturas próximas a los 250°C.

A medida que incrementa la temperatura de ensayo, se acentúa la influencia de la velocidad de deformación en la evolución de la red cristalina en ambas aleaciones. De este modo, en la aleación AZ31 se observa que mediante el aumento de la velocidad de deformación de 0,001 a 0,1s⁻¹ se produce una orientación de los granos en la dirección principal de sollicitación más pronunciada. Asimismo, se aprecia un grado de recrystalización ligeramente inferior para cada temperatura de ensayo. En el caso de la aleación ZM21, donde la recrystalización no comienza a darse hasta temperaturas de ensayo de 200°C, también se observa una ligera disminución del grado de recrystalización mediante el incremento de la velocidad de deformación de 0,001 a 0,1s⁻¹.

Debido a la directa relación entre la recrystalización dinámica y el *softening*, la aleación AZ31 sufre dicho fenómeno para temperaturas de ensayo inferiores a la aleación ZM21.

II.5. CONCLUSIONES

En conclusión, se observa que la conformabilidad de ambas aleaciones de magnesio, AZ31 y ZM21, puede aumentar de forma muy significativa mediante el incremento de la temperatura de conformado, alcanzando valores de deformación máxima cercanas a 0,5. Como contrapartida, en ambas aleaciones se puede apreciar el fenómeno de ablandamiento o *softening* a partir de cierto grado de deformación.

Dicho fenómeno, estrechamente ligado con la recrystalización dinámica y con la velocidad de deformación, se produce de forma más pronunciada en la aleación AZ31 debido al tipo de precipitados que genera su aleante principal, el aluminio. De este modo, la recrystalización dinámica y por lo tanto el *softening* son patentes a partir de 150°C para dicha aleación mientras que para la aleación ZM21, cuyo principal aleante es zinc, no se produce hasta temperaturas de ensayo de 200°C. Como consecuencia, las propiedades mecánicas de la aleación ZM21 presentan una mayor estabilidad ante ligeras variaciones de temperatura o de velocidad de deformación.

Por lo tanto, las temperaturas óptimas de conformado de la aleación AZ31 y de la aleación ZM21 para optimizar la conformabilidad de cara a su procesado sin comprometer las propiedades mecánicas iniciales son 150°C y 200°C respectivamente.

Con todo ello, se ha seleccionado la aleación ZM21 para la realización presente tesis doctoral. Las principales razones además de la novedad y el mayor desconocimiento acerca del mismo son: una menor sensibilidad en su comportamiento mecánico frente a ligeras variaciones de las variables de ensayo y la menor distorsión ocasionada en su red cristalina durante su conformado, lo cual a priori produce una menor repercusión en la pérdida de propiedades mecánicas finales.

CAPÍTULO III:

Desarrollo de los procesos de hidroconformado para la fabricación de piezas de magnesio

III.1. INTRODUCCIÓN

En el capítulo anterior, se ha observado que para incrementar la conformabilidad de las aleaciones de magnesio es necesario deformarlas bajo condiciones controladas de temperatura y velocidad de formación. Por lo tanto, de cara al desarrollo de los procesos de hidroconformado para la fabricación de piezas de magnesio es necesario controlar estas dos nuevas variables de proceso.

La aplicación de calor es un aspecto relativamente novedoso en los procesos de hidroconformado y aún más el control de la velocidad de deformación bajo dichas condiciones. Por ello, en primer lugar se ha realizado un estudio bibliográfico de los aspectos generales de los procesos de hidroconformado convencionales, donde se han identificado las etapas y las variables de proceso así como su campo de aplicación. De este modo, a continuación se han desarrollado los procesos de WTHF para la fabricación de piezas de magnesio partiendo de las conclusiones obtenidas en el *Capítulo II* acerca de las condiciones de conformado idóneas de las aleaciones de magnesio y apoyado en los estudios realizados sobre esta temática por diferentes universidades y centros tecnológicos.

Finalmente, se ha definido un prototipo demostrador para ser utilizado en la caracterización y validación de los procesos de WTHF. Dicho prototipo ha permitido además analizar el potencial de aplicación real de estos procesos, analizar la influencia de las variables de proceso y comprobar las propiedades mecánicas finales de las piezas obtenidas mediante esta tecnología.

II.2. ASPECTOS GENERALES DE LOS PROCESOS DE HIDROCONFORMADO CONVENCIONALES

Los procesos de hidroconformado convencionales se basan en el empleo de un fluido presurizado como medio para el conformado de aleaciones metálicas. Las primeras patentes de las que se tiene constancia apuntan su origen a los inicios del siglo XX (Palumbo, et al., 2004; Rehbein, 1916; Liddell, 1923). No obstante, y a pesar de que la tecnología evolucionó considerablemente desde sus inicios hasta los años 80, gracias a las aportaciones de los diferentes inventores, es en la década de los 90 cuando se comienza a utilizar la tecnología en la producción a gran escala. Los principales factores que hicieron posible este salto a la industria fueron principalmente el desarrollo de los intensificadores de presión (Ahmeyoglu, et al., 2000; Koç, et al., 2001; Singh, 2003a) la mejora de las tarjetas y sistemas de control, y el desarrollo de los aceros de alta resistencia para cuyo conformado se consideraron los procesos de hidroconformado como una tecnología idónea. La **figura 3.1** muestra la evolución del número de patentes referentes al hidroconformado publicadas por año. Se puede apreciar un gran aumento desde el año 1995 hasta hoy en día.

Aunque existen diferentes variantes de proceso, básicamente se pueden distinguir dos tipos: procesos de hidroconformado de chapa (SHF) y procesos de hidroconformado de tubo (THF) (Lang, et al., 2004)

- **Procesos de hidroconformado de chapa (SHF)**

Se denominan procesos de hidroconformado de chapa a los procesos de hidroconformado en los cuales la materia prima de partida se encuentra en formato de chapa. Aunque el principio básico de este tipo de procesos es siempre similar, los procesos de hidroconformado de chapa se pueden clasificar en dos grupos dependiendo de la función ejercida por el fluido: hidroconformado de chapa pasivo e hidroconformado de chapa activo (Lang, et al., 2004).

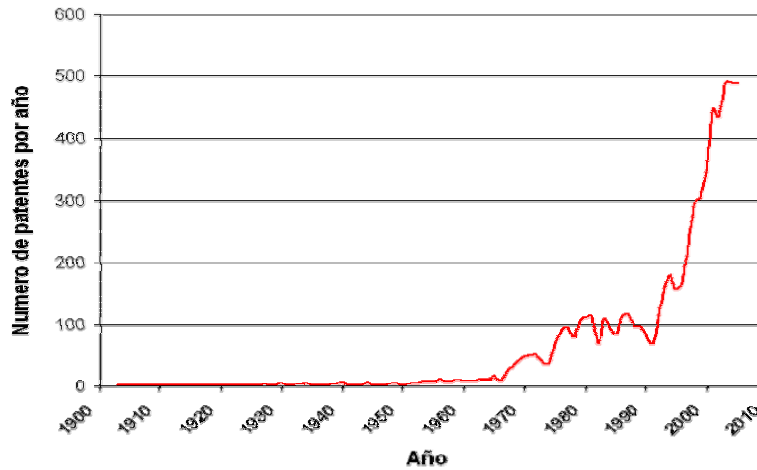


Figura 3.1: Evolución del número de patentes por año referentes a los procesos de hidroconformado. Elaborado a partir de datos de SP@CENET (www.es.espacenet.com).

- 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 consiste básicamente en una cavidad llena de fluido que ejerce dicha función. Cuando el punzón avanza, el fluido de la cámara se presuriza obligando a la chapa a tomar la forma del punzón. Una válvula limitadora de presión se encarga de controlar la presión en el interior de la cámara de acuerdo con la curva de presión programada, que puede alcanzar valores de hasta varios cientos de bar. Por lo general, se emplean juntas tóricas para asegurar la estanqueidad y evitar posibles pérdidas de fluido que originen la bajada no deseada de presión. Mediante esta tecnología la fricción entre la chapa y el radio de embutición es mucho menor, por lo que se consigue una mejor calidad superficial. Además, el conformado es más uniforme y la altura de pieza obtenida puede llegar a ser mayor que en el método convencional (Zhang, et al., 1998; Wollensen, et al., 1999). La **figura 3.2** ilustra el esquema del hidroconformado de chapa pasivo.

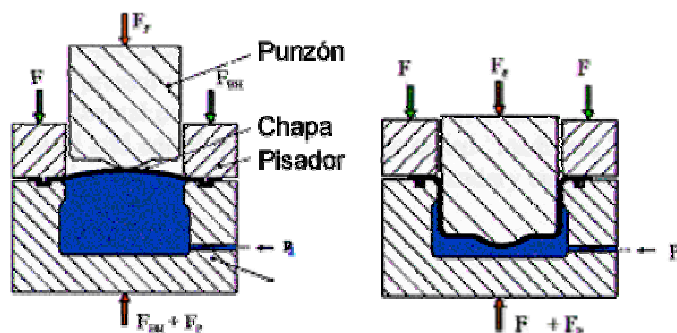


Figura 3.2: Esquema del procesos de hidroconformado de chapa pasivo (Altan, 2001)

- Hidroconformado de chapa activo:** Esta variante se diferencia de la anterior en que el fluido cumple las labores de punzón. Las presiones de trabajo alcanzadas en esta variante son superiores al caso anterior (del orden de miles de bar), por lo que es necesario el empleo de intensificadores de presión para lograr tales condiciones de trabajo. Existe una variante en la que se conforman dos chapas en vez de una, unidas previamente. Este es el caso del hidroconformado de doble chapa (*Double Sheet Hydroforming*, DSHF), en el que el fluido se inyecta entre dos chapas que se expanden contra dos matrices. El valor añadido de esta variante reside en la posibilidad de integración de varias de las etapas del proceso en una sola operación, sustituyendo al ciclo convencional de conformado, corte, soldadura y

calibración (Vahl, et al., 2000). La **figura 3.3** muestra el esquema del proceso de hidroconformado de chapa activo y el proceso de hidroconformado de doble chapa.

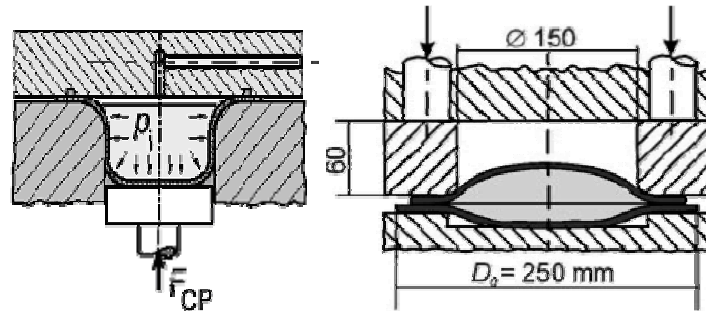


Figura 3.3: a) Esquema del procesos de hidroconformado de chapa activo (Kleiner, et al., 2003) y b) esquema del proceso de hidroconformado de doble chapa (Novotny, et al., 2001)

▪ **Procesos de hidroconformado de tubo (THF)**

En los procesos de hidroconformado de tubo se parte de un tubo o perfil metálico como materia prima. Dicho tubo se introduce en el interior de dos semimoldes y se conforma mediante la aplicación coordinada de fluido presurizado en el interior del tubo y empuje axial en los extremos del mismo para favorecer la alimentación de material desde las zonas de guiado hacia la zona de expansión (Dohmann, 1999; Hartl, 1999; Schmoeckel, et al., 1999; Ahmeyoglu, et al., 2000; Altan, 2001; Koç, et al., 2001). El principal potencial de esta variante es la posibilidad de producir piezas cerradas de sección no constante, anteriormente producidas por estampación de dos semi-huellas y su posterior soldadura. Las ventajas añadidas del proceso son la eliminación de la etapa de soldadura y por consiguiente la obtención de piezas más homogéneas, de menor peso y de resistencia superior. La **figura 3.4** muestra el esquema del proceso de hidroconformado de tubo.

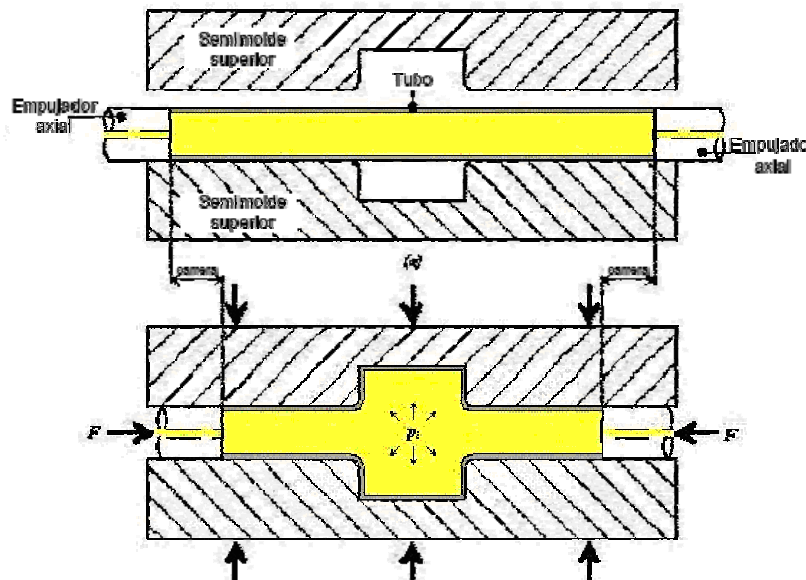


Figura 3.4: Esquema del proceso de hidroconformado de tubo (Nadar, 1999)

Tanto los procesos de hidroconformado de chapa como los procesos de hidroconformado de tubo permiten mejorar las propiedades mecánicas así como la calidad superficial con respecto a los procesos de conformado convencionales [proyecto de tesis (Ahmeyoglu, et al., 2000; Constancine, et al., 2001)]. No obstante, es en los procesos de hidroconformado de tubo donde reside un mayor potencial para la obtener geometrías complicadas o imposibles de obtener por otros métodos, facilitar las uniones y reducir el número de componentes de un conjunto, reducir

o incluso prescindir en algunos casos del empleo de soldadura, simplificar el proceso de fabricación, reducir los costes de utillajes, optimizar el aprovechamiento de material, etc (Dohman, et al., 1993; Dohmann, et al., 1994; Dohmann, et al., 1996). Por todo ello, la presente tesis doctoral se centra exclusivamente en el desarrollo de los procesos de hidroconformado de tubo para la fabricación de componentes de magnesio.

III.2.1. Etapas de los procesos de hidroconformado de tubo (THF)

Los procesos de hidroconformado se dividen habitualmente en cinco etapas: etapa de corte, etapa de curvado, etapa de preconformado, etapa de hidroconformado y etapa de acabado. No obstante, y en función del proceso de fabricación de cada pieza, pueden darse diferentes variantes en las cuales, en algunos casos, puede haber etapas de las que se pueda prescindir y en otros casos una o más etapas pueden estar integradas. En el esquema de la **figura 3.5** se muestran algunas de las variantes más habituales.

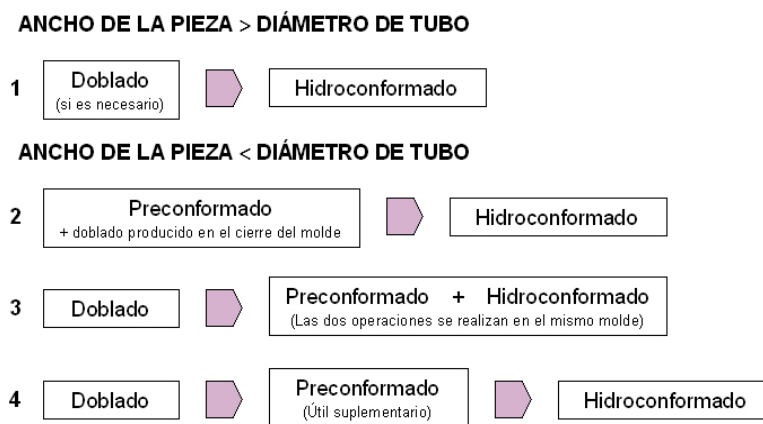


Figura 3.5: Variantes del proceso de hidroconformado de tubo (Galdos, 2006)

La **figura 3.6** muestra como ejemplo las etapas del proceso de fabricación de un pedal de freno por hidroconformado de tubo, desarrollado en BATZ S. Coop en colaboración con la Universidad de Mondragón.



Figura 3.6: Etapas del proceso de fabricación de un pedal de freno por hidroconformado de tubo (Aginagalde, et al., 2006)

- **Etapa de corte**

En la etapa de corte, el tubo de partida se corta a la longitud adecuada para su procesado. Para el cálculo de esta longitud de forma óptima, es indispensable tener en cuenta no sólo la longitud de la pieza final, sino también la longitud de las zonas de transición y de las zonas de guiado. Dichas zonas de guiado (**figura 3.7**) ayudan a garantizar el cierre del tubo durante la fase de hidroconformado y facilitan el aporte de material a las zonas de expansión si la pieza así lo requiere (Singh, 2003a).

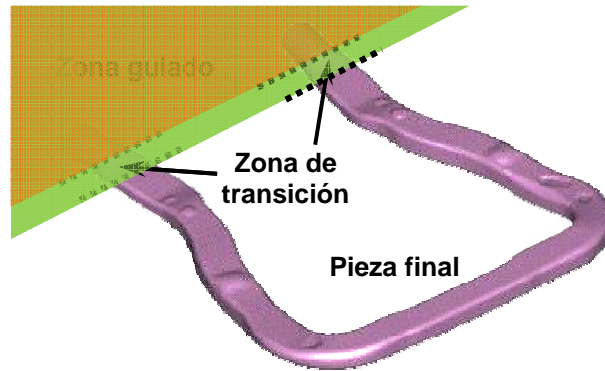


Figura 3.7: Zonas de transición y zonas de guiado de un soporte motor hidroconformado (Inocente, 2001)

▪ **Etapa de curvado**

El objetivo de esta segunda etapa es adaptar el eje longitudinal del tubo a la geometría de la huella del molde de hidroconformado. Esta operación puede ser crítica para el proceso de hidroconformado (Altan, 2001; Yang, et al., 2001; Khodayari, 2002; Neugebauer, et al., 2002; Amici, et al., 2003; Paulsen, et al., 2003). Por este motivo se considera importante controlar la precisión geométrica del curvado, la presencia de pliegues y grietas, posibles marcas de amarre y arrastre, adelgazamientos excesivos y la posición del cordón de soldadura.

El tipo de curvado empleado habitualmente en los procesos de hidroconformado es el curvado rotativo. Esta operación se realiza habitualmente en máquinas curvadoras de control numérico para garantizar una buena calidad de doblado. Cuando la calidad de curvado exigida es muy elevada se pueden utilizar mandrinos interiores. En la **figura 3.8** se presentan el útil y el esquema de un curvado rotativo de tubo.

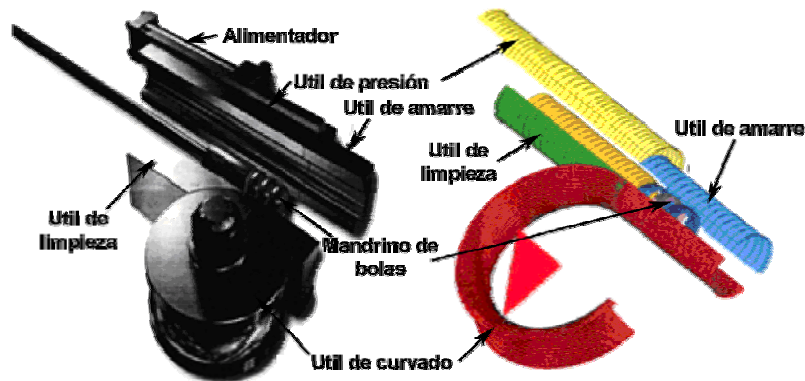


Figura 3.8: Esquema del proceso de curvado rotativo de tubo (Singh, 2003b)

Otros tipos de curvado utilizados cuando la calidad exigida es menor son el curvado mecánico o por compresión y el curvado tangencial.

▪ **Etapa de preconformado**

El objetivo de esta etapa es adaptar la sección transversal del tubo a la huella de la pieza a hidroconformar, de modo que asegure el cierre correcto del molde y facilite el posterior hidroconformado. Aunque normalmente se realiza en el mismo utillaje de hidroconformado aprovechando el cierre del molde, hay casos en los que se realiza fuera de estación ya que, por geometría, hay piezas que exigen más de una etapa de preconformado. La **figura 3.9** muestra el esquema del preconformado de un tubo aprovechando el cierre del molde de hidroconformado.

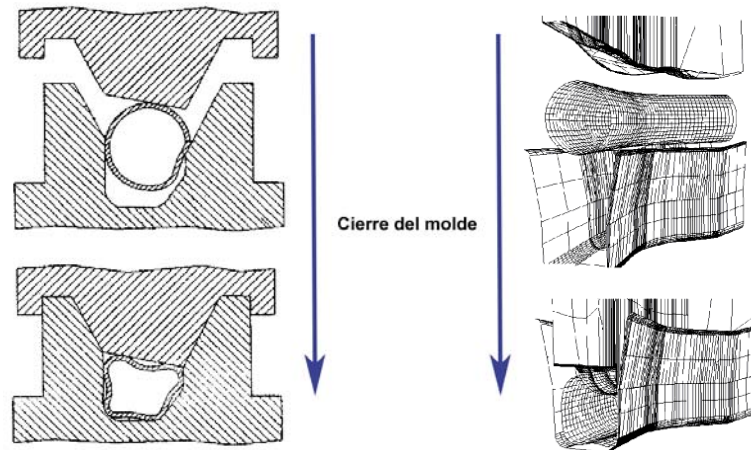


Figura 3.9: Esquema del preconformado de un tubo aprovechando el cierre del molde (Dohmann, 1999; Hartl, et al., 1999)

El preconformado puede ser una etapa crítica debido a la aparición de pliegues que posteriormente no puedan ser eliminados en la etapa de hidroconformado. En estas ocasiones, y en los casos donde el cambio de perímetro entre tubo y molde es elevado, se puede utilizar el método de conformado secuencial, donde el preconformado se realiza con el tubo lleno de un fluido a baja presión; esto evita el arrugado del mismo (Morphy, 1997; Morphy, 2001; Hwang, et al., 2002; Lovric, 2005; Morphy, 2006).

▪ **Etapa de hidroconformado**

En esta etapa se parte del tubo ya predoblado y preconformado, y se expande mediante la inyección de fluido a alta presión. Durante la etapa de hidroconformado se distinguen dos fases: fase de expansión y fase de calibración. En la fase de expansión se alimenta material mediante dos cilindros axiales desde la zona de guiado a la zona de expansión. A continuación tiene lugar la fase de calibración en la cual se aplica un pico de presión para la calibración de la geometría final de la pieza. En algunos casos, como el del proceso de hidroconformado de una pieza en T que se muestra en la **figura 3.10**, puede ser necesario el empleo de un tercer eje para un mejor conformado de la pieza.

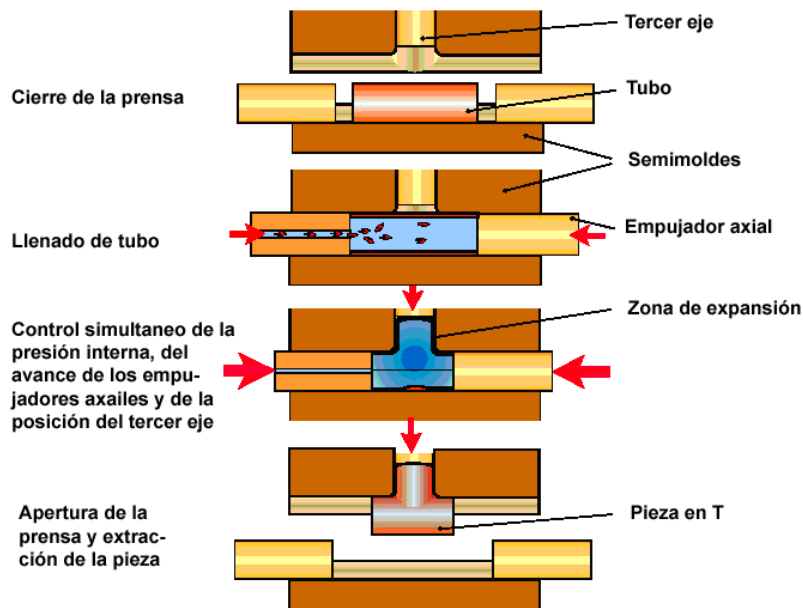


Figura 3.10: Esquema del proceso de hidroconformado de tubo de una pieza en T (Schuler, 1998)

▪ **Etapa de acabado**

En esta última etapa se realizan las operaciones de acabado de la pieza hidroconformada: limpieza de la pieza, punzonados, corte de las zonas de guiado, etc. No obstante, se tiende cada vez más hacia la integración de algunas de las operaciones de acabado en la etapa de hidroconformado.

Uno de los casos más extendidos es la integración de los punzonados también conocido como hidro-punzonado o hidro-piercing (Schuler, 1998; Longhouse, 1999; Uchida, et al., 2002; Singh, 2003a; Longhouse, 1999). Existen diferentes variantes de hidro-punzonado en función de si el fluido a presión cumple con las labores de punzón o de matriz: punzonado hacia el interior, punzonado parcial hacia el interior y punzonado hacia el exterior. El esquema de la **figura 3.11** muestra las tres variantes mencionadas.

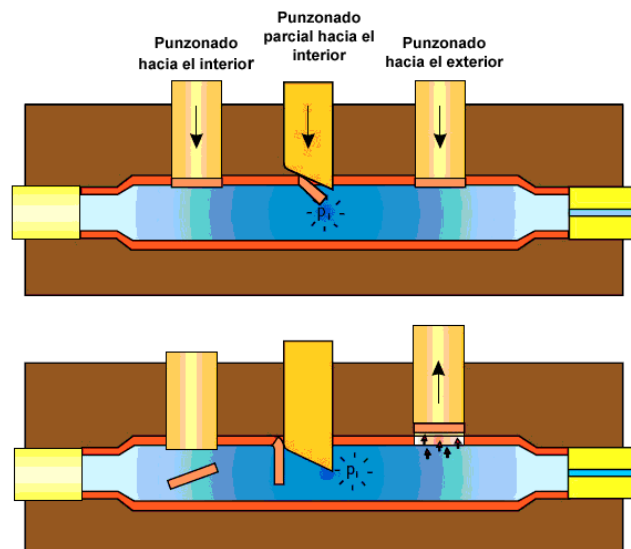


Figura 3.11: Variantes de hidro-punzonado (Schuler, 1998).

III.2.2. Variables intrínsecas del proceso de hidroconformado de tubo (THF)

Las principales variables en los procesos de hidroconformado de tubo convencionales son: la fricción, la presión interna para el conformado, la alimentación axial y el propio material.

- **Fricción:** La fricción es un parámetro crítico en el proceso de hidroconformado, especialmente cuando la cantidad de material a aportar es importante. La fricción aumenta a medida que aumenta la presión interna limitando la alimentación de material (Ahmeyoglu, et al., 2000). Esto puede ocasionar problemas de cara a la correcta obtención de la pieza.
- **Presión interna:** La presión interna del tubo es la encargada de expandirlo adoptando la geometría de la huella de la matriz. Durante el proceso de hidroconformado se suelen distinguir dos fases: fase de expansión (a baja presión) y fase de calibración (a alta presión). El propósito de estas dos fases es minimizar el efecto de la fricción. Para ello, el material se alimenta durante la fase de expansión alcanzando aproximadamente un 80-90% de la forma final de la pieza (Dohman, et al., 1993; Nadar, 1999; Rimkus, et al., 2000; Koç, et al., 2002; Altan, et al., 2003). En la fase de calibración la pieza se presuriza a alta presión sin aporte de material para dotar a la pieza de la precisión final requerida.
- **Alimentación axial:** Durante la fase de expansión se alimenta material desde los extremos del tubo a la zona de expansión para suplir la variación de volumen de la pieza en esa zona. Una alimentación deficiente puede dar lugar a un

adelgazamiento severo o incluso a la rotura de la pieza. Por el contrario, una alimentación excesiva puede propiciar la aparición de pliegues en la pieza final.

- **Material:** Del mismo modo que en el resto de procesos de conformado convencionales, el material es una de las variables más importantes del proceso. El tipo de material, el tipo de aleación, variaciones en el mismo material entre un fabricante y otro, o incluso de un lote a otro pueden afectar de forma determinante a la calidad de la pieza en función de la amplitud de la ventana de proceso. En estos casos será, por lo tanto, necesario ajustar el resto de variables para la correcta obtención de la pieza.

En la **figura 3.12** se muestra la evolución de la presión interna y de la alimentación axial a lo largo de un proceso de hidroconformado de tubo estándar y el esquema de actuación de las variables de proceso durante el hidroconformado.

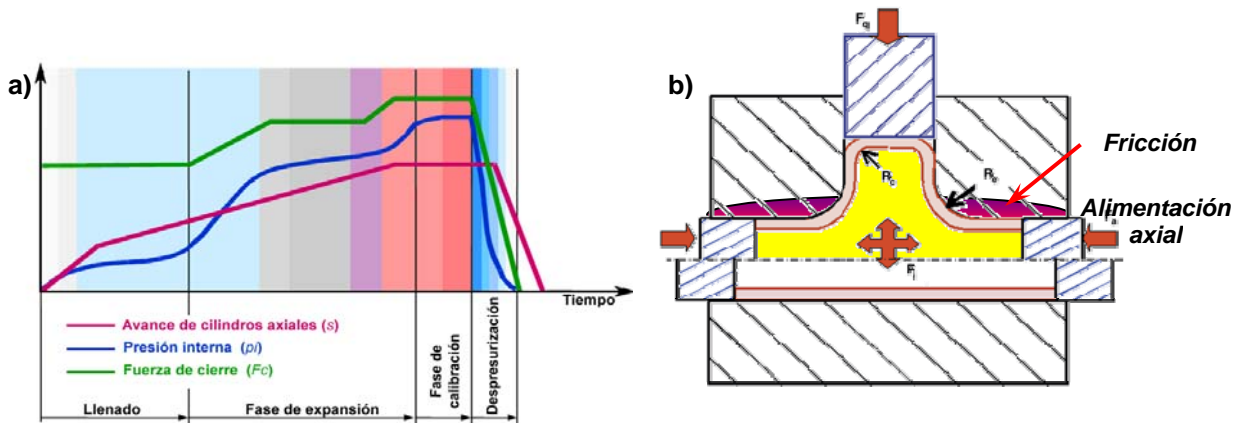


Figura 3.12: a) Ejemplo de la evolución de la presión interna y la alimentación axial durante el proceso de hidroconformado de tubo (Schuler, 2001) y b) esquema de las variables intrínsecas que intervienen en el proceso de hidroconformado de tubo

III.2.3. Campo de aplicación

La automoción ha sido el sector que más ha impulsado el desarrollo de esta tecnología y, por lo tanto, es en diferentes componentes del automóvil donde más ejemplos se pueden encontrar. Esta tecnología se ha aplicado con éxito para la fabricación de diferentes componentes del automóvil como por ejemplo: piezas de la estructura y del chasis, soportes de motor, componentes del radiador, componentes o piezas de los asientos, tubos de escape y colectores de gas, árboles de levas, etc.

La **figura 3.13** recoge gran parte de las aplicaciones de esta tecnología en el sector de automoción.

A medida que la tecnología se ha ido desarrollando, el número de componentes y la variedad de aplicaciones ha ido creciendo de forma continua. La **figura 3.14** muestra el número de componentes hidroconformados empleados por BMW tanto en el chasis como en piezas exteriores entre 1995 y 2005.

En los últimos años, su uso se está extendiendo a otros sectores como la aviación, fabricación de motocicletas, deportes, instrumentos de música, fontanería, etc. A continuación, se recogen algunos ejemplos de aplicaciones fuera del sector de la automoción:

- **Sector de fabricación de motocicletas:** Aunque la aplicación más extendida en este sector es la fabricación del sistema de escape de gases, también existen otras aplicaciones como componentes de chasis, basculante trasero, etc. En la **figura 3.15a** se puede observar como ejemplo el sistema de escape desarrollado por la empresa Micron para el nuevo modelo de Suzuki GSX (Micron, 2008).

- **Sector de la bicicleta:** La tecnología del hidroconformado permite en este sector adquirir las estéticas obtenidas mediante fibra de carbono mediante el empleo de tubos metálicos. Esto, combinado con la entrada de las nuevas aleaciones, permite competir en prestaciones, estética y coste con los cuadros de fibra de carbono. En la **figura 3.15b** se muestra el cuadro hidroconformado desarrollado por la marca Scott para el modelo de montaña comercializada en 2009 (Velonews, 2009).
- **Mobiliario interior y mobiliario urbano:** Esta tecnología es adecuada para la obtención de geometrías tridimensionales complejas, permitiendo diseños vanguardistas. Algunas de las posibles aplicaciones son: luminarias, pilonas, bancos, asientos, lámparas, manillas de puerta, barandillas, etc. En la **figura 3.16** se muestra una lámpara de arco para interiores fabricado en aluminio mediante hidroconformado diseñada por Future Systems y desarrollada por la empresa italiana Fontana Arte (Fontana-Arte, 2009).
- **Otras aplicaciones:** Existen gran variedad de aplicaciones en otros sectores. En la **figura 3.17** se recogen algunos ejemplos: fusil para pesca submarina, mira telescópica para rifle, grifería, instrumentos de música, etc.

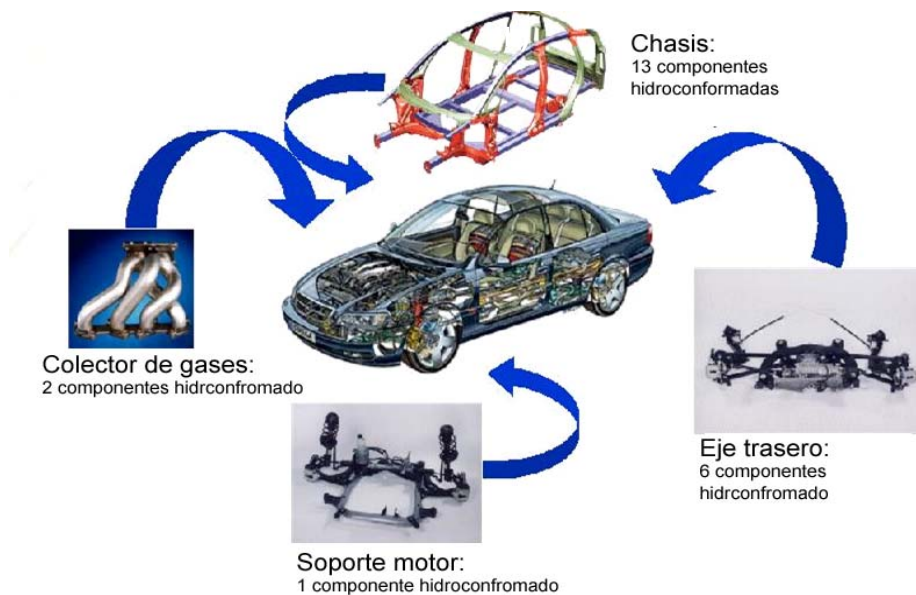


Figura 3.13: Aplicaciones del hidroconformado en el sector del automóvil (Schuler, 2001)

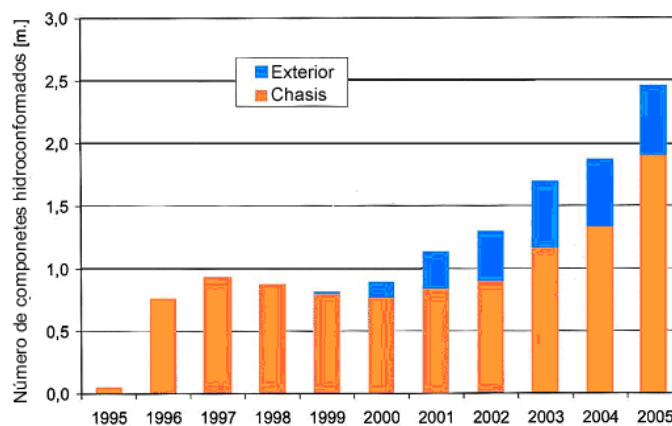


Figura 3.14: Número de piezas por año producidas por hidroconformado en la empresa BMW (Wendt, et al., 2005).



Figura 3.15: a) Tubo de escape hidroconformado desarrollado (Micron, 2008) y b) cuadro de bicicleta hidroconformado (Velonews, 2009)



Figura 3.16: Lámpara de arco para interiores fabricado en aluminio mediante hidroconformado. Diseñada por Future Systems y desarrollada por la empresa italiana Fontana Arte (Fontana-Arte, 2009)



Figura 3.17: Diferentes piezas y productos hidroconformados: Fusil para pesca submarina (Big Island Spearguns, 2009), saxofón Yamaha (Kennelly Keys Music, 2009), grifería, mira telescópica para rifle (H & H Tube, 2007),

III.3. PROCESOS DE HIDROCONFORMADO DE TUBO EN CALIENTE WTHF

Tal y como se ha recogido en el *Capítulo II*, las condiciones de temperatura idóneas para el hidroconformado de tubo de aleaciones de magnesio se sitúan entre 150 y 250°C, en función del tipo de aleación. Dicho rango de temperaturas permite hacer frente a las limitaciones de conformabilidad que presentan a temperatura ambiente sin que ello suponga ocasionar la

perdida de propiedades mecánicas de cara a la pieza final. Esto supone la necesidad de adaptar las diferentes etapas del proceso y la adición de nuevas variables de proceso a controlar: la temperatura de trabajo y la velocidad de deformación.

III.3.1. Nuevas variables de proceso

Como ya se ha explicado, en los procesos hidroconformado de tubo en caliente (WTHF) intervienen dos nuevas variables de proceso además de las propias de los procesos de hidroconformado de tubo convencionales: la temperatura del material y la velocidad de deformación.

- **Temperatura del material:** determina la conformabilidad del material y la tensión de fluencia necesaria para deformar la pieza. La presencia de gradientes de temperatura sobre la superficie del tubo puede dar lugar a un comportamiento mecánico irregular a lo largo del mismo. Esto puede ocasionar la roturas prematuras localizadas, especialmente en la zona de expansión. No obstante, puede ser interesante el empleo de gradientes de temperatura controlados en la zona de guiado para proporcionar mayor rigidez al material y de este modo facilitar el aporte de material a la zona de expansión (Schuster, et al., 2005; Neugebauer, et al., 2005).
- **Velocidad de deformación:** como ya se ha analizado, a medida que la temperatura de conformado aumenta, la velocidad de deformación juega un papel más importante tanto en la conformabilidad del material como en el fenómeno de *softening*. El aumento brusco de la velocidad de deformación puede ocasionar la rotura prematura del material, por lo que se trata de una variable importante a controlar. No obstante, resulta difícil de controlar de una forma directa ya que varía en función de la geometría, de la zona del tubo en la que se encuentra el material y de la presión interna que se esté ejerciendo. Por lo tanto, la estrategia de control que permita controlar la velocidad de deformación será un punto clave de cara a la satisfactoria obtención de la pieza, especialmente si la ventana de proceso es muy ajustada.

III.3.2. Adaptación de las etapas de proceso

El esquema de las etapas de los procesos de hidroconformado de tubo en caliente (WTHF) es muy similar al de los procesos de hidroconformado de tubo convencionales (THF). La principal diferencia reside en que tanto los útiles como el tubo han de ser calentados. En el esquema de la **figura 3.18** se muestran las adaptaciones necesarias en las variantes de proceso más habituales de THF para poder trabajar en caliente.

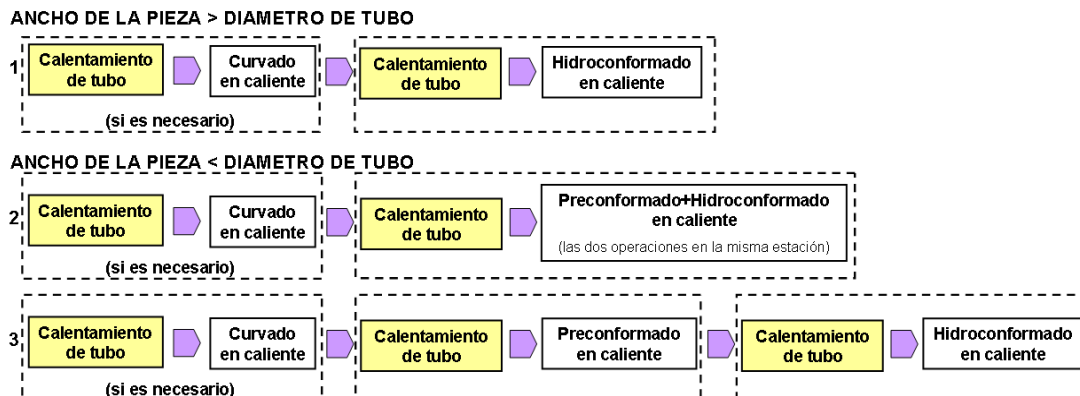


Figura 3.18: Variantes del proceso de hidroconformado de tubo en caliente

En aquellos casos en los cuales el tiempo de ciclo no sea un requisito fundamental, como es el caso de la aeronáutica, el calentamiento del tubo podría realizarse en la propia estación de deformación.

▪ **Etapa de calentamiento de tubo**

El objetivo de esta etapa es llevar a cabo el calentamiento del tubo previo a una etapa en la que sufra deformación plástica. De este modo se evita la penalización del tiempo de ciclo que supone el realizarlo en la misma estación de conformado.

Los procesos de hidroconformado de tubo en caliente se encuentran todavía en fase de investigación. Se está analizando el empleo de diferentes técnicas para llevar a cabo el calentamiento del tubo. Teniendo en cuenta la sensibilidad de las aleaciones de magnesio ante los gradientes de temperatura, tal y como se ha recogido en el *Capítulo II*, es importante asegurar un patrón de temperaturas lo más uniforme posible en la zona de expansión. Algunas de las estrategias empleadas a la hora de llevar a cabo el calentamiento del tubo son las siguientes:

- **Calentamiento del tubo en una estación previa:** En esta operación el tubo se calienta por encima de la temperatura de conformado para compensar las pérdidas de temperatura desde el fin de la etapa de calentamiento hasta la etapa de conformado. Se puede llevar a cabo mediante el empleo de hornos, o por inducción (Yi, et al., 2008; Neugebauer, et al., 2005). En la **figura 3.19** se muestra el esquema de calentamiento por inducción empleado en la Universidad Nacional de Pusan, Corea (Yi, et al., 2008)

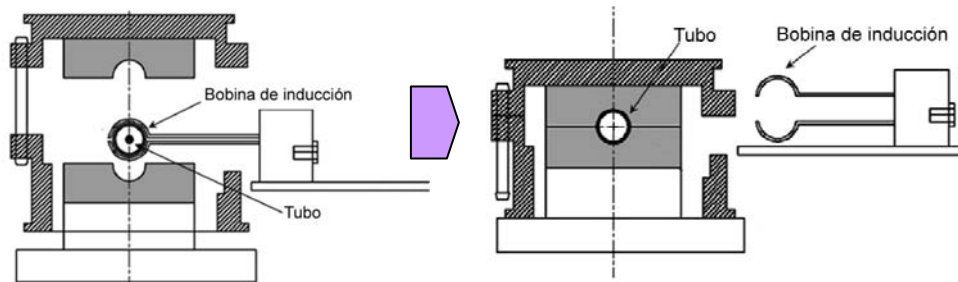


Figura 3.19. Esquema del sistema de calentamiento por inducción empleado en la Universidad Nacional de Pusan, Corea (Yi, et al., 2008)

- **Calentamiento del tubo en el propio útil de conformado:** Otra alternativa es el calentamiento del tubo en el propio útil de conformado. Esta opción está orientada principalmente a la etapa de hidroconformado. La desventaja de esta alternativa es que el tiempo de calentamiento forma parte del tiempo de ciclo de la estación. Se han empleado diferentes técnicas para este propósito: calentamiento mediante el contacto con el molde y el fluido atemperado empleado para la presurización del tubo (**figura 3.21**) (Schuster, et al., 2005; Neugebauer, et al., 2005), mediante la introducción de una resistencia al interior del tubo, como muestra la **figura 3.20** (Yi, et al., 2007)], o sumergiendo tanto los útiles como el tubo en un tanque lleno de fluido atemperado, como se muestra en **figura 3.22** (Aue-u-lan, et al., 2006; Altan, et al., 2007).

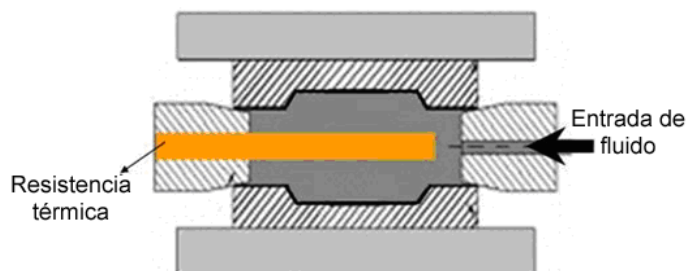


Figura 3.20: Esquema de la estrategia de calentamiento empleado en la Universidad Nacional de Pusan, Corea (Yi, et al., 2008)

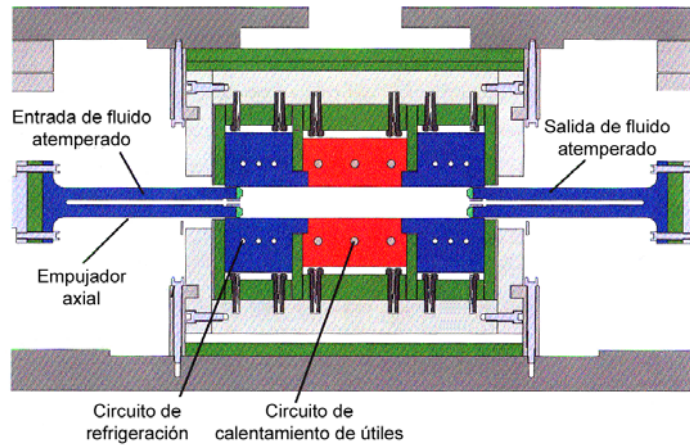


Figura 3.21: Esquema de la estrategia de calentamiento empleado en el Instituto Fraunhofer, Chemnitz (Schuster, et al., 2005)

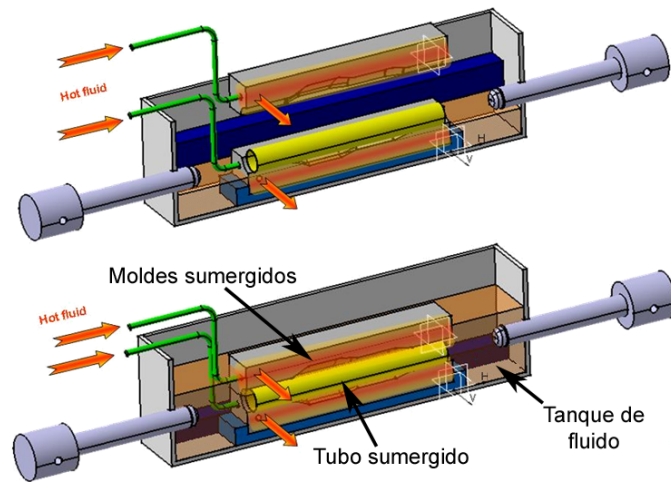


Figura 3.22: Esquema de la estrategia de calentamiento mediante inmersión de útiles y tubo en fluido atemperado desarrollado en la ERC/NSM de la Universidad de Ohio (Aue-u-lan, et al., 2006; Altan, et al., 2007)

▪ **Etapa de curvado en caliente**

El curvado del tubo exige, en la mayoría de los casos, un grado de deformación que las aleaciones de magnesio no pueden alcanzar a temperatura ambiente. Por ello, es necesario que tanto los útiles de curvado como el tubo sean calentados a la temperatura de trabajo requerida. En la **figura 3.23** se muestran el esquema de curvado, la distribución de los útiles y de los sistemas de calentamiento de los mismos y un tubo curvado en los ensayos realizados en el proyecto europeo MAGNETRUSCO (Sillekens, et al., 2004).

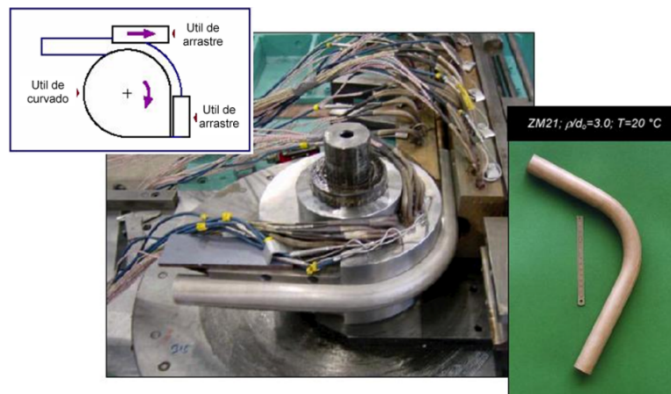


Figura 3.23: Ensayo de curvado: esquema, puesta a punto y pieza ensayada (Sillekens, et al., 2004)

▪ **Etapa de preconformado en caliente**

Al igual que la etapa de curvado, el grado de conformado de la pieza puede ser localmente superior al alcanzable por el material. En tal caso, nuevamente tanto los útiles como el tubo han de ser calentados. No obstante, en la mayoría de los casos, la etapa de preconformado se lleva a cabo en la misma estación de hidroconformado, aprovechando el movimiento de cierre de los moldes. Por lo tanto, una vez preconformada la pieza puede ser hidroconformada sin necesidad de ser calentada nuevamente.

▪ **Etapa de hidroconformado en caliente**

Tras la etapa de preconformado se realiza el hidroconformado en caliente de la pieza. Tal y como se ha explicado, en el caso en el cual el preconformado se lleve a cabo en la misma estación de hidroconformado no será necesario realizar un precalentamiento previo. En la **figura 3.24** se muestran como ejemplo una pieza de aleación de magnesio ZM21 hidroconformada dentro del proyecto Mangetrusco (Sillekens, et al., 2004).

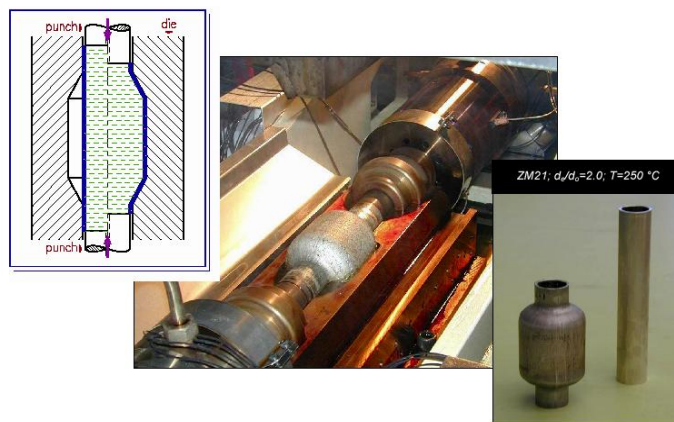


Figura 3.24: Ensayo de hidroconformado: esquema, distribución y pieza ensayada (Sillekens, et al., 2004)

▪ **Etapa de acabado**

Las operaciones de acabado más habituales, tales como punzonados no integrados en el proceso de hidroconformado, corte de extremos o la limpieza de la pieza pueden realizarse a temperatura ambiente. Por lo tanto, no será necesario calentar ni los útiles ni el tubo.

III.4. DISEÑO PRELIMINAR DEL PROCESO DE HIDROCONFORMADO DE UN PROTOTIPO DEMOSTRADOR EN ALEACIÓN DE MAGNESIO ZM21

Tal y como se ha concluido en el **Apartado II.4**, se ha seleccionado la aleación ZM21 para el desarrollo de la presente tesis doctoral. Este material es capaz de sufrir una deformación máxima de en torno al 50% para un rango de temperatura de conformado de entre 200 y 250°C. De este modo, tanto el diseño del demostrador prototipo, cuyo diseño se recoge a continuación, como las etapas del proceso de hidroconformado del mismo se han definido de acuerdo con las condiciones de proceso establecidas buscando los límites de conformado para dicho material.

III.4.1. Diseño de la pieza demostrador

El principal propósito que ha de cumplir el prototipo demostrador es que se trate de una geometría genérica exigente que favorezca el estudio de las problemáticas más habituales de los procesos de WTHF de piezas de aleaciones de magnesio.

A la hora de llevar a cabo el diseño de la pieza se han tenido en cuenta varios aspectos:

- Que se trate de una geometría compleja difícil de obtener por otros procesos de fabricación.
- Que el proceso de obtención no implique la necesidad de predoblado o preconformado alguno para evitar en la medida de lo posible la interferencia de procesos previos en el estudio del proceso de hidroconformado.
- Que presente una exigencia elevada en cuanto al grado de conformado, lo cual implique la necesidad de ajustar de forma precisa cada una de las variables de proceso.
- Que se trate de una geometría de sección variable que propicie la aparición de gradientes de temperatura y permita verificar el sistema de calentamiento diseñado.
- Que la alimentación axial requerida en al menos uno de sus extremos sea elevada para verificar que los gradientes de temperatura controlados facilitan el aporte de material.

En la **figura 3.25** se muestra la geometría de tipo genérica diseñada para dar respuesta a los requisitos planteados. La pieza consiste en una geometría de transición de una zona de sección triangular a una zona de sección cuadrada.

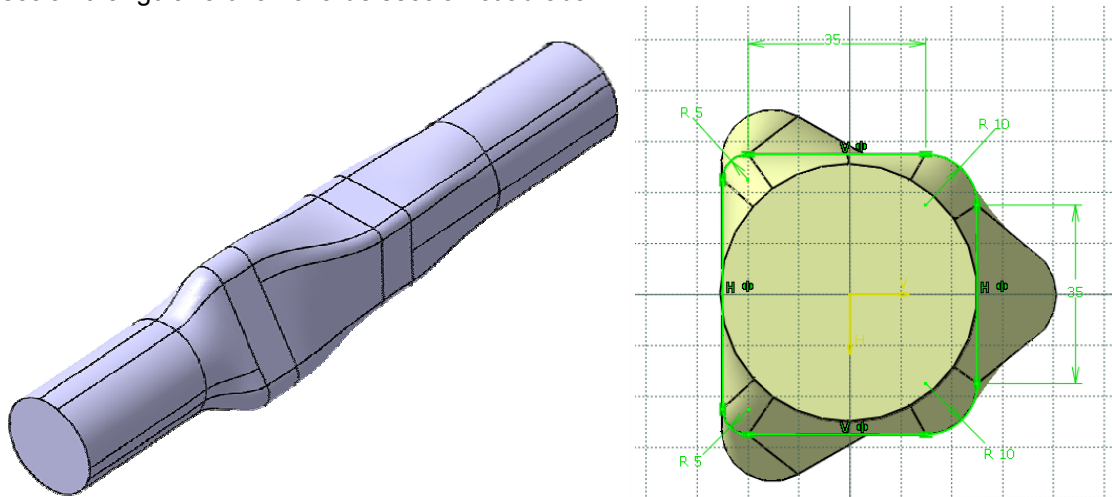


Figura 3.25: Geometría diseñada para el estudio del proceso de hidroconformado en caliente de las aleaciones de magnesio

La sección triangular permite analizar la capacidad de conformación de radios, asimismo presenta un grado de conformado considerable, cuya expansión perimetral lineal es del 40%. A esto hay que añadir que la deformación no será uniforme a lo largo de toda la sección, siendo menor en los radios y mayor en la zona plana. Como consecuencia, habrá zonas en las que la expansión sea mayor. Esto exige una alimentación axial considerable en este extremo de la pieza. Además, debido a su geometría, la pared del tubo realizará el contacto con las paredes de los utillajes mucho 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.

Por el contrario, la sección cuadrada es una geometría equilibrada con la cual se podrán analizar irregularidades en la pieza final debido a posibles gradientes de temperatura. Además, la geometría presenta dos tipos de radio diferentes: radios de 5 mm en uno de los laterales de la pieza mientras que el otro lateral presenta radios de 10 mm. Esto permitirá analizar la capacidad del material para conformar radios de mayor o menor exigencia.

III.4.2. Identificación de las etapas de proceso

Como ya se ha explicado en las especificaciones de la pieza prototipo, se ha considerado importante evitar en la medida de lo posible la interferencia de procesos previos para que las conclusiones extraídas en la fase de caracterización experimental sean lo más representativas posibles. Por ello, el proceso de fabricación de la pieza diseñada consta únicamente de una

etapa de calentamiento previo y de una etapa de hidroconformado sin ninguna etapa previa de predoblado o preconformado. En el esquema de la **figura 3.26** se reflejan las etapas del proceso elegido.



Figura 3.26: Esquema las etapas del proceso de hidroconformado de la pieza prototipo.

A continuación se detallan cada una de las etapas del proceso:

- **Etapa de calentamiento:** La estrategia de calentamiento seleccionada es muy similar a la empleada por la universidad de Chemnitz. El método consiste por lo tanto en introducir el tubo en el interior de los moldes atemperados a la temperatura de trabajo. No obstante, tras introducir el tubo y cerrar los moldes, se realiza el llenado del tubo y se le aplica circulación de fluido atemperado. De este modo, se minimizan los gradientes de temperatura a lo largo del tubo y se evacua el aire del interior del tubo evitando la habitual fase de purgado.
- **Etapa de hidroconformado:** Una vez calentado el tubo y evacuado el aire de su interior se procede al hidroconformado del mismo de acuerdo con la estrategia de control establecido.

III.4.3. Estrategia de control de las variables de proceso

La estrategia de control de los procesos de hidroconformado convencionales está basada en el control de la presión interna. No obstante, dicha estrategia puede ser complicada de llevar a cabo en los procesos de hidroconformado en caliente debido a que, como ya se ha explicado, la velocidad de deformación, parámetro clave en el proceso, resulta difícil de controlar mediante este método. Esto se debe a que, como consecuencia del fenómeno de *softening*, a partir de cierto grado de deformación la tensión de fluencia del material disminuye, y por lo tanto, llegado este punto es necesario disminuir la presión interna para no acelerar la velocidad de deformación. Para ello sería necesario detectar el instante preciso en que ha de disminuir la presión, lo cual resulta complicado, especialmente si en el proceso existen ligeras variaciones de material o del resto de variables de proceso.

Una posible alternativa para tener un mayor control de dicha velocidad de deformación de una forma indirecta puede ser el empleo de estrategias de control del caudal de entrada al tubo. Esto permite controlar la variación de volumen de la pieza en cada instante y la presión que se genera en la cámara se adapta a las necesidades de cada instante de deformación. Por lo tanto, ello limita de una forma indirecta la velocidad de deformación máxima a lo largo de la superficie de la pieza.

III.5. CONCLUSIONES

En conclusión, en la revisión bibliográfica se ha observado que a la hora de llevar a cabo el hidroconformado de tubo de las aleaciones de magnesio es necesario adaptar las diferentes etapas del proceso para poder proporcionar las condiciones de conformado idóneas identificadas en el *Capítulo II*. Para ello, además de adaptar las etapas de los procesos de THF convencionales, es necesario incorporar etapas de calentamiento de tubo, bien sean antes o en la propia estación de conformado.

En cuanto a las variables de proceso, además de las variables propias de los procesos de THF convencionales se incorporan dos nuevas variables: la temperatura de conformado y la velocidad de deformación. Ambos parámetros son fundamentales de cara a la correcta obtención de la pieza. No obstante, la velocidad de deformación resulta complicada de controlar mediante las estrategias de control de presión habituales. Una alternativa para controlar dicha variable de una forma indirecta y limitar la velocidad de deformación máxima en la pieza puede ser mediante el empleo de una estrategia de control de caudal.

Finalmente, se ha diseñado una pieza prototipo que posibilita la caracterización de los procesos de WTHF para la aleación de magnesio ZM21. Así mismo, se han determinado las etapas del proceso y la estrategia de control más adecuada. Se ha tenido especial cuidado en que la interferencia de etapas de procesado anteriores en el proceso de hidroconformado de tubo sea mínima para que las conclusiones que se extraigan de la caracterización de proceso sean lo más representativas posibles. Por ello, se ha definido un proceso simple en el que no se incluyen etapas de predoblado ni preconformado.

CAPÍTULO IV:

**Desarrollo de modelos numéricos para el diseño
de procesos de WTHF**

IV.1. INTRODUCCIÓN

El diseño del procesos ha sido y es una de las partes más críticas de cara a la industrialización de cualquier tecnología de conformado. Tradicionalmente todo tipo de diseño de proceso o de producto se realizaba en base a la experiencia acumulada de expertos y mediante la construcción de modelos y prototipos físicos. Esto resultaba un proceso largo, complicado, y poco repetitivo que, además, implicaba una fase de puesta a punto posterior laboriosa, con infinidad de modificaciones, ajustes y verificaciones. De este modo, se disparaba tanto el tiempo de puesta a punto del proceso como el coste económico. (Lundqvist, 2004; Jung, 1998).

No obstante, en las últimas décadas se ha producido una revolución en las herramientas informáticas, lo cual ha permitido, entre otras cosas, el desarrollo de programas de modelización numérica. Dichos programas permiten a día de hoy predecir con un grado de aproximación satisfactorio la fabricabilidad de componentes, así como anticipar el resultado en terminas de calidad de un proceso de conformado convencional. Esto permite agilizar el proceso de diseño, reducir costes de prototipado y facilitar la puesta punto. Por ello, en la actualidad, el empleo de este tipo de programas está muy extendido en la industria (Jung, 1998).

A pesar de ello, la modelización numérica de los procesos de conformado en caliente y, más aún de WTHF, resulta a día de hoy una tarea complicada y costosa tanto desde el punto de vista de generación del modelo como desde el punto de vista computacional. Las principales razones de esta complejidad estriban en la fuerte dependencia de estos procesos en variables como son la temperatura y la velocidad de deformación

Por ello, en el presente capítulo se ha realizado en primer lugar un estudio bibliográfico de las diferentes técnicas de modelización numérica orientado a su aplicación en la tecnología de WTHF. Esto ha permitido identificar las ventajas e inconvenientes de las diferentes técnicas así como las formulaciones más apropiadas para cada caso.

A continuación, se ha desarrollado una metodología para el diseño de procesos de WTHF, en primer lugar para aleaciones de magnesio, pero extrapolable a otras aleaciones similares. Dicha metodología está basada en el empleo de herramientas de modelización numérica y su principal objetivo es facilitar y aligerar la fase de diseño de este tipo de procesos. Para ello, se busca el compromiso entre el coste computacional de los modelos numéricos y la fiabilidad de los resultados obtenidos. Todo ello, orientado a una futura aplicabilidad industrial.

Finalmente, se ha empleado dicha metodología para el diseño del proceso de hidroconformado de la pieza prototipo en aleación de magnesio ZM21 definida en el *Capítulo III*. Para ello, en una primera fase se ha desarrollado un modelo numérico isoterma del proceso de WTHF de la pieza prototipo. En dicho modelo se ha considerado que no existe flujo térmico y, por lo tanto, permite aligerar el diseño preliminar tanto de los útiles como del proceso, en base a resultados orientativos. En una segunda fase, se ha desarrollado un modelo térmico de calentamiento de los útiles que ha permitido realizar el diseño detallado de los mismos y obtener de cara al proceso el patrón de temperaturas teórico deseado en el tubo. Seguidamente, se ha desarrollado un modelo termomecánico acoplado para realizar el diseño detallado del proceso. En dicho modelo se ha importado el patrón de temperaturas obtenido mediante el modelo térmico como estado inicial.

IV.2. TÉCNICAS DE MODELIZACIÓN NUMÉRICA DE PROCESOS DE CONFORMADO EN CALIENTE ORIENTADAS A WTHF

Aunque existen diferentes métodos de modelización numérica (Woo, 1964), en la actualidad, la técnica más extendida para la modelización de los procesos de fabricación por conformado es el Método de los Elementos Finitos o *Finite Element Method* (FEM).

Al tratarse de un método numérico, el coste computacional está directamente ligado a la capacidad del equipo de cálculo empleado. Los ordenadores actuales han evolucionado hasta tal medida que, hoy en día, se pueden simular modelos tridimensionales completos (Lei, et al., 2000; Kim, et al., 2002). No obstante, a pesar de la capacidad de los equipos actuales, los cálculos computacionales de algunos modelos pueden resultar costosos. Por ello, todavía a día de hoy, se está trabajando en el desarrollo de diferentes algoritmos que proporcionen un compromiso óptimo entre la precisión y el coste computacional.

La modelización numérica mediante FEM de un proceso de WTHF, y en general de cualquier tipo de proceso de conformado, consta de las siguientes partes:

- Definición del tipo de cálculo y la formulación más apropiada para su resolución.
- Definición de las propiedades del o de los materiales que intervienen en el cálculo.
- Discretización: Selección del tipo de elemento y mallado de la geometrías de los cuerpos que intervienen en el cálculo.
- Definición del tipo de contacto entre los diferentes cuerpos.
- Definición de las condiciones de contorno y de las cargas.
- Lanzamiento del cálculo
- Análisis y validación de los resultados

IV.2.1. Algoritmos de cálculo para la modelización de procesos de WTHF

La modelización numérica de procesos de WTHF se considera un problema de tipo termo-mecánico acoplado, es decir, el campo de las deformaciones y el campo térmico interaccionan. Un claro ejemplo de ello es que mediante los mecanismos de deformación plástica y de fricción se genera calor y, por lo tanto, la formulación se tiene que llevar a cabo de una forma acoplada (Wriggers, 2002).

Para la resolución de ambos campos, históricamente se han empleado dos tipo de formulación: la formulación de tipo implícita y la formulación de tipo explícita (Lundqvist, 2004; Galdos, 2006; Jung, 1998). A la hora de seleccionar el tipo de formulación más apropiado hay que tener en cuenta si se dan o no aspectos de no-linealidad para lo cual un método puede resultar más apropiado que otro. Dichos problemas de no-linealidad suelen ser consecuencia del elevado grado de deformación plástica que se da en este tipo de procesos o pueden venir provocados por las condiciones de contacto. Ambas no-linealidades pueden estar interrelacionadas y las variaciones en una pueden afectar a la otra.

IV.2.1.1. Formulación del campo mecánico

Por lo general, se considera que los procesos de conformado se encuentran dentro del rango quasiestático. Esto es debido a que los efectos inerciales son normalmente reducidos, siendo la energía cinética muy inferior a la energía aportada al sistema así como a la absorbida por el material en forma de deformación plástica.

Teniendo en cuenta esto, mediante la aplicación del principio de los trabajos virtuales se obtiene la ecuación que rige el movimiento de un punto i (Jung, et al., 1995; Lundqvist, 2004):

$$\int_{V_0} \rho \ddot{u}_i \delta u_i dV + \int_{V_0} \sigma_{ij} \delta u_{i,j} dV - \int_{V_0} \rho \beta_i \delta u_i dV - \int_{S_{i_0}} f_i \delta u_i dS = 0 \quad (4.1)$$

donde σ_{ij} es el tensor de tensiones de Cauchy, β es la distribución de fuerzas en el elemento, f son las cargas exteriores a las que es sometida el elemento, ρ es la densidad del material, \ddot{u} es la aceleración nodal, \dot{u} la velocidad nodal, u es el desplazamiento nodal compatible con las condiciones de contorno y S la superficie sometida al contacto.

Al realizarse una discretización espacial con χ elementos y se obtiene la siguiente ecuación:

$$\sum_{\lambda=1}^{\chi} \left\{ \int_{V_m} \rho N^t \ddot{u} dV + \int_{V_m} B^t \sigma dV - \int_{V_m} \rho N^t b dV - \int_{S_i} N^t f dS \right\} = 0 \quad (4.2)$$

donde N es la matriz de interpolación, B es la matriz de deformaciones-desplazamientos y λ es un elemento cualquiera dentro del modelo.

IV.2.1.2. Formulación del campo térmico

Partiendo de la primera y de la segunda ley de la termodinámica (Ziegler, 1977) se define la ecuación diferencial que gobierna la conducción térmica

$$k \left[\frac{1}{R} \cdot \frac{\partial}{\partial R} \left(R \frac{\partial T}{\partial R} \right) + \frac{\partial^2 T}{\partial Z^2} \right] - c\rho \frac{\partial T}{\partial t} + \dot{q} = 0 \quad (4.3)$$

donde k es la conductividad térmica, T la temperatura, c el calor específico, \dot{q} el ratio de generación de calor, t el tiempo y R y Z son la dirección radial y circunferencia en coordenadas cilíndricas.

Las condiciones de contorno para la transferencia de calor se dan según la expresión

$$k \left(\frac{\partial T}{\partial R} l_R + \frac{\partial T}{\partial Z} l_Z \right) + \alpha (T - T_a) = 0 \quad (4.4)$$

donde l_R y l_Z son los cosenos directores de la superficie de contorno en la dirección R y Z , α el coeficiente de transferencia de temperatura y T_a la temperatura del utilaje.

La temperatura en cada elemento T_λ se expresa del siguiente modo, mediante el empleo de la función de interpolación $\{N\}$:

$$T_\lambda = \{N\} \{T\} \quad (4.5)$$

donde $\{T\}$ es el vector nodal de temperatura. De este modo la ecuación diferencial (4.3) se formula como

$$k \left\{ \frac{1}{R} \frac{\partial}{\partial R} \left(R \frac{\partial \{N\} \{T\}}{\partial R} \right) + \frac{\partial^2 \{N\} \{T\}}{\partial Z^2} \right\} - c\rho \frac{\partial \{N\} \{T\}}{\partial Z^2} + \dot{q} = 0 \quad (4.6)$$

Aplicando el método de Galerkin y el teorema de Gauss la ecuación (4.6) se transforma en una ecuación lineal simultánea de la temperatura nodal de los elementos finitos.

IV.2.1.3. Formulación implícita

La formulación implícita es un método que busca el balance estructural para cada instante de tiempo de cálculo. Por lo tanto, la configuración calculada para el instante t se traslada al instante $t+\Delta t$ y se resuelve el equilibrio de las nuevas ecuaciones. Esto supone que el balance estructural estático ha de asegurarse mediante un esquema iterativo para la nueva configuración en el instante $t+\Delta t$. Para ello, los métodos de iteración más empleados son el método de Newton-Raphson y el método de iteración directa, el cual se utiliza habitualmente para determinar el punto inicial para el método de Newton-Raphson, acelerando la convergencia (Esche, et al., 1997). A esta combinación también se le conoce como Método de Newton-Raphson mejorado (Galdos, 2006).

IV.2.1.4. Formulación explícita

En el caso de la formulación explícita, la deformación sufrida por el material se considera quasi-estática, debido a que la ecuación que rige el movimiento sólo se cumple para intervalos de

tiempo Δt concretos. Para estos intervalos de tiempo se obtiene un equilibrio estático y se dispone de las herramientas de cálculo estáticas para el siguiente intervalo.

La formulación explícita resulta especialmente eficiente cuando la matriz de masas es una matriz de tipo diagonal. Esto se puede conseguir mediante el empleo de un escalado de masa o *mass scaling* (Jung, 1998; Lundqvist, 2004). De este modo, mediante el escalado del primer miembro de la ecuación (4.2) se obtiene la siguiente expresión:

$$[M]\{\ddot{u}\} = \{F^{ext}\} - \{F^{int}\} \quad (4.7)$$

donde $\{F^{ext}\}$ es el vector de fuerzas nodales resultantes de las cargas exteriores, $\{F^{int}\}$ es el vector de fuerzas nodales resultantes de las tensiones internas y $[M]$ es la matriz de masas nodales escalada. De este modo, la masa del elemento se encuentra condensada en la diagonal de la matriz.

Por lo tanto, la ecuación de movimiento para un incremento cualquiera Δt_ϕ se integra del siguiente modo:

$$\{\dot{u}_\phi\} = [M_\phi]^{-1} (\{F_\phi^{ext}\} - \{F_\phi^{int}\}) \quad (4.8)$$

$$\{\dot{u}_{\phi+1/2}\} = \{\dot{u}_{\phi-1/2}\} + \Delta t_\phi \{\ddot{u}_\phi\} \quad (4.9)$$

$$\{u_{\phi+1}\} = \{u_\phi\} + \Delta t_{\phi+1/2} \{\dot{u}_{\phi+1/2}\} \quad (4.10)$$

$$\Delta t_{\phi+1/2} = \frac{1}{2} (\Delta t_\phi + \Delta t_{\phi+1}) \quad (4.11)$$

La geometría se actualiza añadiendo los incrementos de desplazamiento nodales a la posición de los nodos de la geometría inicial.

La integración en el tiempo de la formulación explícita es condicionalmente estable. El límite de estabilidad para un incremento de tiempo viene dado aproximadamente por la expresión

$$\Delta t < \Delta t_c = L/C_d \quad (4.12)$$

$$C_d = \sqrt{E/\rho} \quad (4.13)$$

donde Δt_c es, tiempo de incremento crítico, L es la longitud de arista mínima de la malla de elementos finitos, C_d la capacidad de propagación de onda del material y E es el modulo de Young (Hinton, et al., 1976; Surana, 1978; Karlsson & Sorensen, 1991; Nagtegaal, et al., 1991; Lundqvist, 2004). Si el incremento de tiempo no cumple este criterio, los desplazamientos y velocidades se disparan.

IV.2.1.5. Ventajas e inconvenientes del método implícito y del método explícito

Los algoritmos empleados en la formulación implícita son mucho más sofisticados que los correspondientes a la formulación explícita y permiten incrementos de tiempo superiores. Esto es debido a que la mayoría de los incrementos implícitos son incondicionalmente estables, por lo que el incremento de tiempo empleado depende más de la precisión que de la estabilidad del sistema (Lundqvist, 2004). De este modo, dichos algoritmos proporcionan resultados más precisos y por lo tanto resultan más eficientes para la resolución de problemas sencillos bidimensionales que los empleados en el método explícito. Debido a ello, en los últimos años se ha realizado especial esfuerzo en el desarrollo de este tipo de métodos (Wood, et al., 1989; Rebelo, et al., 1989; Dalin, et al., 1989).

A pesar de ello, a la hora de calcular modelos tridimensionales más complejos presentan varios problemas de convergencia en las iteraciones asociados a las no-linealidades generadas por los cambios bruscos en las condiciones de contorno o en la evolución de la deformación en el incremento (Lundqvist, 2004). Esto limita su uso para la resolución de modelos tridimensionales de procesos de conformado donde la alta no-linealidad es patente.

Por el contrario, la formulación explícita no requiere realizar iteraciones por lo que no existen problemas de convergencia. Por ello resulta adecuado para la resolución de problemas de conformado tridimensionales.

A consecuencia de ello, el método de resolución más extendido en la actualidad de cara a la modelización de los procesos de conformado es el método explícito, aunque en los últimos años se está trabajando en la mejora de las formulaciones implícitas para resolver algunas de las limitaciones que presentan (Lundqvist, 2004; Jung, 1998).

IV.2.2. Definición de las propiedades de los materiales

La identificación y determinación de las propiedades de los materiales que intervienen en el cálculo es un aspecto fundamental de cara a la fiabilidad de los resultados, especialmente en lo que respecta al material a deformar. En general, los útiles pueden considerarse cuerpos rígidos y por lo tanto no es necesario definir sus propiedades mecánicas. Las propiedades térmicas se definirán cuando exista intercambio de calor.

Existen dos alternativas a la hora de definir las propiedades del material: la utilización de modelos de comportamiento de material que reflejen en base a unos parámetros el comportamiento de los mismos o el empleo de una base de datos del material caracterizado para dichas condiciones de trabajo.

IV.2.2.1. Base de datos del material caracterizado

Otra alternativa a la hora de definir las propiedades del material es proporcionar de una forma directa los datos de la caracterización realizada en laboratorio. Para ello el método más extendido es la realización de ensayos de tracción uniaxial, de los cuales se obtienen las curvas de comportamiento del material en forma de ficheros de puntos. Dichos ficheros contienen la adquisición de datos de tensión y de deformación en función de la frecuencia de muestreo. Por lo tanto, el software de simulación interpola dichos datos para cada estado del material. Esto significa que cuanto mayor sea la frecuencia de muestreo menor será el error de interpolación y por lo tanto, los resultados serán más precisos.

IV.2.2.2. Modelos de comportamiento de material

Las ecuaciones constitutivas o modelos de comportamiento de material permiten reproducir en base a algunos parámetros el comportamiento del material para unas condiciones de trabajo concretas. Esto permite en muchos casos disponer de la información necesaria en base a parámetros proporcionados por el proveedor o simplificar la caracterización mecánica del material.

Existen infinidad de modelos de comportamiento en función del tipo de material y el rango de condiciones de trabajo en el que se pretenda realizar el cálculo (Gronostajski, 2000). Los modelos de material más utilizados para la modelización de los procesos de conformado convencionales, como son el modelo de Hollomon (Hollomon, 1945) o el modelo de Ludwik (Ludwik, 1909), entre otros, no son válidos para predecir el comportamiento mecánico del material en función de la temperatura y la velocidad de deformación. Para ello, se han desarrollado modelos más complejos que sí tienen en cuenta estos parámetros, como son el modelo de Grosman et al. citado (Gronostajski, 2000), el modelo de Schindler et al. citado en (Gronostajski, 2000) o el modelo de Spittel citado en (Gronostajski, 2000):

- Ecuación de Hollomon et al. (Hollomon, 1945):

$$\sigma_p = C\varepsilon^n \quad (4.14)$$

- Ecuación de Ludwik et al. (Ludwik, 1909):

$$\sigma_p = \sigma_y + C\varepsilon^n \quad (4.15)$$

- Ecuación de Ludwik generalizada por Hartley et al. (Hartley, et al., 1979):

$$\sigma_p = \sigma_y + C(\varepsilon + \varepsilon_0)^n \quad (4.16)$$

- Ecuaciones de Grosman et al. 1996, citado en (Gronostajski, 2000):

$$\sigma_p = C\varepsilon^n \exp(n_1\varepsilon) \dot{\varepsilon}^m \exp(a_1T) \quad (4.17)$$

$$\sigma_p = C\varepsilon^n \exp(n_1\varepsilon) \dot{\varepsilon}^{(m+b_1T)} \exp(a_1T) \quad (4.18)$$

$$\sigma_p = C\varepsilon^{(n+b_2T)} \exp(n_1\varepsilon) \dot{\varepsilon}^{(m+b_1T)} \exp(a_1T) \quad (4.19)$$

- Ecuación de Schindler et al. 1996, citado en (Gronostajski, 2000):

$$\sigma_p = C\varepsilon^n \exp\left(\frac{n_1\varepsilon}{\varepsilon_m}\right) \dot{\varepsilon}^{(m+b_1T)} \exp(a_1T) \quad (4.20)$$

- Ecuaciones de Spittel et al. 1992, citado en (Gronostajski, 2000):

$$\sigma_p = C\varepsilon^n \exp\left(\frac{n_1}{\varepsilon}\right) \dot{\varepsilon}^{(m+b_1T)} \exp(a_1T) \quad (4.21)$$

$$\sigma_p = C\varepsilon^n \exp\left(\frac{n_1}{\varepsilon}\right) \dot{\varepsilon}^{(m+b_1T)} \exp(a_1T) T^a \quad (4.22)$$

donde σ_p es la tensión de fluencia, σ_y es el límite elástico, n es el coeficiente de consolidación, m es el coeficiente de influencia de la velocidad de deformación, ε la deformación en ese instante, ε_0 la deformación inicial, z_1 a deformación teórica, y C , a_1 , b_1 y b_2 son parámetros determinados experimentalmente.

No obstante, el problema que presenta este tipo de ecuaciones es que ninguna de ellas es válida para todos los materiales y condiciones de deformación. Por ello, los diferentes autores han desarrollado modelos de material específicos para los materiales y condiciones de trabajo concretos con los que trabajan. Algunas de ellas son:

- Ecuación de Brand et al. para aleaciones de aluminio en un intervalo de temperatura entre 150-300°C (Brand, et al., 1998):

$$\sigma_{p(T)} = C\varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m T^{\tilde{t}} \quad (4.23)$$

- Ecuación de Brand et al. extendida para la aleación de magnesio AZ31 (Dröder, 1999):

$$\sigma_{p(T)} = C e^{m_1T} \dot{\varepsilon}^{m_2} \varepsilon^{m_3} e^{m_4\varepsilon} \quad (4.24)$$

- Ecuación de Doege et al. para la aleación de magnesio AE21 (Doege, et al., 2001):

$$\sigma_{p(T)} = \sigma_y + \Theta \cdot T \varepsilon^2 \left(\frac{1}{\varepsilon} - \Psi \right) \quad (4.25)$$

donde los coeficientes m_1 , m_2 , m_3 , y m_4 se determinan mediante un análisis de regresión (Dröder, 1999), \tilde{t} es el coeficiente de influencia de la temperatura, Θ es el factor específico de temperatura para la aleación AE21 ($\Theta=1,75$ a 200°C y $\Theta=1,22$ a 225°C) y Ψ es el factor específico del material ($\Psi=2,5$ para la aleación AE21) (Doege, et al., 2001).

A continuación se muestran a modo de ejemplo el grado de aproximación del modelo de Brand para la aleación AZ31 en un rango de temperaturas entre 150-235°C (**figura 4.1**) y la comparativa del modelo de Brand y del modelo de Doege para la aleación AE21 para un rango de temperaturas de entre 200-250°C (**figura 4.2**).

Se puede observar que en el caso de la aleación AE21 la curva del modelo de Doege muestra una mayor correspondencia con la curva real a la obtenida mediante el modelo de Brand cuando se trata de deformaciones elevadas. No obstante, para grados de deformación inferiores el modelo de Brand presenta un mayor grado de aproximación.

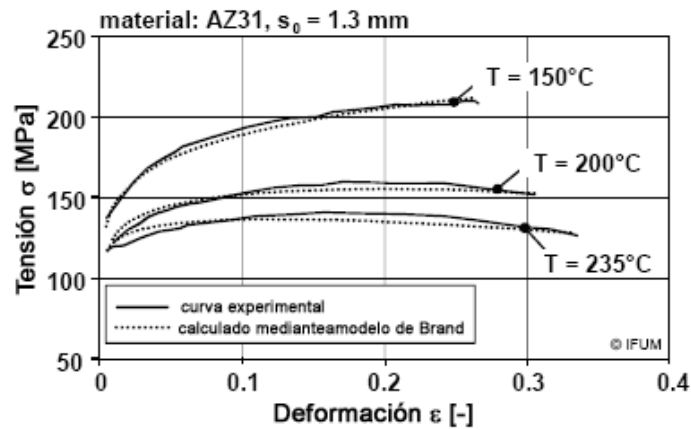


Figura 4.1: Comparación entre las curvas tensión-deformación obtenidas experimentalmente y las calculadas mediante el modelo de Brand para un espesor de 1,3mm y una velocidad de deformación $\dot{\epsilon}=0,004\text{s}^{-1}$ (Dröder, 1999)

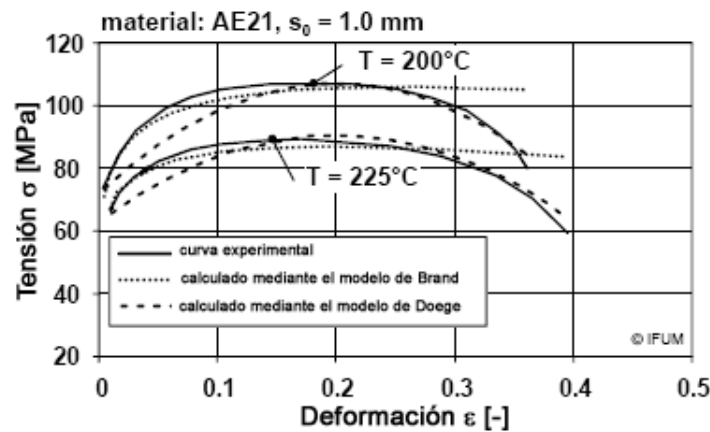


Figura 4.2: Comparación entre la curva tensión-deformación obtenida experimentalmente, la calculada mediante el modelo de Brand y la obtenida mediante el modelo de Doege para el material AE21, espesor 1mm y $\dot{\epsilon}=0,004\text{s}^{-1}$ (Doege, et al., 2001)

IV.2.3. Discretización del modelo geométrico

IV.2.3.1. Tipos de elemento

La discretización del modelo geométrico es un apartado fundamental. Para ello, en primer lugar hay que seleccionar el tipo de elemento más conveniente en función del tipo de problema a resolver y de la geometría de los cuerpos y entidades que intervienen. Con este propósito, los programas de simulación disponen de diferentes tipos de elementos, agrupados en cuatro grandes familias, que presentan características que los hacen más apropiados para unos casos u otros (**figura 4.3**): Elementos sólidos o *continuum elements*, elementos tipo membrana y tipo *Shell*; elementos infinitos y elementos de una sola dimensión en los cuales se incluyen los elementos tipo viga, barra, conectores, etc.; y, finalmente, elementos rígidos tanto analíticos como discretos.

Los elementos dentro de una misma familia comparten características similares. La mayor diferencia entre ellos es la geometría del elemento y el número de nodos de los que se compone. En un mismo cuerpo, se pueden combinar diferentes tipos de elementos de la misma familia, en función de la complejidad geométrica, para la resolución de un mismo problema.

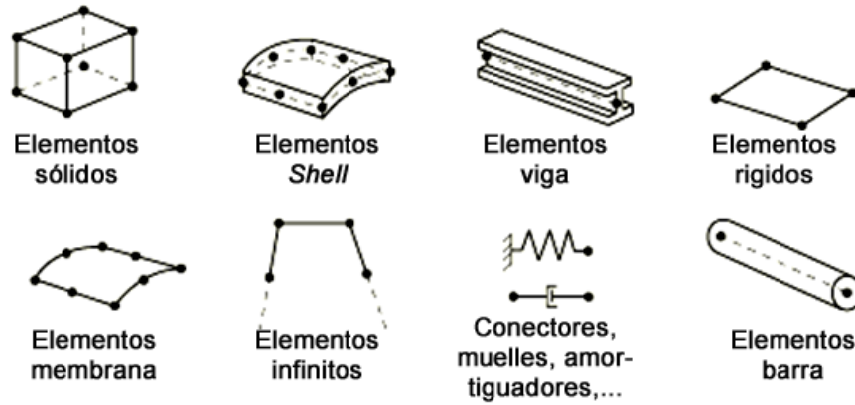


Figura 4.3. Familias de elementos, extraído del manual de ABAQUS (Karlsson & Sorensen, 1991)

Dentro de cada tipo de elemento existen de primer orden de interpolación y de segundo orden de interpolación, en función del número de nodos empleados para componer la misma geometría de elemento. Los elementos que tienen nodos únicamente en los vértices utilizan métodos de interpolación lineal o de primer orden. Por el contrario, los elementos con nodos intermedios en las aristas emplean métodos de interpolación cuadrática y son llamados elementos cuadráticos o elementos de segundo orden. Los elementos triangulares o tetraédricos modificados, utilizan interpolación de segundo orden modificado.

En la **figura 4.4**, creada a partir de datos de (Karlsson & Sorensen, 1991), se muestran como ejemplo diferentes tipos de elementos sólidos y de superficie, así como diferentes órdenes de integración

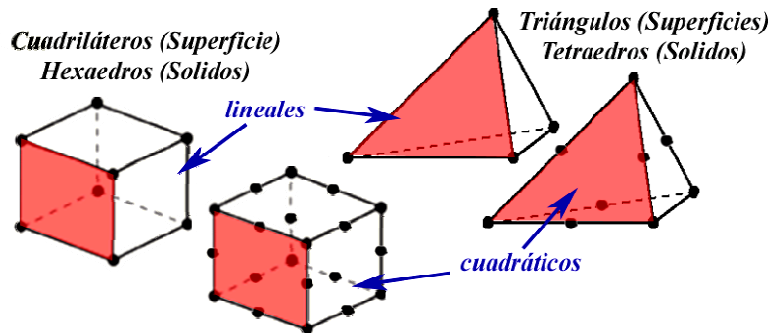


Figura 4.4: Ejemplo de diferentes tipos de elemento dentro de una misma familia y diferentes órdenes de integración. Figura creada a partir de datos de (Karlsson & Sorensen, 1991)

A su vez, los elementos de primer y de segundo orden pueden ser de integración completa o de integración reducida, en función del número de puntos de integración que contengan (**figura 4.5**). Es preciso tener en cuenta que, a pesar de que los elementos de integración reducida presentan ventajas desde el punto de vista de coste computacional, su uso puede resultar problemático en el caso de que los elementos sufran un grado de distorsión elevado o el número de elementos a lo largo del espesor no sea el suficiente.

La formulación empleada para la definición del elemento puede ser de tipo Lagrangiano o de tipo Euleriano. La primera se emplea para la realización de análisis de esfuerzos y los desplazamientos, mientras que la segunda, basada en la teoría Euleriana o espacial, se usa para el análisis de la mecánica de los fluidos.


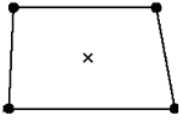
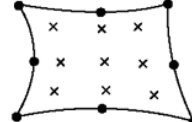
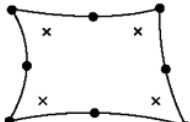
	<i>Integración total</i>	<i>Integración reducida</i>
<i>Primer orden de interpolación</i>		
<i>Segundo orden de interpolación</i>		

Figura 4.5: Ejemplo de elementos *shell* de primer y segundo orden de interpolación, de integración total y reducida (Karlsson & Sorensen, 1991).

IV.2.3.2. Selección del tipo de elemento para la discretización de los procesos de WTHF

El tipo de elemento empleado habitualmente para la discretización 3D de los procesos de conformado de chapa convencionales es el elemento de tipo lámina o *shell*. Este elemento es apropiado para la resolución del campo de las tensiones/deformaciones que se da en este tipo de procesos, ya que el material a deformar suele ser de espesor reducido con respecto a sus dimensiones. No obstante, no permite la resolución del campo térmico y, por lo tanto, no es apropiado para la resolución de problemas termomecánicos que se dan en los procesos de WTHF.

Los elementos empleados para la resolución del campo térmico son los elementos de tipo sólido, ya que permiten calcular la conducción de calor a través del mismo. Estos elementos también permiten la resolución del campo mecánico, por lo que se emplean para la resolución de problemas termomecánicos acoplados.

IV.2.4. Definición del contacto

IV.2.4.1. Definición del contacto mecánico

El contacto mecánico entre dos superficies se puede modelizar de dos modos: contacto de tipo cinemático (sin fricción) y contacto con fricción.

El algoritmo cinemático se basa en un método de predicción-corrección en el que, en una primera fase, se calcula el grado de penetración de la superficie considerada como esclava sobre la superficie considerada como maestra. De este modo, en el caso de que dicha penetración se produzca, se considera que la nueva configuración no es compatible y se aplica una fuerza de contacto en los nodos de la superficie esclava, de modo que los nodos y la superficie maestra quedan en contacto (Wriggers, 2002; Galdos, 2006). Asimismo, La fuerza aplicada en los nodos esclavos se trasmite a la superficie maestra como reacción.

El tipo de contacto con fricción puede resolverse mediante diferentes algoritmos, como pueden ser el algoritmo de los multiplicadores de Lagrange o el algoritmo *Penalty*. De ambos métodos, el algoritmo más empleado en el análisis del contacto mediante elementos finitos es el algoritmo *Penalty*. El método tiene cierta similitud con el algoritmo cinemático y, del mismo modo, se aplica una fuerza de contacto sobre los nodos que penetran en la superficie maestra. Dicha fuerza es proporcional a la distancia penetrada por los nodos. Además, este método tiene en cuenta los deslizamientos relativos presentes entre ambas superficies y permite la utilización de modelos de fricción. El modelo más empleado es el caso del modelo de rozamiento de Coulomb (Wriggers, 2002; Galdos, 2006) .

La **figura 4.6** muestra el esquema del método de corrección de la penetración de la superficie esclava en la superficie maestra (Galdos, 2006).

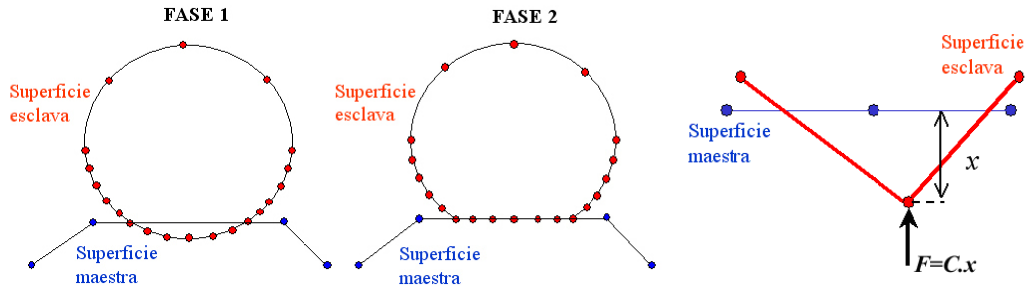


Figura 4.6: Esquema del método de corrección de la penetración de la superficie esclava en la superficie maestra (Galdos, 2006).

IV.2.4.2. Definición del contacto térmico

A la hora de modelizar la evolución del patrón de temperaturas en la zona de contacto entre dos superficies que se encuentran a diferentes temperaturas es necesario calcular el flujo de calor entre ambas superficies. Dicho flujo de calor está directamente ligado al área de contacto real entre ambas superficies ya que las superficies reales no son perfectamente planas y, por lo tanto, el área de contacto se limita al contacto en una serie de puntos **figura 4.7** (Wriggers, 2002).

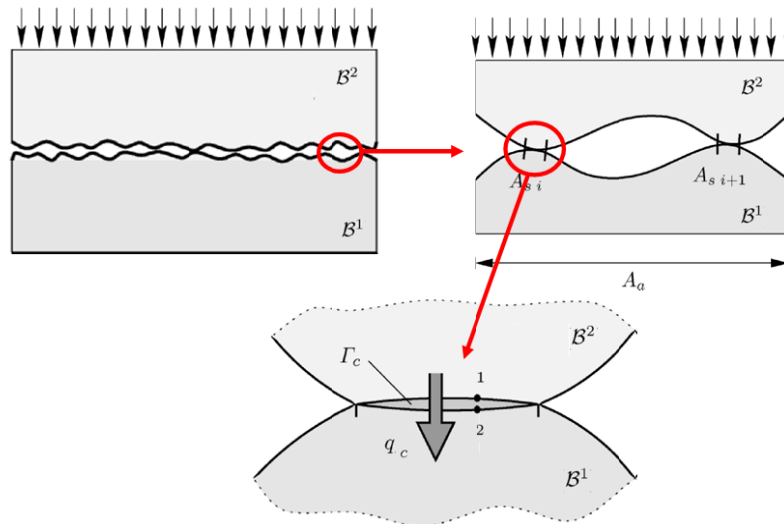


Figura 4.7: Área de transferencia de calor en una superficie real (Wriggers, 2002).

Una posible solución puede ser considerar la superficie uniforme e introducir un coeficiente de conducción en función de la presión de contacto k_p la cual se puede definir como

$$k_p = k_c \left(\frac{\sigma}{H} \right)^\xi \quad (4.26)$$

donde k_c es la conductividad térmica en el punto de contacto, H la dureza del material, σ la tensión a compresión del material en la zona de contacto y ξ un exponente positivo el cual se ha de determinar experimentalmente. Por lo tanto, la conducción de calor en la superficie se puede expresar como

$$q_c = k_p (T_1 - T_2) \quad (4.27)$$

donde q_c es el flujo de calor entre las dos superficies y T_1 y T_2 son las temperaturas en el área de contacto del cuerpo B^1 y del cuerpo B^2 . Por lo tanto, partiendo de la ecuación constitutiva de la transferencia de calor

$$q = k \frac{dT}{dx} \quad (4.28)$$

donde k es el coeficiente de conducción térmica de la ley de Fourier y x la dirección de contacto, se puede obtener la distribución de la temperatura a lo largo de dicha dirección mediante la expresión

$$T(x) = \int \frac{k_p}{k} (T_2 - T_1) dx + C \quad (4.29)$$

IV.2.4.3. Resolución de los contactos mecánico y térmico

Estos dos campos, el campo mecánico y el campo térmico, se han resuelto tradicionalmente de forma acoplada mediante el empleo de esquemas monolíticos. No obstante, en problemas tridimensionales supone el empleo de un número de variables muy elevado, lo cual no resulta muy eficiente. Por lo tanto, para este tipo de casos, se han desarrollado otro tipo de estrategias como son las estrategias de cálculo escalonado, donde las diferentes variables se calculan de forma separada para un determinado instante de tiempo de cálculo (Wriggers, 2002). Algunas de estas estrategias de cálculo escalonado son las formuladas por Argyris y Doltsinis (1981), Miehe (1988), Doltsinis (1990), Simo y Miehe (1992), Agelet de Saracibar (1998) o Lewis y Schrefler (2000) citados en (Wriggers, 2002).

IV.2.4.4. Discretización del contacto

En cuanto a la discretización del contacto, se emplean básicamente dos métodos: el método *node-to-node* y el método *node-to-segment*. El primer método se emplea para formulaciones sin fricción con deformaciones reducidas, donde el problema se puede considerar lineal. El segundo caso es más apropiado para problemas no lineales como son los procesos de conformado donde se incluye la fricción y se dan desplazamientos y deformaciones elevadas (Wriggers, 2002).

IV.2.5. Definición de las condiciones de contorno y de las cargas

La correcta definición de las condiciones de contorno y de las cargas es una parte esencial para la satisfactoria modelización de los procesos de WTHF. Para ello es indispensable tener bien definidas las etapas de proceso así como las estrategias de control de las diferentes variables de proceso.

Las condiciones de contorno y cargas que es preciso definir son:

- **Condiciones de temperatura iniciales:** La modelización del proceso se realiza para las condiciones en régimen estacionario. En el caso de los procesos de WTHF este estado corresponde al momento en que los útiles y el tubo ya han sido calentados. Por lo tanto, es necesario definir el patrón de temperaturas al inicio del proceso, tanto de los útiles como del tubo.
- **Definición de los elementos móviles y de las restricciones de movimientos:** En función de las etapas del proceso se definirán los útiles que se mantienen en posición fija, el movimiento de los útiles que se desplazan y el movimiento de los extremos del tubo en función de la alimentación axial que se le esté proporcionando.
- **Definición de la curva de presión interna:** Tal y como se ha explicado en el *Capítulo III*, la estrategia de control más empleada en los procesos de THF convencionales es la de control de presión. Para la modelización de dicha estrategia, se define una presión uniforme a lo largo de la superficie interior del tubo, cuya magnitud varía en el tiempo acorde con la curva de presión que se quiera simular. No obstante, como ya se ha explicado, a la hora de conformar mediante esta tecnología aleaciones de magnesio en caliente, es recomendable el empleo de estrategias de control de caudal. La modelización de dicha estrategia resulta complicada ya que

supone la modelización del fluido que presuriza el tubo, lo cual, unido al problema termomecánico dispara el coste computacional (Novotny, et al., 2003).

IV.2.6. Lanzamiento del cálculo

De cara a la simulación de los procesos de conformado de chapa convencionales, existe gran variedad de programas específicos como son *PAM-STAMP*TM y *PAM-TUBE*TM, *AUTOFORM*TM, *FASTFORM*TM y *STAMPAK*TM. Estos programas presentan una interfaz sencilla que facilita al usuario la realización de cálculos sin necesidad de tener conocimientos profundos sobre elementos finitos. Por ello su uso está muy extendido en la industria. No obstante, dichos programas son poco flexibles y no están preparados para la modelización de los procesos de WTHF. Para este propósito es necesario acudir a programas más genéricos como pueden ser *MARC*TM, *DEFORM*TM, *ABAQUS*TM, *ANSYS*TM, *LS-DYNA*TM o *RADIOSS*TM.

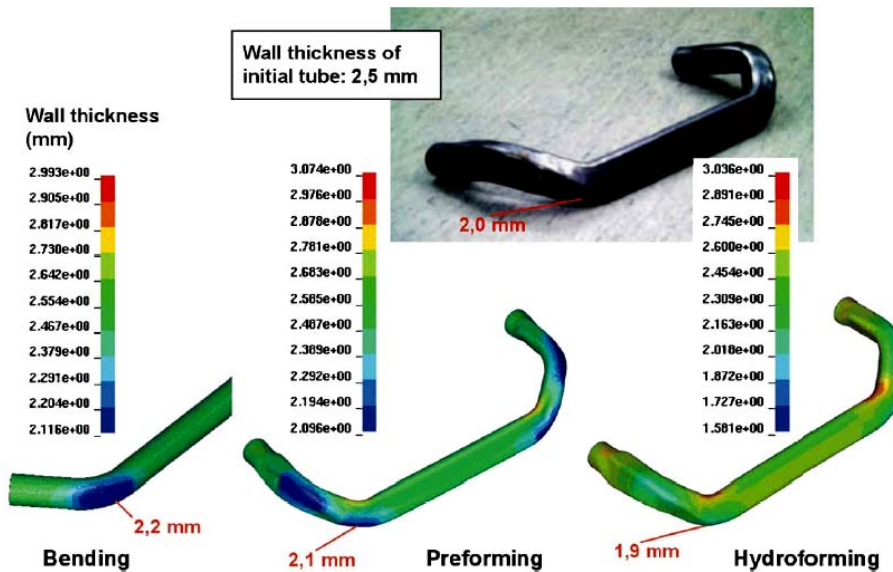


Figura 4.8: Ejemplo de simulación FEM de una pieza de hidroconformado de tubo convencional (Dohmann, et al., 2004)

IV.2.7. Análisis y validación de los resultados: criterios de fallo

Una vez finalizado el cálculo, se procede al análisis de los resultados obtenidos en la simulación. Dentro de los procesos de conformado de chapa cobran especial interés además de la verificación de la geometría, el análisis de posibles problemas de rotura y la verificación de la distribución de espesores.

El criterio más extendido para analizar posibles problemas de rotura en la pieza en los procesos de conformado de chapa convencionales tanto es el Diagrama Límite de Conformado o *Forming Limit Diagram* (en adelante FLD) aunque también se pueden emplear criterios de fractura dúctil o criterios de adelgazamiento:

- **Empleo del FLD:** El diagrama FLD permite identificar posibles problema de rotura mediante la comparación en un mapa de deformaciones del estado de deformación de cada elemento de la pieza con respecto a la Curva Límite de Conformado o *Forming Limit Curve* (en adelante FLC) del material, el cual se obtiene de forma experimental.

A pesar de que el empleo de dicho criterio de rotura es muy extendido para dichos procesos, el empleo de este criterio para el análisis de la rotura en los procesos de WTHF resulta complicado ya que es necesario obtener de forma experimental las curvas FLC para cada temperatura y velocidad de deformación dentro del rango de trabajo del material durante su conformado.

- **Empleo de criterios de fractura dúctil:** Los criterios de fractura dúctil analizan el grado de daño acumulado en el elemento basándose en la historia de carga y la deformación que sufre dicho elemento (Vallellano, et al., 2005). Existen numerosas formulaciones para predecir la rotura del material. Algunos de los más empleados son el criterio de Cockcroft (Cockcroft, et al., 1968), el criterio de Oyane (Oyane, et al., 1985) o el criterio de daño de Lemaitre (Lemaitre, 1985):

- Criterio de Cockcroft (Cockcroft, et al., 1968):

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \sigma_{\max} d\bar{\epsilon} = C_C \quad (4.30)$$

- Criterio de Oyane (Oyane, et al., 1985):

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \left(1 + A \frac{\sigma_h}{\bar{\sigma}} \right) d\bar{\epsilon} = C_O, \quad A = 3 \quad (4.31)$$

- Criterio de Lemaitre (Lemaitre, 1985):

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \bar{\sigma} \sqrt{\frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left(\frac{\sigma_h}{\bar{\sigma}} \right)^2} d\bar{\epsilon} = C_L \quad (4.32)$$

donde σ_{\max} es la tensión máxima de fallo, σ_k es la tensión hidrostática, $\bar{\sigma}$ es la tensión equivalente, $\bar{\epsilon}$ es la deformación equivalente, $\bar{\epsilon}_f$ la deformación equivalente de fallo y C_C , C_O y C_L son las constantes de fallo del material obtenidas experimentalmente por la formulación de Cockcroft, de Oyane y de Lemaitre respectivamente. El cálculo de dichas constantes puede realizarse mediante ensayos de tracción uniaxial o mediante simulación inversa del proceso.

Las dos principales problemáticas que presenta el empleo este tipo de criterios de cara a la predicción del fallo en los procesos de WTHF de aleaciones de magnesio son la necesidad determinar el valor de las constantes de fallo del material para cada temperatura y velocidad de deformación, definiendo una función del tipo $C_i(T, \dot{\epsilon})$ y la dificultad de implementar dichos criterios en los programas de simulación FEM.

- **Empleo de criterios de adelgazamiento:** Se trata de un criterio extendido especialmente en la industria, donde en función de las especificaciones de la pieza se establece un criterio de adelgazamiento máximo, habitualmente más restrictivo que los criterios de rotura.

IV.3. DESARROLLO DE UNA METODOLOGÍA PARA EL DISEÑO DE PROCESOS DE WTHF

Durante la fase de diseño del proceso de fabricación de un componente o pieza suele ser necesario realizar numerosas iteraciones en la geometría de la misma, de los útiles, de las condiciones y variables de proceso, etc. Por lo tanto, el coste computacional de los modelos numéricos empleados es determinante a la hora de agilizar dicha fase de diseño.

De cara al diseño de los procesos de WTHF de piezas y componentes en aleaciones de magnesio es necesario tener en cuenta que el coste computacional para la resolución de este tipo de problemas es muy elevado debido a que:

- La mayoría de las piezas fabricadas mediante la tecnología de hidroconformado son geometrías tridimensionales no uniformes y es necesario modelizarlos en 3D. Por lo tanto, para evitar problemas de convergencia ligados a la alta no-linealidad tanto en el contacto como en las deformaciones, es aconsejable el empleo de la formulación explícita.

- Al tratarse de un problema termomecánico acoplado, es necesario el empleo de elementos de tipo sólido, y los algoritmos empleados tanto para la modelización del contacto como para la resolución matemática son complejos.
- En los casos en los que se desee emplear estrategias de control de caudal es necesario la modelización del fluido, lo cual supone un coste computacional añadido.

Por lo tanto, con el propósito de agilizar en la medida de lo posible dicha fase de diseño se ha desarrollado una metodología de diseño de los procesos de WTHF, la cual se refleja en la figura 4.9.

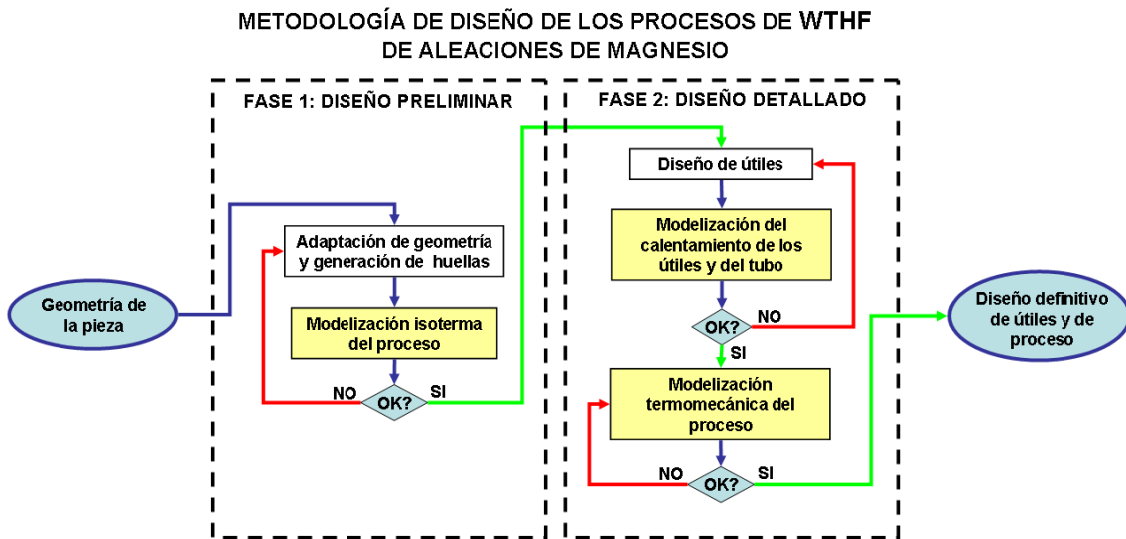


Figura 4.9: Esquema de la metodología desarrollada para agilizar la fase de diseño de los procesos de WTHF

IV.3.1. FASE 1: Diseño preliminar

En esta primera fase, se parte de la geometría de la pieza final para llevar a cabo una primera definición del proceso de fabricación así como de las geometrías de las huellas de los moldes. Para ello, suele ser necesario realizar numerosas iteraciones de diseño basadas en los resultados de la simulación numérica. Por ello, se cree conveniente el uso de modelos isotermos que, aunque presentan una menor precisión que los modelos termomecánicos acoplados, permiten obtener resultados orientativos con un coste computacional muy reducido, agilizando esta primera fase.

Las simulaciones isotermas de los procesos de WTHF son muy similares desde el punto de vista numérico a las simulaciones de los procesos de THF convencionales. En ellas, se supone que la temperatura tanto en los útiles como en el tubo se mantiene constante por lo que no existe transferencia de calor. Esto proporciona una serie de ventajas desde el punto de vista computacional:

- Los algoritmos de contacto y de resolución son más sencillos ya que únicamente interviene el campo mecánico.
- Es posible trabajar con superficies, lo cual permite el empleo de elementos de tipo *shell* y reduce de forma considerable el número total de elementos del modelo. Además, esto facilita el control del tamaño mínimo de elemento, principal limitante del incremento de tiempo máximo en el cálculo.
- Las propiedades del material se definen únicamente para la temperatura de trabajo seleccionada.

IV.3.2. FASE 2: Diseño detallado

Una vez realizado el diseño preliminar, se procede a realizar el diseño detallado tanto de los útiles como del proceso.

Para ello, en primer lugar se realiza el diseño de los útiles incluyendo los canales de calentamiento (en el caso de que se calienten mediante fluido) o los alojamientos de los cartuchos (en el caso de que se caliente mediante resistencias). Se modeliza el calentamiento de los útiles y se comparan los resultados del cálculo en lo que respecta a distribución de temperaturas con la distribución deseada. En esta etapa se realizan las iteraciones de diseño necesarias hasta lograr el patrón deseado.

A continuación, se realiza la simulación termomecánica acoplada del proceso de WTHF. A pesar del elevado coste computacional de este tipo de cálculo, el número de iteraciones a realizar se minimiza ya que la mayor parte de las mismas ya han sido realizadas mediante el modelo isoterma, de coste computacional reducido.

IV.3.2.1. Simulación térmica del calentamiento de los útiles y del tubo

La realización de las simulaciones del calentamiento térmico de los útiles y del tubo presenta la ventaja de que sólo es necesario resolver el campo térmico para su resolución. Por lo tanto, no están presentes las no-linealidades originadas por los fenómenos de contacto y por las elevadas deformaciones plásticas típicas de los problemas mecánicos. Ello permite el empleo de formulación implícita, lo cual obtener resultados precisos con un coste computacional muy reducido, siempre y cuando la definición del modelo haya sido la adecuada.

IV.3.2.2. Simulación termomecánica acoplada del proceso de WTHF

A pesar de que los modelos isotermos permiten obtener resultados válidos en la fase de diseño del proceso y de los útiles aligerando las iteraciones, el elevado número de hipótesis y fenómenos de los que se prescinde hacen que su grado de aproximación no sea suficiente de cara a la definición de un proceso real. Por ello, de cara a la definición detallada del proceso, es necesario la realización de algunas simulaciones termomecánicas, en los que si se incluyen los fenómenos originados por la transferencia térmica, que permitan obtener resultados más precisos.

IV.3.3. Modelización de la estrategia de control de caudal

Como ya se ha explicado en el *Capítulo III*, uno de los puntos críticos de cara a evitar la rotura prematura de la pieza a consecuencia del fenómeno de *softening* es el control de la velocidad de deformación. El control directo de dicha variable es una tarea complicada ya que depende de numerosas variables. No obstante, una alternativa para realizar dicho control de forma indirecta es mediante el empleo de estrategias de control caudal.

La implementación de dicha estrategia tanto en los modelos isotermos como en los modelos termomecánicos es la modelización de estrategias de control de caudal supone, tal y como se ha visto en la revisión bibliográfica, la modelización del fluido que presuriza el tubo y supone un coste computacional añadido. Por ello, se ha desarrollado una nueva estrategia para la modelización del control del caudal, basada en la modelización de la cavidad del fluido (Karlsson & Sorensen, 1991).

La modelización de la cavidad de fluido es una técnica que se ha empleado para la modelización del inflado de los *air bags* de los automóviles ante un impacto. La técnica consiste en representar una cavidad en condiciones hidrostáticas mediante el acoplamiento de la "deformación" del fluido y la presión generada en la superficie de la cavidad. De este modo, el

volumen del fluido viene dado en función de la presión del fluido p , la temperatura T , y la masa m .

$$\bar{V} = \bar{V}(p, T, m) \tag{4. 33}$$

El problema se puede plantear para fluidos incompresibles, como es el caso de los fluidos hidráulicos, o para fluidos compresibles, como es el caso de los fluidos neumáticos.

El volumen de la cavidad V y el volumen obtenido en función de la presión y de la temperatura han de ser iguales

$$V - \bar{V} = 0 \tag{4. 34}$$

y el trabajo virtual realizado por la presión de la cavidad se expresa como

$$\delta\Pi^* = \delta\Pi - p\delta V - \delta p(V - \bar{V}) \tag{4. 35}$$

donde $\delta\Pi^*$ es la expresión del trabajo virtual incrementado y $\delta\Pi$ es la expresión del trabajo virtual de la estructura sin tener en cuenta la cavidad.

En el caso en el que se añade o reduce fluido a la cavidad, la variación de volumen del fluido suponiendo una temperatura constante es

$$\Delta\bar{V}(p, T) = \frac{\Delta m}{\rho(p, T)} \tag{4. 36}$$

Para la discretización de la cavidad del fluido se emplean elementos de superficie que cubren el contorno de la cavidad del fluido (**figura 4.11**). No obstante, desde el punto de vista computacional dichos elementos generan un volumen de forma piramidal con respecto a un nodo de referencia de la cavidad (**figura 4.10**).

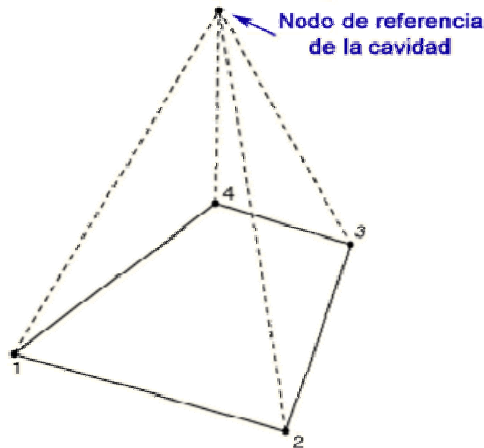


Figura 4.10: Elemento de fluido hidrostático (Karlsson & Sorensen, 1991)

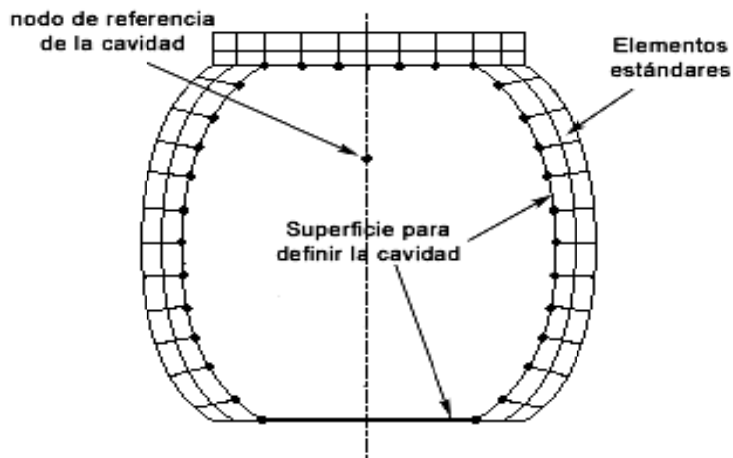


Figura 4.11: Ejemplo de modelización de la cavidad de un depósito (Karlsson & Sorensen, 1991)

IV.4 DISEÑO DEL PROCESO DE WTHF DE LA PIEZA DEMOSTRADOR

La realización del diseño del proceso de WTHF del prototipo demostrador parte de las etapas de proceso especificadas en el *Capítulo III*: etapa de calentamiento y posterior etapa de hidroconformado. Tal y como se ha especificado en dicho capítulo, la etapa de calentamiento se lleva a cabo en la propia estación de WTHF donde tanto el molde como el tubo se calientan mediante la circulación de fluido atemperado. Dicho proceso se ha diseñado de acuerdo con la metodología desarrollada en el apartado anterior. Por lo tanto, en la FASE 1 se ha realizado el diseño preliminar del proceso y de los útiles mediante el empleo de modelos isotermos y, a continuación, en la FASE 2, se ha llevado a cabo el diseño detallado tanto de los útiles como del proceso. De este modo, se han obtenido los diseños definitivos de los útiles así como las variables de proceso teóricos para facilitar la posterior puesta a punto del proceso.

Para llevar a cabo la modelización numérica se ha seleccionado el programa ABAQUS™. Dicho programa es de tipo genérico y proporciona gran flexibilidad en cuanto a la posibilidad de emplear diferentes tipos de formulación (implícita/explicita), la resolución de los campos mecánico y térmico de forma independiente o de forma acoplada, la posibilidad de introducir modelos de material propios o la de introducir directamente los datos obtenidos a partir de los ensayos tracción, en forma de tablas, etc.

IV.4.1. FASE 1: Diseño Preliminar

IV.4.1.1. Adaptación de la geometría

A partir de la geometría de pieza definida en el *Capítulo III* se han definido las zonas de guiado, las de alimentación de material y las de transición entre la zona de alimentación y la pieza, tal y como se muestra en el esquema de la **figura 4.12**. Dichas zonas, así como los parámetros de proceso, se han ajustado en sucesivas iteraciones de diseño de acuerdo con los resultados de las simulaciones isotermas de proceso.



Figura 4.12: Esquema del diseño de las zona de guiado, las zona de alimentación y las zonas de transición.

IV.4.1.2. Modelización isoterma del proceso

▪ Generación del modelo isoterma

Se ha generado un modelo isoterma del proceso de WTHF de la pieza para una temperatura nominal de conformado de 200°C, definida en el *Capítulo II* como temperatura óptima para la aleación ZM21. El modelo se ha definido del siguiente modo:

- **Formulación empleada:** El modelo isoterma parte del supuesto de que no se produce transferencia de calor y, por lo tanto, sólo requiere de la resolución del campo mecánico. Como ya se ha visto, dicho campo genera problemas de no-linealidad para la modelización de los procesos de conformado y por lo tanto se ha seleccionado una formulación de tipo explícita para su resolución. Con el objetivo de acelerar el cálculo se han empleado las técnicas de escalado de masa o *Mass Scaling* y de escalado de tiempo o *Time Scaling*. El escalado de

masa aplicado es de 150 y el tiempo de proceso se ha escalado en la proporción $T_{modelo} = 1,6 \cdot 10^{-6} \cdot T_{real}$, donde T_{real} es el tiempo del proceso real y T_{modelo} es el tiempo de proceso del modelo.

- Definición de las propiedades del material:** En dicho apartado se han definido las propiedades de los útiles, del fluido y del material del tubo de partida. Para la resolución del campo mecánico, los útiles se han considerado rígidos. En cuanto al fluido, las propiedades del aceite térmico emplead, DYNALENE-600, se han introducido en el modelo mediante el comando *FLUID BEHAVIOR dentro del comando *FLUID CAVITY. Finalmente, se han definido, las propiedades del tubo de aleación ZM21 para la temperatura de trabajo de 200°C.

Las propiedades del fluido necesarias para la resolución del campo mecánico se detallan en la **tabla 4.1**.

Tabla 4.1: Propiedades del fluido DYNALENE-600 empelado en el proceso de WTHF para la resolución del campo mecánico

PROPIEDADES DEL FLUIDO A 200°C PARA LA RESOLUCIÓN DEL CAMPO MECÁNICO			
Nombre comercial	Densidad [g/cm³]	Modulo de volumen [MPa]	Coficiente de expansión [10³/K]
DYNALENE-600	1,044 · 10 ⁻⁶	193	0,776

El método seleccionado para introducir en el modelo dichas propiedades ha sido mediante los ficheros de puntos que definen las curvas del material obtenidas en la caracterización uniaxial recogida en el *Capítulo II* (**figura 4.13**). La razón por la cual se ha seleccionado este método es debido a las limitaciones que presentan los modelos de material existentes a la hora de reproducir el comportamiento mecánico de las aleaciones de magnesio.

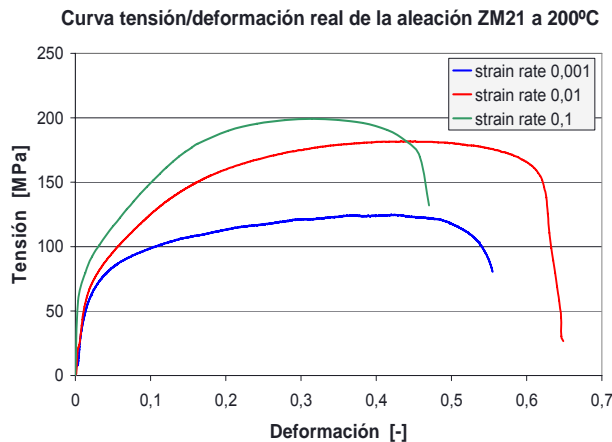


Figura 4.13: Propiedades mecánicas de la aleación ZM21 a 200°C

- Discretización:** Debido a que únicamente se requiere de la resolución del campo mecánico, el tipo de elemento seleccionado es de tipo lámina o *Shell*. Para la discretización del tubo se han empleado elementos *Shell* cuadriláteros, de primer orden de interpolación y de integración reducida (S4R). Para la discretización de la huella de los moldes se ha empleado el mismo tipo de elemento, no obstante, debido a la complejidad de la geometría ha sido necesario emplear elementos triangulares (S3R) en determinadas zonas. Para la modelización del control de caudal se ha definido una superficie que envuelve la cavidad inicial del fluido dentro del tubo. Dicha cavidad llena de fluido se ha discretizado mediante el empleo de elementos de fluido hidrostático (F3D4) La **figura 4.14** muestra la discretización realizada tanto para el tubo como para los útiles.

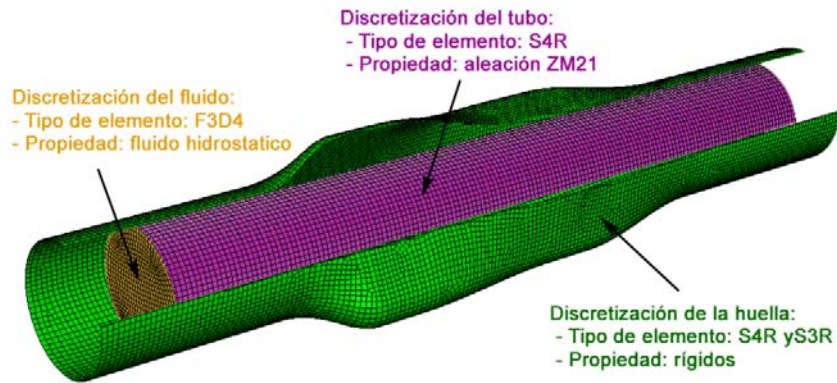


Figura 4.14: Discretización de la huella del molde, del tubo y de la cavidad del fluido

- **Definición del tipo de contacto:** El tipo de contacto definido entre la superficie del tubo y la superficie de los útiles es de tipo mecánico. En él se incluye la influencia de la fricción mediante la formulación *penalty* para el modelo de rozamiento de Coulomb. La **tabla 4.2** muestra las propiedades de contacto definidas.

Tabla 4.2: Definición del tipo de contacto

CONTACTO MECÁNICO		
Dirección	Tipo	Comando en ABAQUS
Normal	Contacto rígido	“Hard” Contact
Tangencial	Formulación Penalty	Penalty
	Modelo de Culomb uniforme en toda la superficie	Isotropic Friccion Coeff: 0.05

- **Definición de las cargas y condiciones de contorno:** Como ya se ha definido en el *Capítulo III*, las variables del proceso de WTHF para una estrategia de control de caudal son la temperatura (que no se considera en el modelo isoterma), el caudal y la alimentación axial. El caudal se ha definido como una variación de volumen impuesta a la cavidad que contiene el fluido y se establece mediante el comando *FLUID EXCHANGE. La alimentación axial se ha definido como un desplazamiento variable en función del tiempo de los extremos del tubo en la dirección axial de alimentación y presenta valores diferentes en cada extremo. De este modo, en las sucesivas iteraciones realizadas en la fase del diseño preliminar se ha actuado sobre dichas tres variables.

La **figura 4.15** recoge las variables de proceso empleadas en la última iteración.

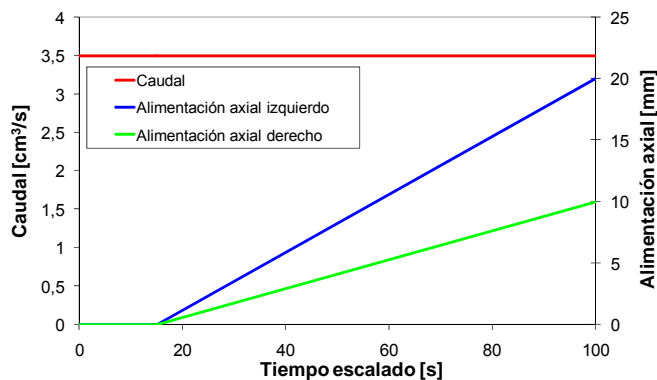


Figura 4.15: Variables de proceso empleadas en la última iteración

▪ **Análisis y validación de resultados**

A la hora de analizar y validar los resultados se han descartado como criterios de rotura tanto el FLD como los criterios de fractura dúctil. Esto es debido a la complejidad que supone tanto la obtención de FLDs para diferentes temperaturas y velocidades de deformación, lo cual exige instalaciones específicas para tal propósito, como el empleo de criterios de fractura para lo cual es necesario el cálculo de los coeficientes así como la implementación de los modelos mediante la programación de subrutinas.

Por lo tanto, se han empleado como criterios de validación el análisis de la deformación equivalente máxima y el adelgazamiento máximo. Para ello, se ha analizado el mapa de deformaciones y comparado con la deformación máxima equivalente admisible de 0,5. Asimismo, se ha establecido un criterio de adelgazamiento máximo del 27,5%. Ambos valores son los correspondientes a los ensayos de tracción, fuera de la zona de estricción, a una temperatura de 200°C y una velocidad de deformación de $0,1s^{-1}$.

La **figura 4.16**, la **figura 4.17**, la **figura 4.18** y la **figura 4.19** muestran respectivamente la distribución del patrón de deformaciones equivalentes en la superficie de la pieza, el mapa de deformaciones con respecto a la curva de deformación equivalente límite, la distribución de espesores a lo largo de la pieza y el mapa de espesores con respecto a la deformación equivalente.

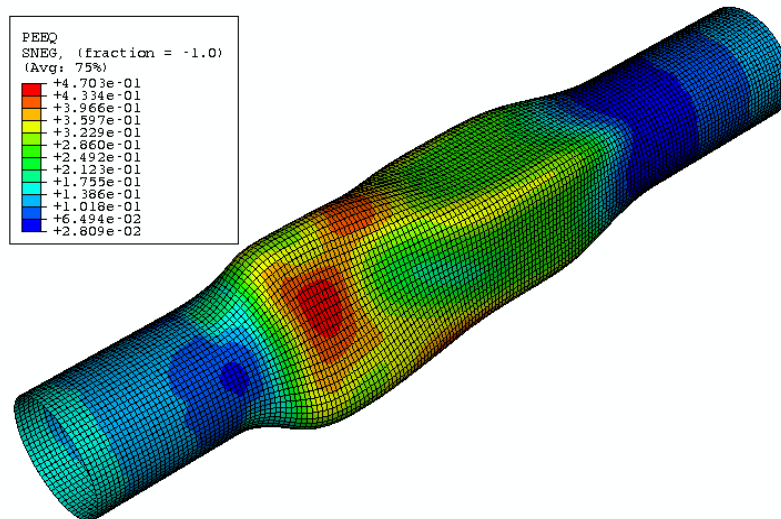


Figura 4.16: Distribución del grado de deformación equivalente en la superficie de la pieza hidroconformada a 200°C

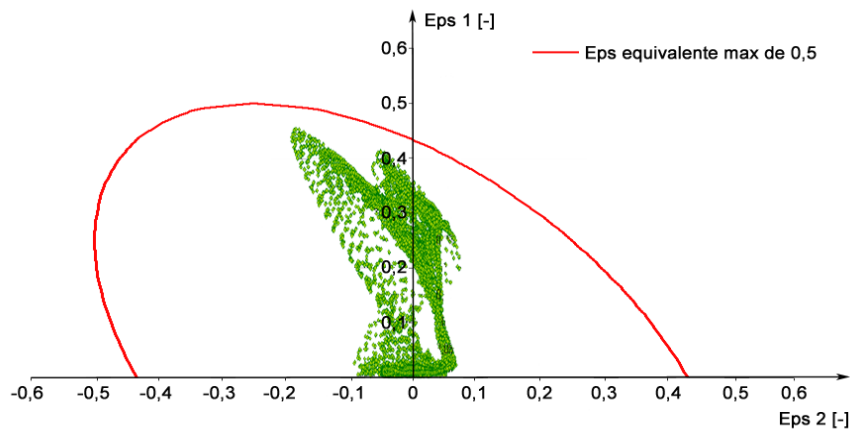


Figura 4.17: Diagrama de deformaciones equivalentes de la pieza

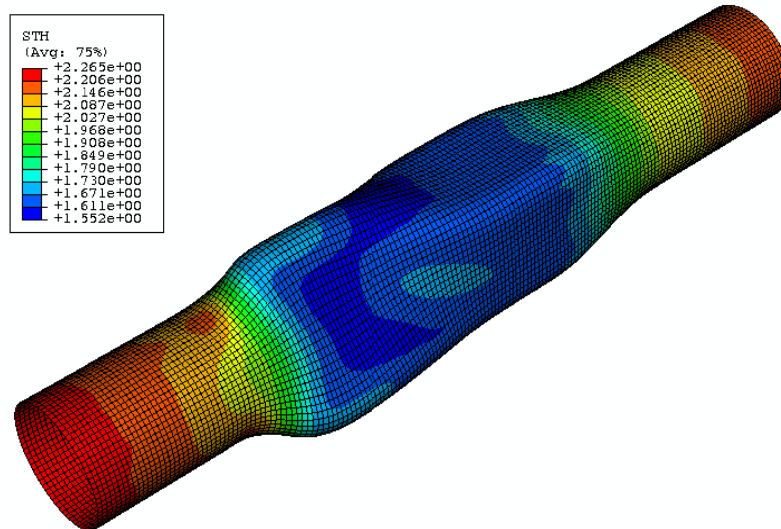


Figura 4.18: Distribución de espesores en la pieza hidroconformada a 200°C

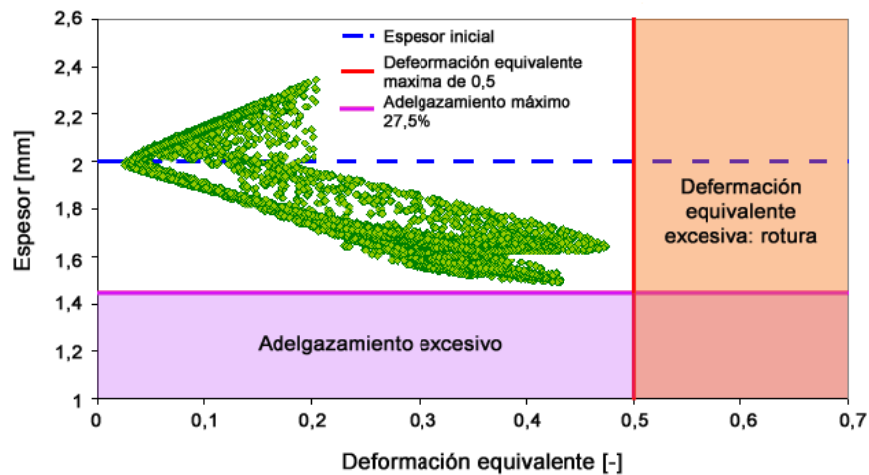


Figura 4.19: Mapa de espesores con respecto a la deformación equivalente

En dichas figuras se observa que la pieza sufre una deformación equivalente elevada de aproximadamente $\epsilon_{eq, max} = 0,47$ y un adelgazamiento considerable de aproximadamente el 22,5%. No obstante, dichos valores se encuentran dentro de los límites establecidos, por lo que se considera que el diseño preliminar del proceso así como de los útiles es válido.

En la resolución del modelo isoterma se ha empleado un incremento de tiempo medio $\Delta t = 7,792 \cdot 10^{-7}$ s con un tiempo de cálculo por de 0h:30min para cada iteración de diseño.

IV.4.2. FASE 2: Diseño Detallado

VI.4.2.1. Diseño de los moldes

El diseño de los moldes y útiles se ha realizado partiendo de las geometrías de las huellas obtenidas en el diseño preliminar. Dichos moldes y útiles son los responsables de calentar el tubo en primer lugar y de definir la forma que el tubo adoptará en la fase de hidroconformado. Para ello el molde se ha dividido en tres zonas, tal y como se muestra en la **figura 4.20**: una zona central en la cual se da la fase de expansión y dos zonas laterales de guiado y alimentación.

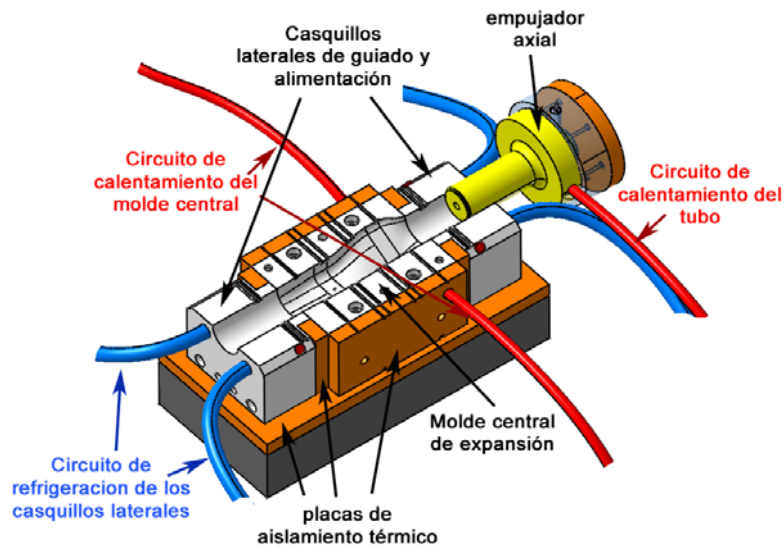


Figura 4.20: Diseño de los moldes para WTHF de la pieza prototipo

El molde central, donde se da la expansión del tubo adoptando la forma final de la pieza, se calienta mediante circulación de fluido atemperado. El empleo de fluido para dicha labor permite asegurar una mayor homogeneidad en la distribución de temperaturas en comparación con otras técnicas de calentamiento, como puede ser el empleo de resistencias de cartucho (ampliamente utilizado en otras aplicaciones). Para proporcionar un patrón de temperaturas lo más uniforme posible resulta vital el correcto diseño de los canales:

- La configuración y recorrido de los canales ha de ser lo más cercana a la huella posible para minimizar los gradientes de temperatura.
- La sección de los canales ha de proporcionar al fluido la velocidad suficiente para evitar la pérdida excesiva de temperatura entre la entrada y la salida del molde. Ello podría ocasionar diferencias en el patrón de temperaturas entre unas zonas y otras.

Por el contrario, los casquillos de guiado y alimentación son refrigerados mediante un sistema de circulación de agua a una temperatura aproximada de 15°C. De este modo, se facilita el empuje de material a la zona de expansión durante el proceso de WTHF. Del mismo modo que en el molde central, los canales de refrigeración se han diseñado para disipar el suficiente calor que permita obtener la temperatura deseada en los extremos del tubo.

Para minimizar pérdidas de calor, el molde central se encuentra aislado tanto del contacto con los casquillos laterales, exceptuando en la zona de continuidad de la huella, como del exterior. Dicho aislamiento se realiza mediante placas de mica.

Para realizar el calentamiento del tubo, éste se introduce en primer lugar en la cavidad del molde. A continuación, se realiza el sellado de los extremos del tubo mediante los empujadores axiales y se procede al llenado del tubo mediante fluido atemperado. Se mantiene la circulación de dicho fluido atemperado hasta lograr la homogenización del patrón de temperaturas del tubo en la zona de expansión.

Dicho diseño se ha verificado mediante un modelo térmico de calentamiento tanto de los moldes como de del tubo y se han realizado iteraciones de diseño hasta lograr el patrón deseado. Para ello se ha tenido en cuenta que el molde diseñado ha de trabajar en la instalación piloto para WTHF, cuyo diseño, puesta a punto y verificación se recogen en el siguiente capítulo, *Capítulo V*. Dicha instalación es capaz de trabajar a una temperatura nominal máxima de 250°C.

Por lo tanto, a pesar de que la temperatura óptima para el conformado de la aleación ZM21 es de 200°C, el diseño de los útiles se ha llevado a cabo para la temperatura de trabajo máxima de 250°C. Dicha temperatura de trabajo es la más crítica a la que el molde puede ser sometido, ya que a dicha temperatura existe un mayor riesgo de aparición de gradientes de temperatura

no deseados. A continuación, se ha analizado el patrón de temperaturas teórico logrado mediante dicho diseño para la temperatura de trabajo del proceso de obtención de la pieza, 200°C.

VI.4.2.2. Modelización térmica de la etapa de calentamiento de los útiles y del tubo

▪ Generación del modelo térmico

Se ha generado un modelo térmico mediante el cual se ha estudiado en una primera etapa o *STEP* el proceso de calentamiento de los moldes hasta la estabilización del patrón de temperaturas. A continuación, en un segundo *STEP* se ha estudiado el proceso de calentamiento del tubo hasta la estabilización del patrón de temperaturas en el mismo. El modelo se ha definido del siguiente modo:

- **Tipo de cálculo y formulación empleada:** El cálculo del modelo térmico supone únicamente la resolución del campo térmico. Dicho campo no genera problemas de no-linealidad y por lo tanto la formulación más adecuada para su resolución es la formulación implícita. De este modo, además de aligerar el proceso de cálculo con respecto a la formulación explícita, se obtiene una mayor precisión en los resultados.
- **Definición de las propiedades del material:** Las propiedades térmicas de la aleación ZM21 y del material de los moldes, acero para moldes AISI H11, se definen en las gráficas de la **figura 4.21** y de la **figura 4.22**.

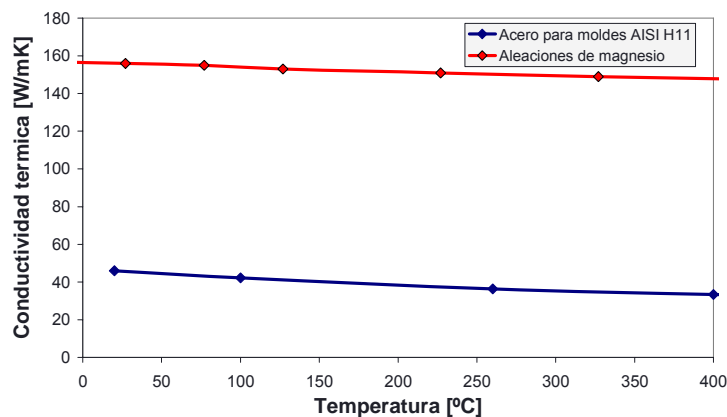


Figura 4.21: Conductividad térmica del acero para moldes AISI H11 y de las aleaciones de magnesio, basado en datos de (eFunda, 2006)

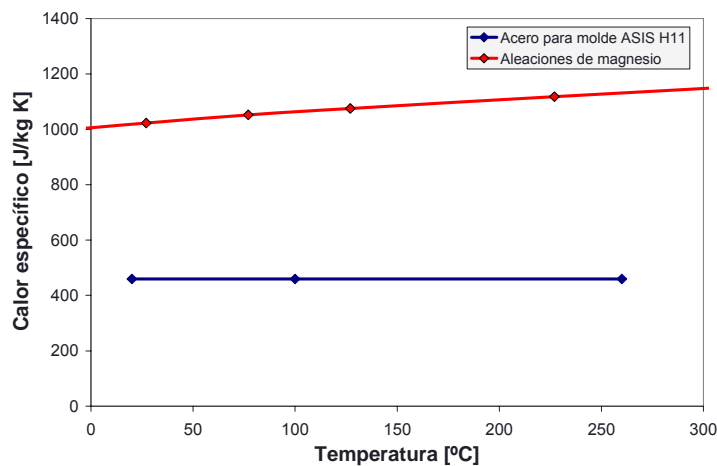


Figura 4.22: Calor específico del acero para moldes AISI H11 y de las aleaciones de magnesio, basado en datos de (eFunda, 2006)

- **Discretización:** El tipo de elemento seleccionado para la realización del cálculo térmico es un elemento de tipo sólido con la misma configuración nodal que la que se pretende emplear en el cálculo termomecánico posterior. Ello facilita el traslado del patrón de temperaturas obtenido en el modelo térmico al modelo termomecánico. La **figura 4.23** muestra la discretización del modelo definido.

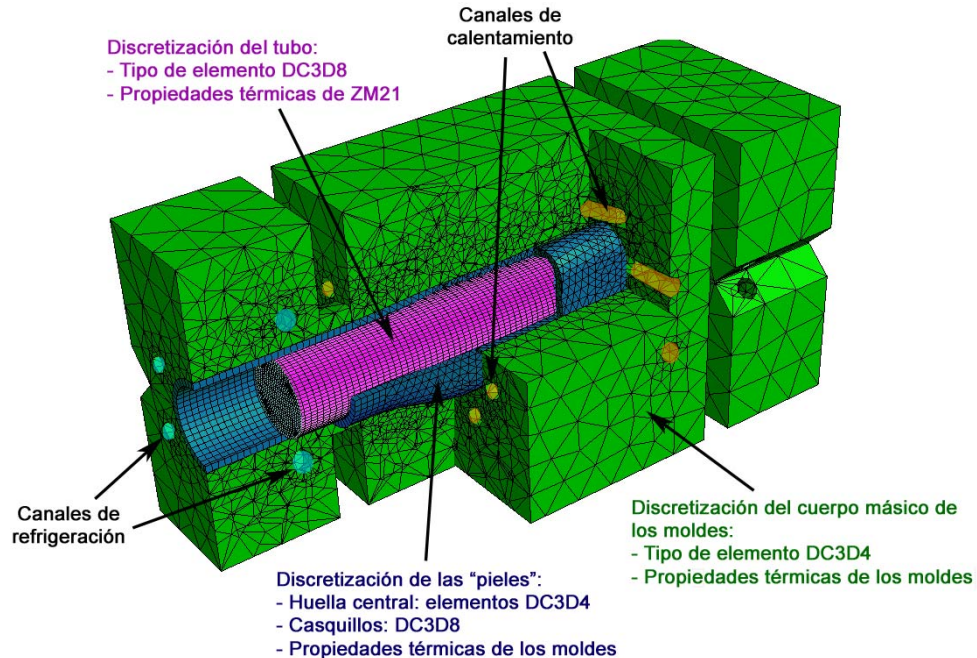


Figura 4.23: Discretización del modelo térmico de calentamiento de los moldes y del tubo

En dicho modelo se diferencian el tubo, las "pieles" que definen la huella de los moldes, y el cuerpo másico de los moldes donde se encuentran los canales de calentamiento y refrigeración. De este modo, se reduce el número de elementos empleado en la discretización de los moldes sin perder la calidad de definición de las huellas, lo cual reduce el tiempo de cálculo del modelo implícito. Además, el empleo de pieles permite prescindir del cuerpo másico de los moldes y simplificar el posterior cálculo del proceso de WTHF.

El tubo y las pieles de los casquillos se han discretizado mediante hexaedros sólidos para transferencia de calor (DC3D8) con el objetivo de proporcionar una mayor precisión en el posterior cálculo de proceso. Por el contrario, las huellas centrales se han discretizado mediante tetraedros sólidos para transferencia de calor (DC3D4) debido a la complejidad geométrica. Así mismo, los cuerpos másicos tanto de los moldes centrales como de los casquillos también se han discretizado con tetraedros sólidos para transferencia de calor (DC3D4), ya que dichos cuerpos no intervienen en el posterior cálculo de proceso.

- **Definición del tipo de contacto:** A la hora de discretizar el contacto entre los diferentes cuerpos, el fluido refrigerante, el fluido de calentamiento y aire se ha supuesto que la pérdida de calor en las superficies en contacto con las placas de mica es despreciable. Los coeficientes de conducción k en la intercara entre los diferentes cuerpos se han definido en base al coeficiente de conducción del material que presenta una menor conductividad (**figura 4.21**) y los coeficientes de convección h_c para cada caso se han calculado en base a las formulaciones de transferencia de calor recogidas en el libro (Fernandez, 1996). Los cálculos realizados se recogen en el ANEXO 1 y los coeficientes obtenidos se muestran en las gráficas de la **figura 4.24**, **figura 4.25** y **figura 4.26**:

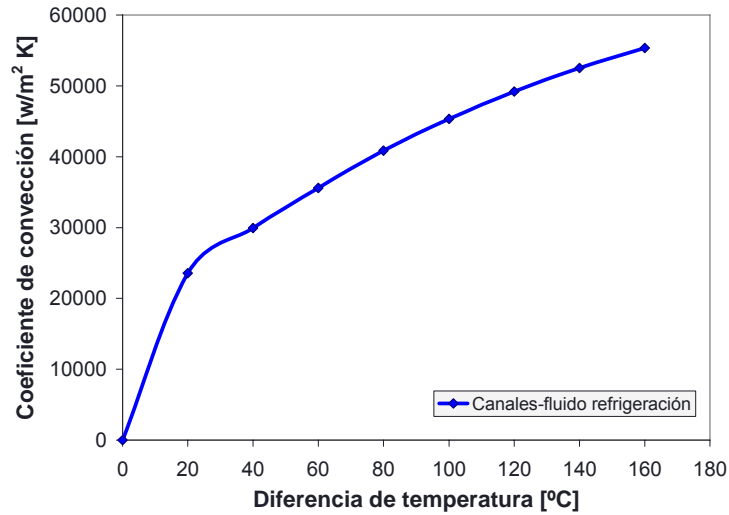


Figura 4.24: Coeficiente de convección térmica entre los canales de refrigeración de los moldes y el fluido de refrigeración

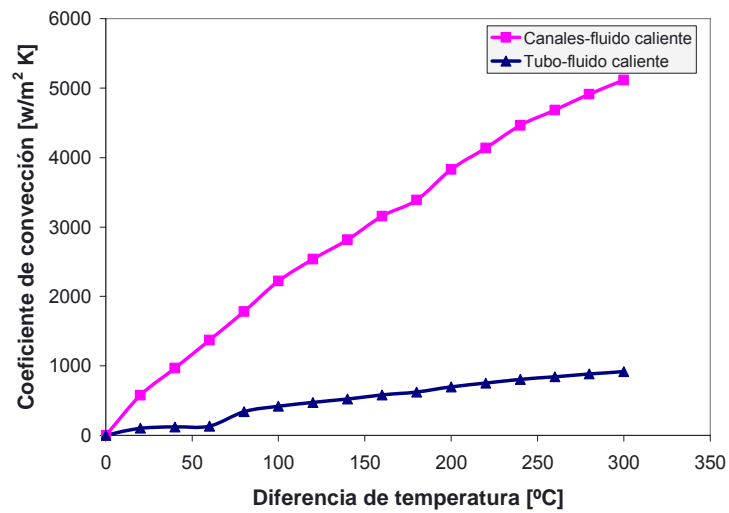


Figura 4.25: Coeficiente de convección térmica entre la superficie de los canales de calentamiento, la superficie interior del tubo y el fluido caliente

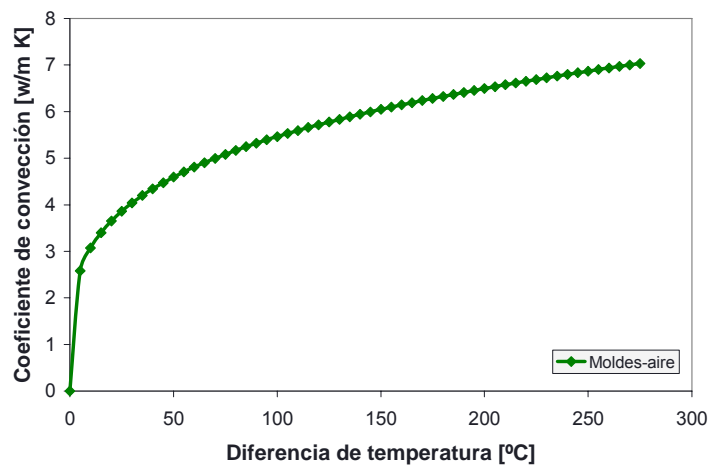


Figura 4.26: Coeficiente de convección entre las paredes verticales del molde y el aire

- **Definición de las cargas y condiciones de contorno:** Como ya se ha explicado, el molde ha sido diseñado para una temperatura nominal de trabajo máxima $T_{max} = 250^{\circ}\text{C}$. No obstante, la temperatura empleada en la modelización del proceso de WTHF de la pieza es de $T_{proceso} = 200^{\circ}\text{C}$. Por ello, se han

empleado condiciones de contorno diferentes para cada caso. Dichas condiciones de contorno se recogen en la **tabla 4.3**.

Tabla 4.3: Condiciones de contorno empleados en los dos casos estudiados

CONDICIONES DE CONTORNO			
Condición de contorno	Cuerpos	Caso 1 $T_{max}=250^{\circ}\text{C}$	Caso 2 $T_{proceso}=200^{\circ}\text{C}$
Temperatura inicial	Todos	20°C	20°C
Temperatura de fluido de calentamiento	Fluido de calentamiento de los canales y del tubo	250°C	200°C
Temperatura del fluido de refrigeración	Fluido de refrigeración	15°C	15°C

▪ **Análisis y validación de resultados**

En la **figura 4.27** se recoge el patrón de temperatura para las diferentes zonas tanto en los moldes como en el tubo a una temperatura nominal de 250°C: zona de expansión, zona de alimentación y transición y zona de guiado. Se puede observar que el patrón de temperaturas en la zona de expansión para dicha temperatura nominal se encuentra dentro del rango $247\pm 2,5^{\circ}\text{C}$. Dicha temperatura disminuye hasta alrededor a 50°C a lo largo de la zona de transición y la zona de alimentación axial y se estabiliza en un rango de temperaturas de entre 15-30°C en la zona de guiado de los empujadores axiales. Por lo tanto, se considera que el patrón de temperaturas teórico calculado para la temperatura nominal máxima de 250°C (caso más desfavorable) es satisfactorio.

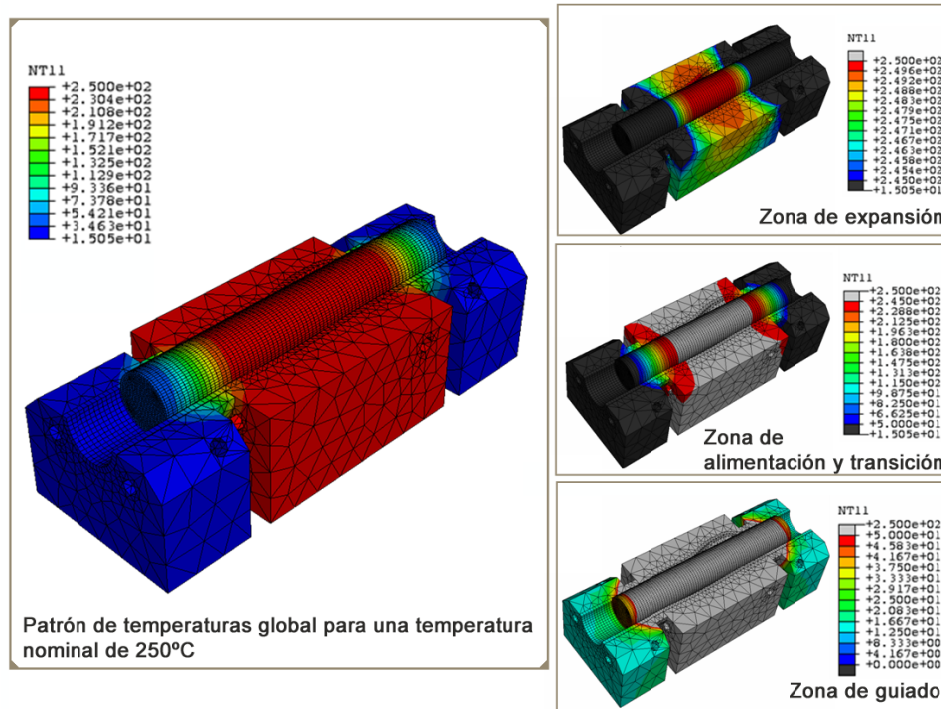


Figura 4.27: Patrón de temperaturas obtenido para la temperatura de trabajo máxima de 250°C

Una vez verificado el patrón obtenido para las condiciones de trabajo límite, se ha calculado el patrón de temperaturas para un $T_{proceso}=200^{\circ}\text{C}$, **figura 4.28**. Dicho patrón se ha establecido como condición inicial en el modelo termomecánico del proceso de WTHF.

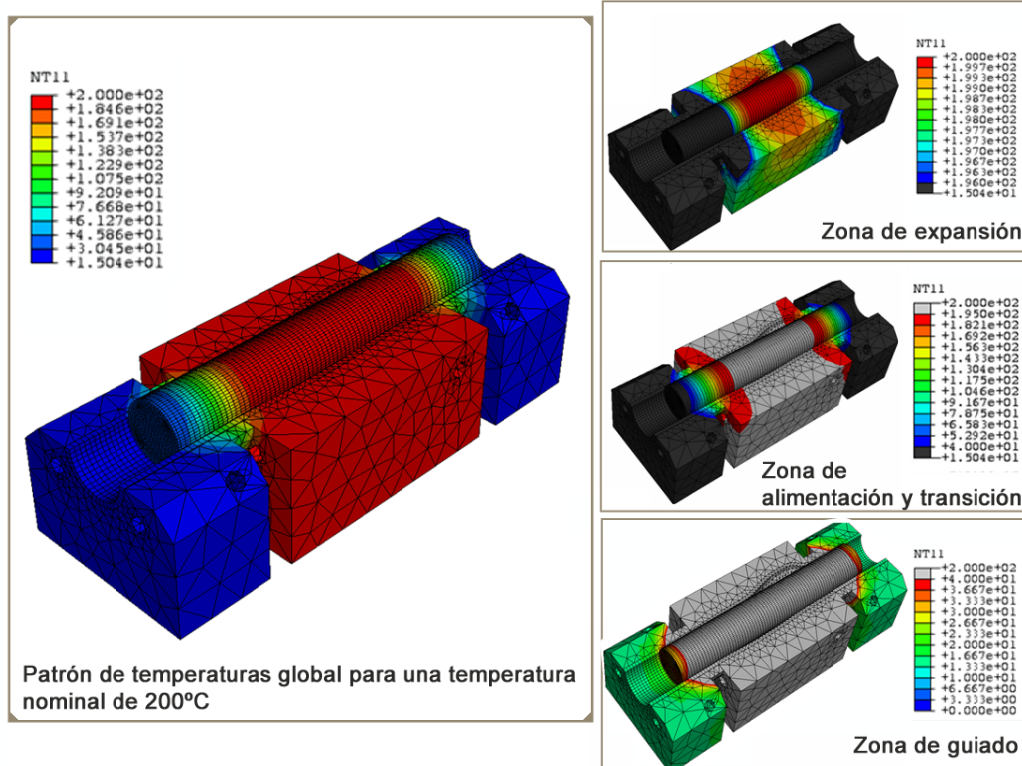


Figura 4.28: Patrón de temperaturas obtenido para una temperatura de trabajo de 200°C

El patrón de temperaturas en la zona de expansión es de $197 \pm 2^\circ\text{C}$. La temperatura disminuye progresivamente entre la zona de transición y la zona de guiado desde 195°C hasta 40°C y se estabiliza en un rango de entre $15\text{-}25^\circ\text{C}$ en la zona de guiado de los empujadores axiales.

La resolución del modelo térmico generado ha supuesto un coste computación de 0h:9min:28s.

IV.4.2.3. Modelización termomecánica del proceso de WTHF de la pieza.

▪ Generación de un modelo termomecánico acoplado de WTHF

Partiendo del patrón de temperaturas teórico obtenido en la simulación térmica para la temperatura nominal de proceso de 200°C , se ha generado un modelo termomecánico para la modelización detallada del proceso de hidroconformado de la pieza. Dicho modelo permite además la definición de los parámetros de proceso que faciliten la posterior fase de puesta a punto. El modelo se ha definido del siguiente modo:

- **Tipo de cálculo y formulación empleada:** Para la modelización termomecánica del proceso de WTHF se ha empleado una formulación de tipo explícita debido a que, nuevamente, es necesario el cálculo del campo mecánico, esta vez de forma acoplada con el campo térmico. Para acelerar el cálculo se han empleado las técnicas de escalado de masa o *Mass Scaling* y de escalado de tiempo o *Time Scaling*. Ambas estrategias se han empleado habitualmente en la modelización de los procesos de hidroconformado (Kim, et al., 2003). El escalado de masa aplicado es de 150 y el tiempo de proceso se ha escalado en la proporción $T_{\text{modelo}} = 10^{-4} \cdot T_{\text{real}}$, donde T_{real} es el tiempo del proceso real y T_{modelo} es el tiempo de proceso del modelo.
- **Definición de las propiedades del material:** Las propiedades térmicas empleadas son las mismas que las utilizadas en el cálculo térmico y están recogidas en las gráficas de la figura 4.21, figura 4.22 y figura 4.25. Asimismo,

se han empleado las curvas de comportamiento mecánico a diferentes temperaturas y velocidades de deformación caracterizadas en el *Capítulo II*. Dichas curvas están representadas en la **figura 2.6** del *Capítulo II*. El fluido se ha considerado isotermo y únicamente se han definido las propiedades mecánicas, las cuales han sido definidas en la **tabla 4.1** del modelo isotermo.

- **Discretización:** El tipo de elemento seleccionado para la realización del cálculo termomecánico, al igual que en el modelo térmico, es de tipo sólido con la misma configuración nodal. Dicha disposición facilita la implementación del patrón de temperaturas calculado mediante el modelo térmico como condiciones de inicio del proceso termomecánico. No obstante, para este modelo se ha prescindido del cuerpo másico de los moldes y se ha trabajado con las “pieles” de la huella de los moldes, **figura 4.29**. De este modo, se controla con mayor facilidad el tamaño de elemento mínimo, el cual sería muy reducido especialmente en la zona de los canales, y por lo tanto se evita que el tiempo de cálculo se dispare.

Tanto el tubo como las pieles de los casquillos laterales se han discretizado mediante hexaedros sólidos termomecánicos de integración reducida (C3D8RT) mientras que las pieles de la huella del molde de expansión se han discretizado mediante tetraedros sólidos de integración reducida (C3D4T) debido a la complejidad geométrica. El fluido se ha discretizado mediante elementos de fluido hidrostático (F3D4).

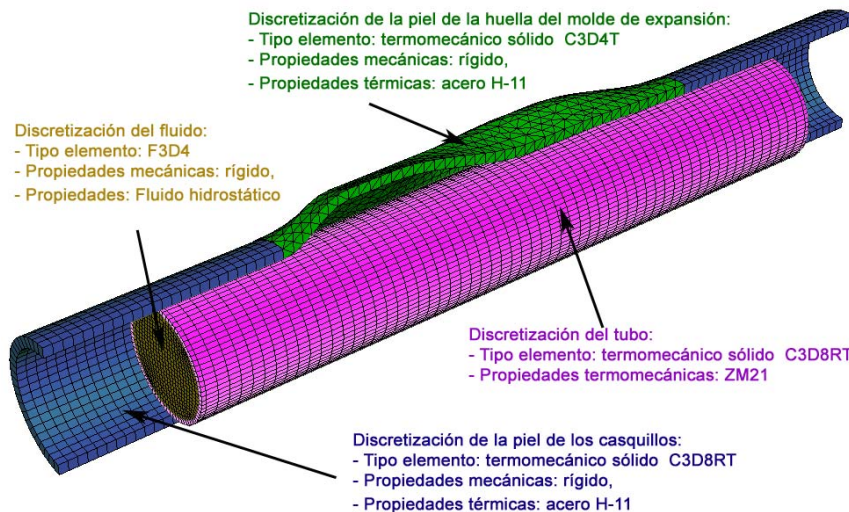


Figura 4.29: Discretización del modelo termomecánico del proceso de WTHF

- **Definición del tipo de contacto:** El tipo de contacto definido dispone de ambos campos, el campo mecánico, ya definido en la modelización isoterma de la FASE 1, y el campo térmico, ya definido en la modelización térmica del calentamiento de los moldes y del tubo.
- **Definición de las cargas y condiciones de contorno:** Para definir las condiciones de temperatura iniciales del modelo se ha importado el patrón de temperaturas calculado en la modelización de la etapa de calentamiento de los moldes y de los útiles. Asimismo, y debido a que únicamente se han empleado las pieles de la huella y se ha prescindido del resto del molde se ha planteado la hipótesis de que la inercia térmica de los moldes es muy superior a la del tubo debido a la gran diferencia de masa y por lo tanto se ha supuesto que el patrón de temperaturas de la huella se mantiene constante a lo largo del proceso.

Del mismo modo que en el modelo isotermo, el caudal se ha definido como una variación de volumen impuesta a la cavidad de fluido, mediante el comando *FLUID EXCHANGE, y la alimentación axial se ha definido como un desplazamiento variable impuesto a los extremos del tubo a lo largo del proceso.

La **figura 4.30** recoge las variables de proceso empleadas en la última iteración:

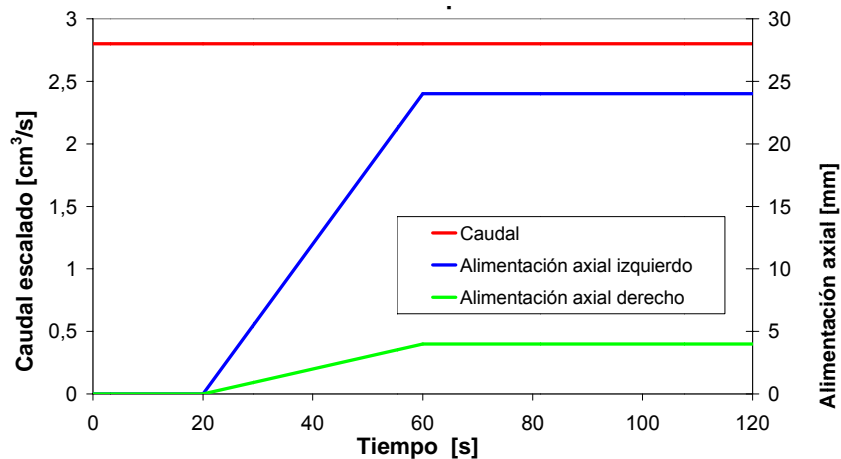


Figura 4.30: Variables de proceso en la última iteración

▪ **Análisis y validación de resultados**

A la hora de realizar el análisis y la validación de los resultados del modelo termomecánico acoplado hay que tener en cuenta el siguiente aspecto: el modelo termomecánico, al contrario que el isoterma, utiliza elementos de tipo sólido, los cuales no están concebidos a priori para los procesos de conformado. Ello supone que el software no permite visualizar de una forma directa ϵ_1 , ϵ_2 y ϵ_3 , y tampoco permite visualizar de forma directa la distribución de espesores.

No obstante, teniendo en cuenta la geometría inicial del tubo se han definido ejes de coordenadas locales independientes adheridos a cada elemento del tubo. Dichos ejes de coordenadas se encuentran orientados en coordenadas cilíndricas en el instante inicial, y se desplazan y reorientan según la evolución que sufre cada elemento a lo largo del proceso de conformado. De este modo, aprovechando la fuerte orientación que se produce en las sollicitaciones de este tipo de proceso, donde prácticamente toda la expansión se produce en la dirección circunferencial del tubo y toda la compresión por alimentación axial se produce en el eje axial del tubo se ha realizado la siguiente hipótesis:

- La deformación principal ϵ_1 se produce en el eje circunferencial local del elemento y, por lo tanto, corresponde a la $\epsilon_{circunferencial}$ visualizada por el *software*.
- La deformación principal ϵ_2 se produce en la dirección axial local del elemento y, por lo tanto, corresponde a la ϵ_{axial} .
- La deformación principal ϵ_3 se produce en la dirección del espesor del elemento y, por lo tanto, corresponde a ϵ_{normal} . Dicho parámetro representa la variación de espesor sufrida por el elemento.

La **figura 4.31** muestra los ejes de coordenadas locales definidos en el tubo de partida.

Los criterios de validación empleados han sido los mismos que los empleados en la validación del modelo isoterma (deformación máxima equivalente de 0,5 y adelgazamiento máximo del 27,5%).

La **figura 4.32**, la **figura 4.33** y la **figura 4.34** muestran respectivamente la distribución del patrón de deformaciones equivalentes en la superficie de la pieza, el mapa de deformaciones con respecto a la curva de deformación equivalente límite y el mapa de adelgazamiento con respecto a la deformación equivalente.

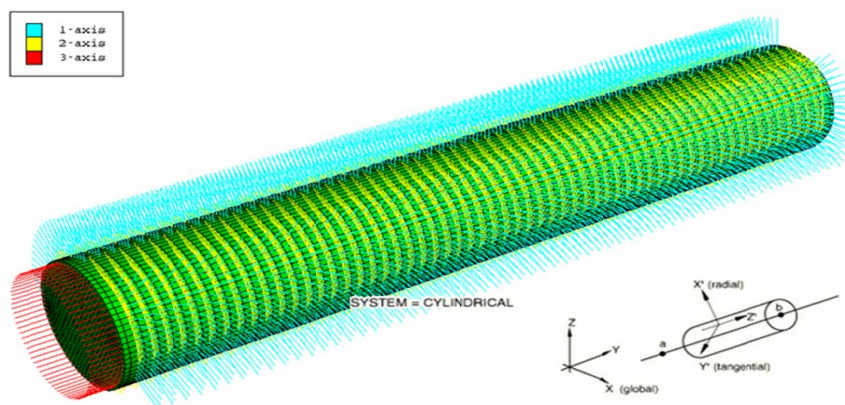


Figura 4.31: Orientación del sistema de coordenadas local fijado a cada elemento en coordenadas cilíndricas

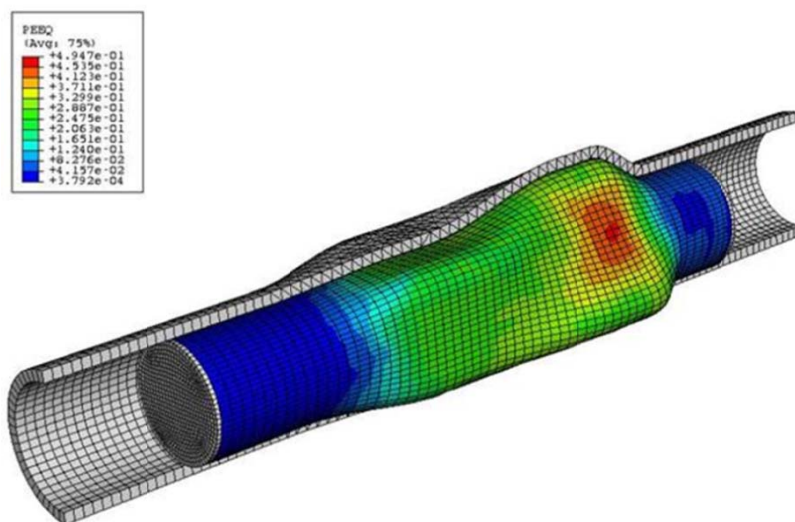


Figura 4.32: Distribución del grado de deformación equivalente en la superficie de la pieza hidroconformada a 200°C

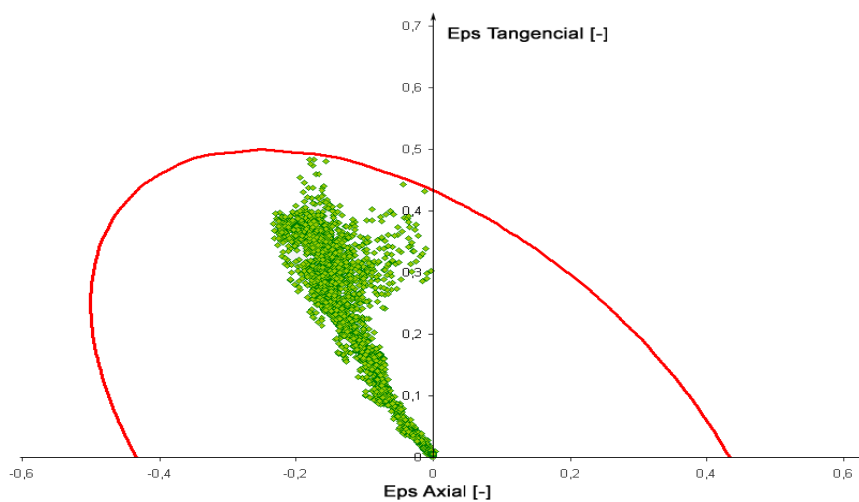


Figura 4.33: Mapa de deformaciones de la pieza con respecto a la deformación equivalente máxima de 0,5

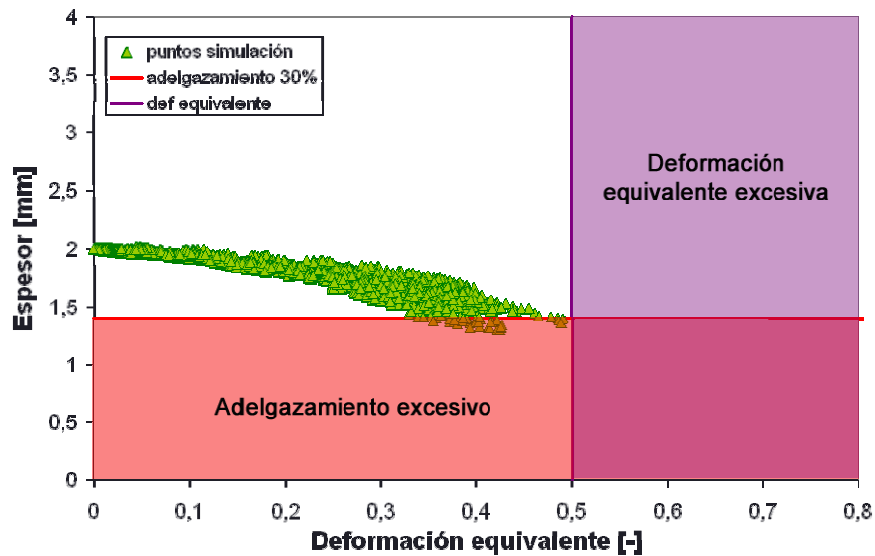


Figura 4.34: Mapa de adelgazamiento con respecto a la deformación equivalente

Se puede observar que tanto el patrón de deformaciones como la variación de espesor sufrida por la pieza difieren con respecto al modelo isoterma. De este modo, la deformación equivalente máxima de 0,494 roza el límite de deformación equivalente máxima establecida.

Asimismo, el mapa de deformaciones muestra que en la zona de alimentación, parte baja del mapa de deformaciones, el material apenas sufre compresión en comparación con lo observado en el modelo isoterma. Esto es debido a que en el modelo termomecánico las zonas de alimentación han sido refrigeradas proporcionando al material mayor rigidez. Por lo tanto, en dichas zonas, el material apenas se deforma y permite aportar mayor cantidad de material a la zona de expansión. Este fenómeno también se puede apreciar en el mapa de adelgazamiento donde el material no presenta apenas aumento de espesor debido a la compresión axial.

A pesar de ello, el material sufre un adelgazamiento máximo aproximado del 40%, superior al límite establecido.

Por lo tanto, se puede considerar que las exigencias de la pieza se encuentran al límite de la capacidad del material.

En la resolución del modelo termomecánico acoplado se ha empleado un incremento de tiempo medio $\Delta t = 2,955 \cdot 10^{-9}$ s lo que ha supuesto un tiempo de cálculo de 3 días:02h:05min:45s.

IV.5. CONCLUSIONES

En conclusión, el diseño de los procesos de WTHF basado en herramientas de modelización numérica supone la necesidad de resolver el campo mecánico y el campo térmico, presentes en este tipo de procesos, de forma acoplada. Para ello, es necesario el empleo de modelos termomecánicos acoplados, los cuales resultan costosos desde el punto de vista computacional.

Asimismo, los procesos de WTHF de las aleaciones de magnesio requieren de un control de la velocidad de deformación para evitar la rotura prematura del material a consecuencia del *softening*. El control directo de dicha variable resulta complejo, especialmente mediante las estrategias de control de presión convencionales. Por ello, se ha optado por el empleo de una estrategia de control de caudal que permite de forma indirecta controlar la velocidad de deformación máxima. Ello ha supuesto un reto desde el punto de vista de modelización numérica, puesto que la modelización del propio fluido es una complejidad añadida a un modelo de por sí complejo y costoso desde el punto de vista computacional. Por lo tanto, se ha

optado por una técnica que consiste en modelizar la cavidad del fluido bajo la hipótesis de que ésta se encuentra en condiciones hidrostáticas. De este modo, se ha minimizado la repercusión que supone la incorporación de dicha estrategia de control tanto al modelo isoterma como al modelo termomecánico.

Por lo tanto, se ha desarrollado una metodología para el diseño de procesos de WTHF que permite agilizar dicha fase de diseño. Dicha metodología se ha empleado para realizar el diseño de la pieza prototipo diseñada en el *Capítulo III*. Se ha observado que mediante dicha tecnología se reduce de forma considerable el tiempo de cálculo de las iteraciones llevadas a cabo en el diseño preliminar minimizando las iteraciones necesarias en el diseño detallado. De este modo, considerando que un diseñador de procesos medio, con cierta experiencia, pueda necesitar 8 iteraciones en el diseño preliminar y aproximadamente 4 en el diseño detallado, obtendría una reducción del tiempo de cálculo empleado de aproximadamente el 63% (33días:23h:03min:15s necesarios mediante el método convencional frente a 12días:13h:12min:4s necesarios mediante el empleo de la metodología desarrollada.)

Por otro lado, el análisis de los resultados muestra que pese a que el diseño de los útiles es el adecuado, las exigencias de la pieza son elevadas y llevan al material hasta al límite de su capacidad. Por lo tanto, existe cierta incertidumbre con respecto a la fabricabilidad de la pieza, incluso en las condiciones óptimas de proceso, lo que permitirá explotar al máximo las características de la instalación en las etapas experimentales de la investigación de cara a identificar el verdadero potencial tanto del material como de la propia instalación.

CAPÍTULO V:

Instalación piloto para hidroconformado de tubo en caliente

V.1. INTRODUCCIÓN

En los capítulos anteriores se han identificado las condiciones idóneas de conformado de la aleación ZM21, se ha diseñado un componente demostrador en dicha aleación para ser fabricado mediante WTHF y se ha realizado el diseño tanto de los útiles como del proceso de fabricación basado en una nueva metodología de modelización numérica.

En este capítulo se describe la instalación piloto para WTHF de aleaciones de magnesio desarrollada a lo largo de la presente tesis doctoral. Dicha instalación alcanza presiones internas de conformado de hasta 700 bar a una temperatura nominal de hasta 250°C, reproduciendo las condiciones de presión/caudal, alimentación axial y temperatura necesarias para optimizar la conformabilidad del material. Esta instalación ha permitido realizar la caracterización experimental del proceso de WTHF del componente demostrador, la cual se recoge en el siguiente capítulo.

Para llevar a cabo el diseño y el desarrollo de la misma se ha realizado en primer lugar un estudio bibliográfico tanto de las instalaciones de WTHF como de hidroconformado de chapa en caliente (en adelante WSHF) desarrollados principalmente en otras universidades y centros de investigación a escala mundial. Además, se tuvo la oportunidad de participar en el montaje y la puesta a punto de una instalación de WTHF de concepto sumergido en el centro de investigación ERC/NSM de Ohio State University bajo la dirección del Profesor T. Altan. Tras realizar el estudio bibliográfico, analizar las ventajas e inconvenientes de los diferentes conceptos estudiados e identificar las principales limitaciones de cara a su industrialización, se realizó el diseño de un nuevo concepto de instalación en el que se incorporaron soluciones técnicas a algunas de las limitaciones más importantes identificadas. Dichas soluciones técnicas han sido patentadas bajo los títulos P200800326 “Dispositivo de cierre para compensar deformaciones” y P200800327 “Dispositivo hidráulico y procedimiento para un aparato de hidroconformado”, que se explican de forma detallada a lo largo del capítulo.

En la fase de montaje y puesta a punto de la instalación se han realizado verificaciones de la capacidad de máquina así como del patrón de temperaturas real obtenido mediante el sistema desarrollado.

V.2. ESTADO DEL ARTE DE INSTALACIONES DE WTHF

Las funciones que deben cumplir las instalaciones de WTHF son las siguientes:

- Proporcionar la fuerza de cierre necesaria a los moldes durante el proceso
- Proporcionar fluido caliente presurizado
- Realizar el calentamiento de los útiles y del tubo
- Controlar las diferentes variables de proceso: presión/caudal, alimentación axial y temperatura tanto de los moldes como del tubo.

Debido a que esta tecnología todavía se encuentra en fase de investigación, apenas existen referencias que muestren el diseño de instalaciones de hidroconformado en caliente (tanto de tubo como de chapa). Se tiene constancia de algunos prototipos de hidroconformado en caliente desarrollados en algunas universidades y centros de investigación a nivel internacional que se detallan en el siguiente apartado.

V.2.1. Estudio de los diferentes conceptos de instalación

El método más extendido para proporcionar la fuerza de cierre en los procesos tanto de THF convencionales como de WTHF es el empleo de prensas de accionamiento hidráulico. Esto es debido a que permiten la aplicación de una fuerza de cierre constante durante el proceso de conformado y aseguran el correcto besado de los moldes absorbiendo las posibles

deformaciones que puedan darse en la estructura de la misma. Asimismo, la estrategia de control más extendida de cara a los procesos de THF convencionales es la estrategia de control de presión. No obstante, también se han empleado estrategias de control de caudal, que, tal y como se ha visto en los capítulos anteriores, resultan más favorables para los procesos de WTHF de las aleaciones de magnesio.

Por el contrario, los conceptos de diseño empleados, tanto a la hora de proporcionar fluido caliente presurizado como en lo que se refiere al calentamiento de los útiles y del tubo, difieren entre las diferentes universidades y centros de investigación.

V.2.1.1. Universidad PtU de Darmstadt, Alemania: Prototipo de instalación para WTHF (1992)

La universidad de Darmstadt fue uno de los centros pioneros en el desarrollo de las tecnologías de hidroconformado para altas temperaturas (Heller, 1992).

En dicho concepto de instalación, los moldes son calentados mediante resistencias de cartucho, tal y como se puede observar en la **figura 5.1**. Asimismo, los extremos de los útiles son refrigerados mediante circulación de agua para proporcionar al material una mayor rigidez en la zona de alimentación. No se tiene constancia de los medios empleados para proporcionar fluido caliente presurizado.

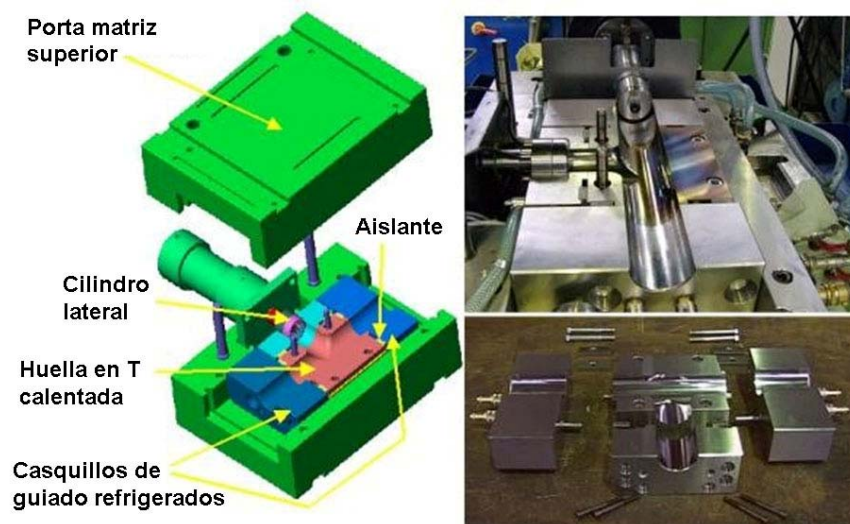


Figura 5.1: Sistema de calentamiento de útiles para WTHF mediante resistencias de cartucho, desarrollado por la universidad de Darmstadt (Heller, 1992)

En cuanto a las estrategias de control, comenzaron a emplear estrategias de control de caudal sustituyendo las convencionales estrategias de control de presión incluso para THF convencional, tal y como se recoge en (Groche, et al., 2003).

V.2.1.2. Universidad de Paderborn, Alemania: Prototipo de instalación para WSHF (2001)

En la Universidad de Paderborn desarrollaron una instalación para WSHF (Vollertsen, 2001). En dicho concepto de instalación, se obtiene fluido caliente presurizado mediante el empleo de un intensificador y de una unidad de calentamiento inspirada en el concepto de un autoclave (**figura 5.2**). Para ello, se introduce fluido frío presurizado en el interior de la unidad de calentamiento (autoclave) donde se calienta mediante resistencias térmicas que abrazan la unidad de calentamiento hasta alcanzar la temperatura deseada. Una vez calentado el fluido se abría el paso hacia los útiles de WSHF dando comienzo al proceso.

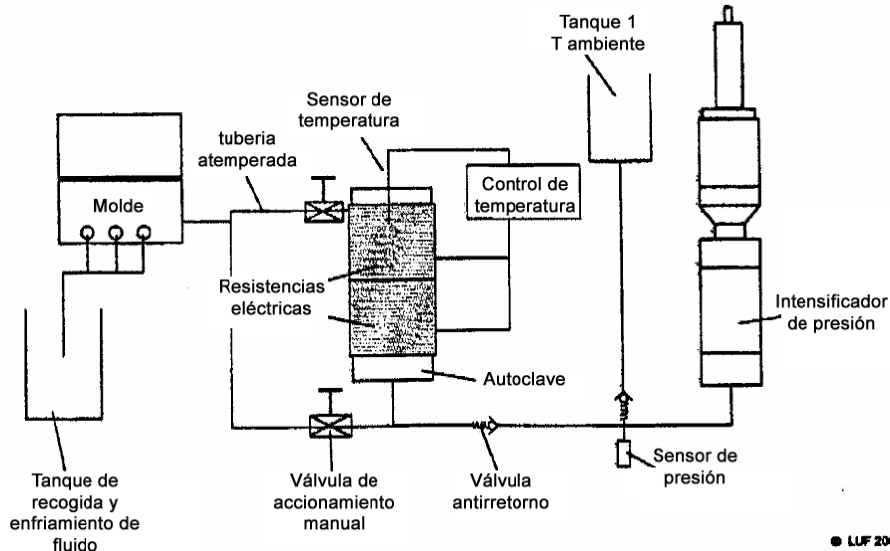


Figura 5.2: Esquema del sistema de calentamiento de fluido presurizado desarrollado por la universidad de Paderborn (Vollertsen, 2001)

El fluido caliente empleado para el procesado de la pieza se recoge en un segundo tanque y tras enfriarse se devuelve al primer tanque.

No se tiene constancia del método empleado para el calentamiento de los moldes.

V.2.1.3. Universidad IWU Chemnitz, Alemania: Prototipo de instalación para para WTHF (2004)

En la universidad de Chemnitz desarrollaron una instalación WSHF en caliente presentada en 2003. Posteriormente, partiendo de los medios desarrollados para la primera instalación realizaron una adaptación para WTHF recogida en (Neugebauer, et al., 2005).

Dicho concepto de instalación consta de un sistema hidráulico de alta presión y alta temperatura, **figura 5.3**, en el cual se utiliza un intensificador con cámara atemperada, capaz de proporcionar fluido presurizado a una presión máxima de 800 bar a una temperatura nominal máxima de 330°C (limitado a 280°C por limitaciones del fluido).

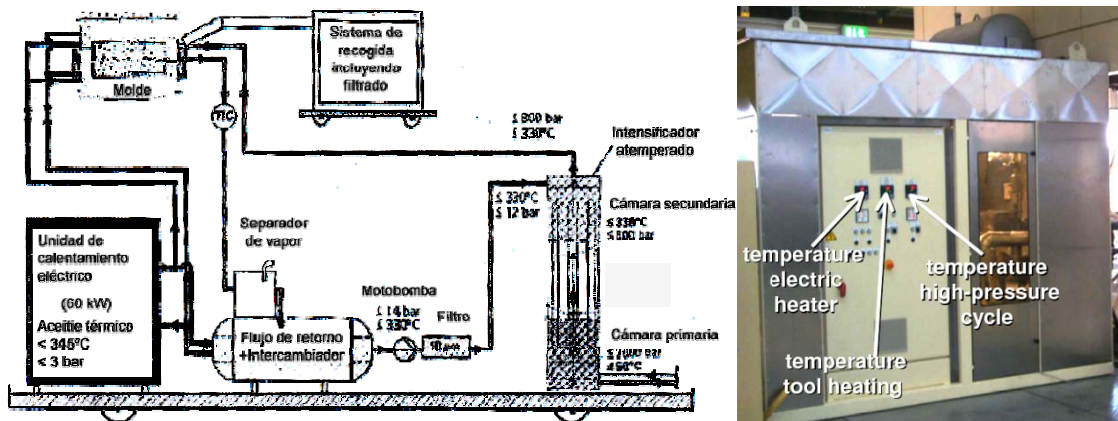


Figura 5.3: Sistema de calentamiento del fluido a alta presión desarrollado por la universidad IWU de Chemnitz (Neugebauer, et al., 2005)

De este modo, dicho sistema cumple además de forma paralela la función de llevar a cabo el calentamiento de los moldes. La zona de alimentación de los moldes se refrigera mediante

circulación de agua con el objetivo de dotar al material de una mayor rigidez y facilitar el empuje del mismo.

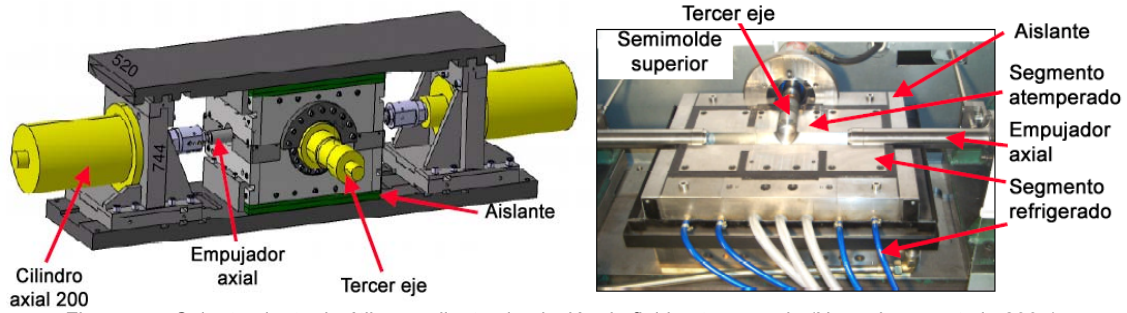


Figura 5.4: Calentamiento de útiles mediante circulación de fluido atemperado (Neugebauer, et al., 2005)

La estrategia de control empleada es la estrategia convencional de control de presión.

V.2.1.4. Universidad LFT Erlangen, Alemania: Prototipo de instalación para WSHF y WTHF (2003)

En la Universidad LFT de Erlangen desarrollaron un concepto de instalación muy similar al desarrollado en la universidad IWU de Chemnitz. Dicho concepto de instalación también dispone de un circuito hidráulico de fluido caliente y un intensificador de presión capaz de trabajar a una temperatura máxima de 300°C y proporcionar fluido caliente presurizado hasta una presión máxima de 1000 bar.

En la **figura 5.5** se muestra una imagen de la instalación y un esquema del sistema hidráulico desarrollado.

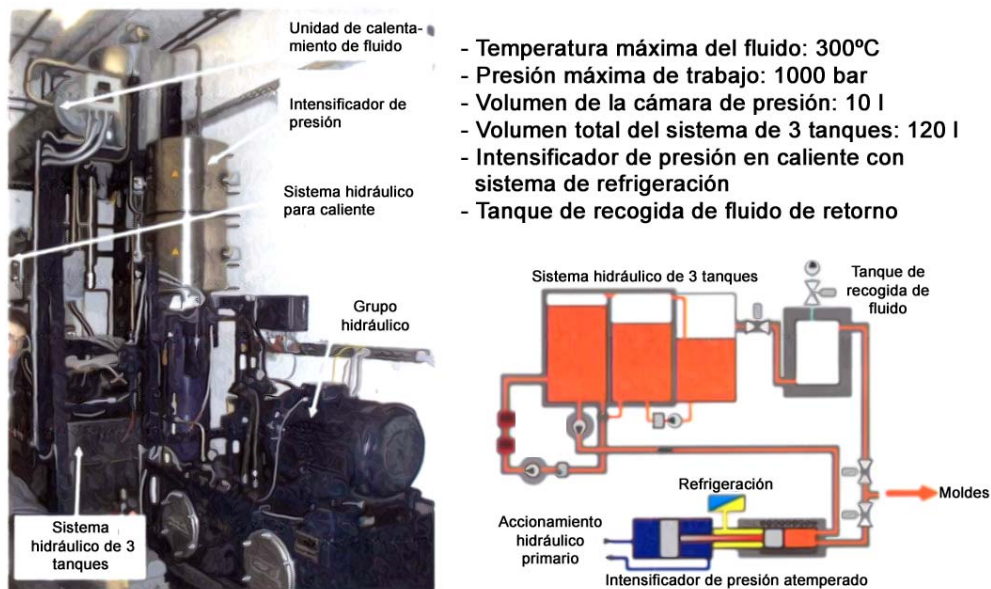


Figura 5.5: Instalación piloto para WHF desarrollado por la universidad de Erlangen (Geiger, et al., 2003)

En dicho concepto, los útiles de hidroconformado tanto de tubo como de chapa se calientan mediante resistencias de cartucho, y su temperatura se controla en lazo cerrado mediante sensores de temperatura distribuidos en el molde. En la **figura 5.6** se muestra la distribución de los útiles de hidroconformado tanto de tubo como de chapa así como las medidas de seguridad ante fugas y salpicaduras de fluido caliente y el sistema de evacuación de vapores.

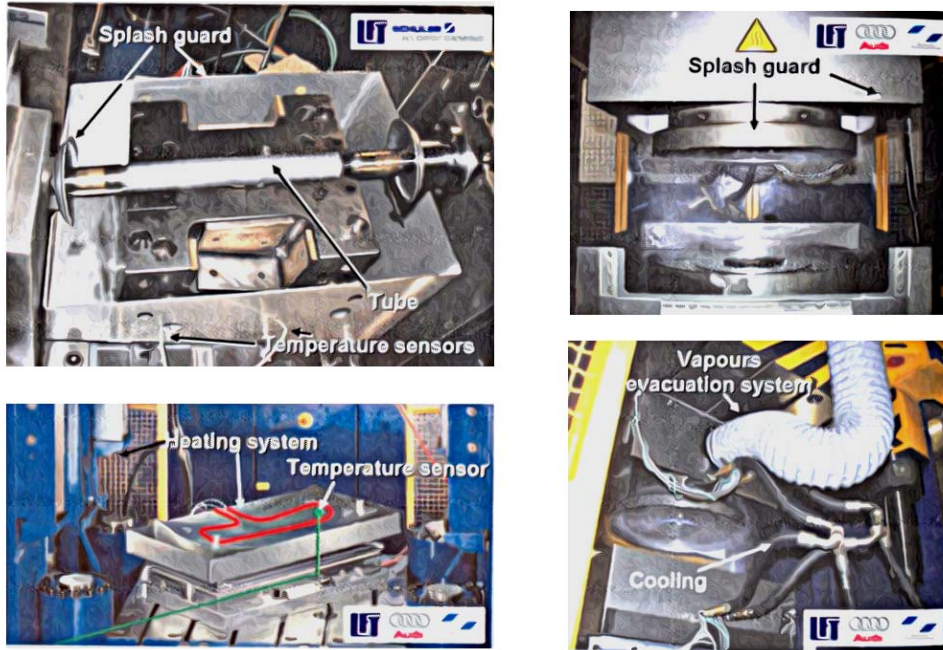


Figura 5.6: Moldes de WTHF y WSHF y sistema de extracción de vapores desarrollados por la Universidad de Erlangen para SCHULER y AUDI (Geiger, et al., 2003)

V.2.1.3. Centro de Investigación ERC/NSM de Ohio State University, EEUU: Prototipo de instalación para WTHF sumergido (2006)

El centro de investigación ERC/NSM perteneciente a Ohio State University presentó en 2006 un nuevo concepto de instalación de WTHF sumergido. Durante la fase de formación de la presente tesis doctoral se participó en la fase montaje y puesta a punto de dicha instalación bajo la dirección del Profesor T. Altan.

Dicho concepto de instalación consiste en sumergir tanto los útiles como el tubo en un tanque lleno de fluido atemperado. El tanque se encuentra aislado del exterior para minimizar pérdidas de calor. Asimismo, los moldes de WTHF se calientan mediante circulación de fluido atemperado.

En la **figura 5.7** se muestra un el esquema de los diferentes componentes del concepto sumergido.

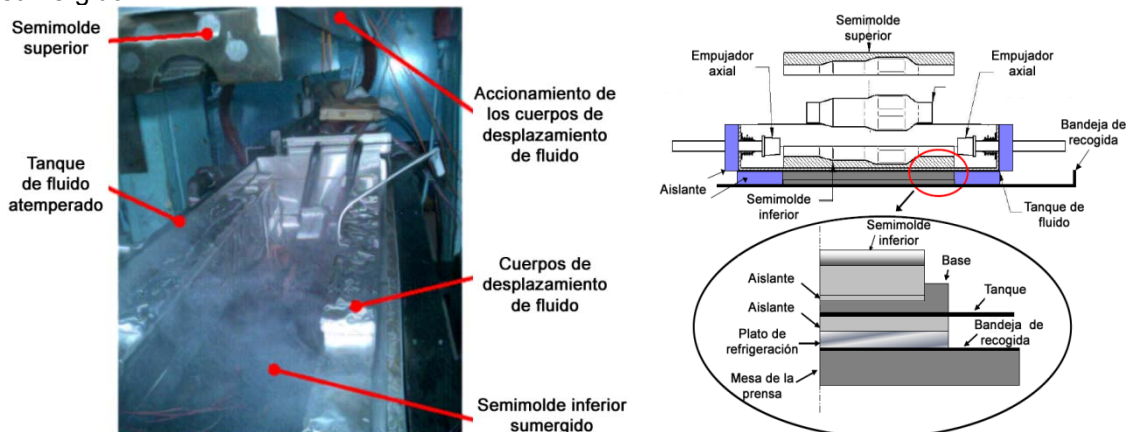


Figura 5.7: Esquema de los componentes del concepto de WTHF sumergido (Aue-u-lan, et al., 2006)

En dicho concepto, el fluido caliente presurizado se obtiene mediante el empleo de un intensificador convencional y un intercambiador de calor. El intensificador presuriza fluido a temperatura ambiente, el cual circula por el interior del intercambiador atemperado mediante un

circuito paralelo de fluido atemperado a baja presión alcanzando la temperatura deseada, y se introduce a través de los empujadores axiales al interior del tubo.

La **figura 5.8** muestra el esquema del sistema hidráulico desarrollado.

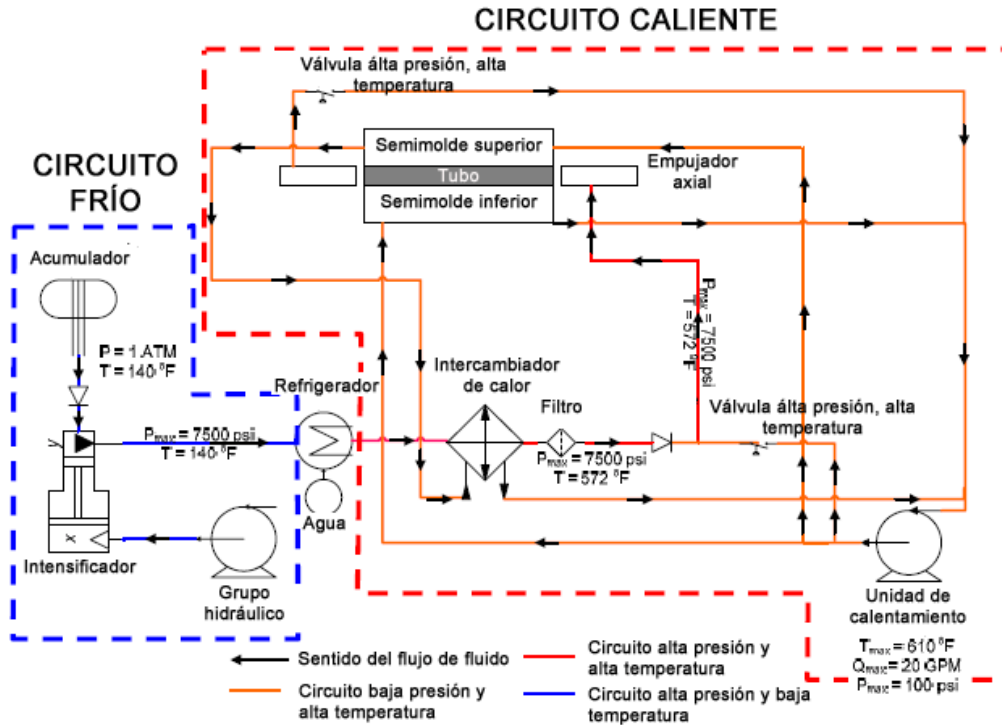


Figura 5.8: Esquema del sistema hidráulico desarrollado. (Aue-u-lan, 2007)

La **figura 5.9** muestra una vista general de la instalación de WTHF sumergido.



Figura 5.9: Instalación piloto de WTHF sumergido desarrollado en ERC/NSM Ohio State University

V.2.2. Ventajas y limitaciones de los diferentes conceptos

▪ Obtención de la fuerza de cierre

El empleo de prensas hidráulicas permite proporcionar la fuerza de cierre necesaria durante todo el proceso de hidroconformado, compensando posibles deformaciones estructurales y del propio molde. De este modo, aseguran el correcto besado de los moldes en todo momento.

No obstante, ello supone una elevada inversión y un elevado coste de mantenimiento para el mero hecho de proporcionar una fuerza de cierre constante para una posición dada.

El empleo de cierres de accionamiento mecánico es una alternativa interesante desde el punto de vista de inversión a realizar y costes de mantenimiento. No obstante, las soluciones actuales no permiten asegurar el correcto besado de los moldes durante el proceso de WTHF, debido a que las elevadas presiones internas separan los dos moldes y deforman la estructura.

▪ Obtención del fluido caliente presurizado

Los métodos desarrollados tanto por la universidad IWU de Chemnitz como la universidad PtU de Darmstad resultan efectivos para la obtención de fluido caliente presurizado. No obstante, el empleo de intensificadores capaces de trabajar a alta presión y temperatura resulta costoso y problemático desde el punto de vista de las juntas de estanqueidad, las cuales se someten a cargas dinámicas a alta presión y temperatura.

Por lo tanto se han buscado alternativas que permitan el empleo de intensificadores convencionales, de menor coste tanto de adquisición como de mantenimiento, como son el concepto de la universidad de Paderborn o el concepto desarrollado en ERC/NSM. No obstante, no se tienen datos suficientes para contrastar la eficacia de la primera alternativa. Por el contrario, la segunda alternativa resulta eficaz desde el punto de vista operativo, aunque la fabricación de un intercambiador de calor capaz de trabajar a altas presiones y altas temperaturas puede resultar complicada y costosa.

▪ Calentamiento de los útiles

En cuanto a los métodos de calentamiento de los útiles y del tubo, estos ya fueron analizados en el *Capítulo III*. Tal y como se explicó, el método que ofrece una mayor estabilidad en el patrón de temperaturas es el método de calentamiento mediante circulación de fluido atemperado.

V.3. INSTALACIÓN PILOTO PARA WTHF

Tras analizar las ventajas e inconvenientes de los diferentes conceptos de instalación recogidos en el estado del arte, y teniendo en cuenta las especificaciones y recomendaciones detalladas en los anteriores capítulos, se ha diseñado y desarrollado un nuevo concepto de instalación para WTHF. Dicho concepto de instalación tiene un doble objetivo: proporcionar las condiciones óptimas para el procesado de las aleaciones de magnesio y dar respuesta a las limitaciones más importantes de los conceptos actuales de cara a su industrialización.

V.3.1. Características estructurales de la instalación

Con el propósito de reducir el elevado coste que supone el empleo de una prensa hidráulica que proporcione una fuerza de cierre constante para una posición de cierre estática, se ha desarrollado como alternativa para dicha labor un dispositivo de cierre mecánico, recogido en la patente P200800326 "*Dispositivo de cierre para compensar deformaciones*".

Dicho dispositivo proporciona a la instalación una fuerza de cierre de 180Tn para una posición de cierre constante, compensando las posibles deformaciones estructurales y asegurando el besado de los moldes durante el proceso de conformado.

En la **figura 5.10** se muestra el diseño 3D de la instalación para hidroconformado de tubo en caliente y un esquema del funcionamiento del concepto desarrollado.

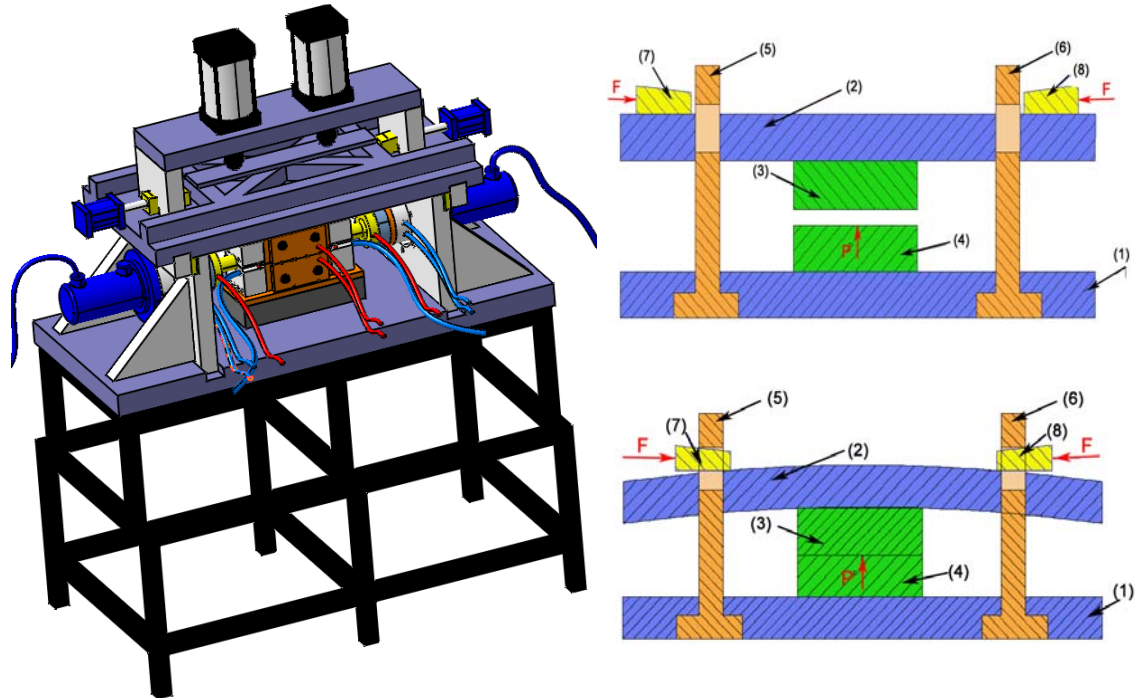


Figura 5.10: Diseño 3D de la instalación para WTHF

El sistema se compone en su versión más simplificada de una mesa fija (1) y un carro móvil (2) sobre los cuales van montados el semimolde inferior (3) y el semimolde superior (4), dos tirantes (5) y (6) los cuales transmiten la fuerza de cierre al carro móvil (2), y dos cuñas (7) y (8) las cuales una vez los moldes se encuentran en la posición de cierre son comandadas en fuerza, proporcionando la fuerza de cierre necesaria y trasladando las posibles deformaciones que pudieran darse tanto en la estructura o por compresión de los semimoldes fuera de la zona de trabajo. De este modo, se asegura el correcto besado de los mismos.

La apertura y el cierre del carro se lleva a cabo mediante dos cilindros neumáticos, a los cuales se les incorpora dos rótulas para prevenir problemas de enclavamiento. El carro es una estructura aligerada a la cual se le proporciona la rigidez necesaria mediante nervios. La cuñas encargadas de proporcionar la fuerza de cierre necesaria están accionadas en esta versión por dos cilindros hidráulicos.

En la **figura 5.11** se muestra la instalación piloto para WTHF desarrollada.

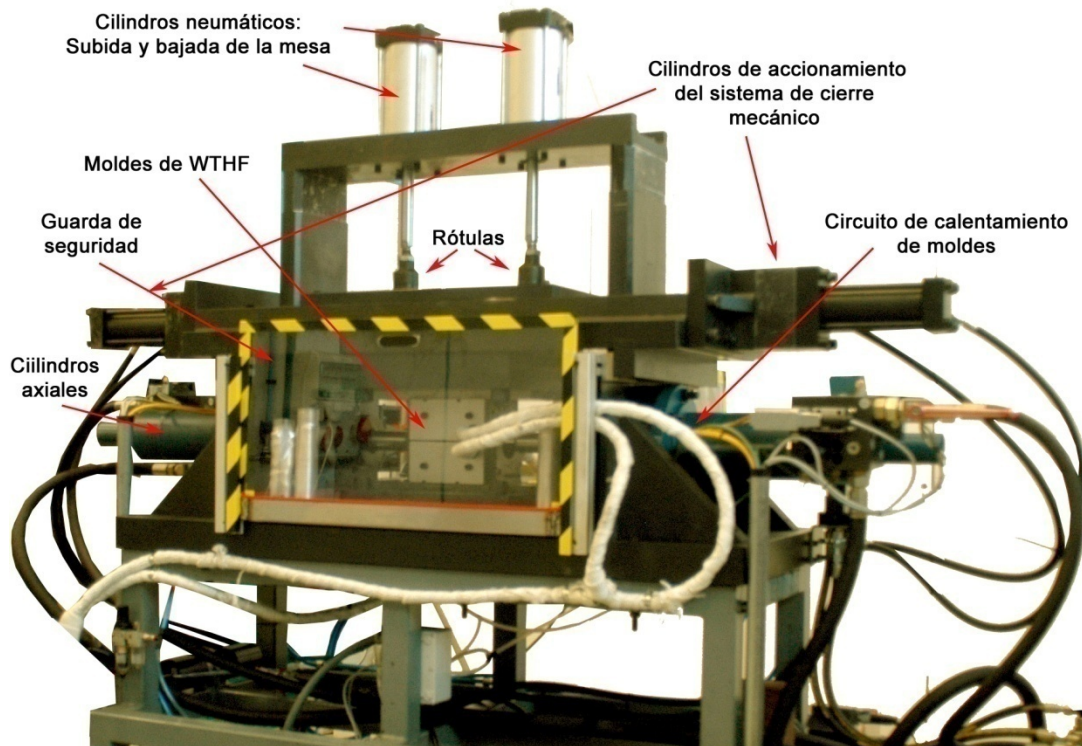


Figura 5.11: Instalación piloto para hidroconformado de tubo en caliente

V.3.2. Sistema hidráulico

Se ha diseñado y desarrollado un sistema hidráulico que cumple con las siguientes funciones:

- Proporcionar fluido caliente presurizado
- Llevar a cabo el calentamiento de los semimoldes y del tubo
- Refrigerar las zonas de guiado y alimentación de los semimoldes
- Refrigerar los empujadores axiales para proteger los cilindros hidráulicos frente al posible calentamiento de los mismos.
- Desplazar de manera controlada en posición y presión/fuerza tanto el intensificador como los cilindros axiales.

La novedad del sistema consiste en el empleo de hidráulica convencional, tanto en el intensificador como en los cilindros axiales, para proporcionar fluido caliente presurizado. Ello reduce de forma considerable el coste de equipamiento así como los costes y labores de mantenimiento necesarios. La solución desarrollada permite obtener fluido caliente hasta una temperatura máxima de 250°C a una presión de hasta 700 bar ha sido patentada bajo el título *P200800327 "Dispositivo hidráulico y procedimiento para un aparato de hidroconformado"*. La **figura 5.12** muestra un esquema simplificado del circuito hidráulico de la instalación.

El circuito hidráulico desarrollado requiere de un fluido que sea capaz de trabajar en las condiciones de temperatura y presión límites de la instalación. Uno de los requisitos más importantes a analizar a la hora de seleccionar el fluido apropiado ha sido el punto de ignición o *flash point*, el cual ha de ser superior a la temperatura máxima de trabajo.

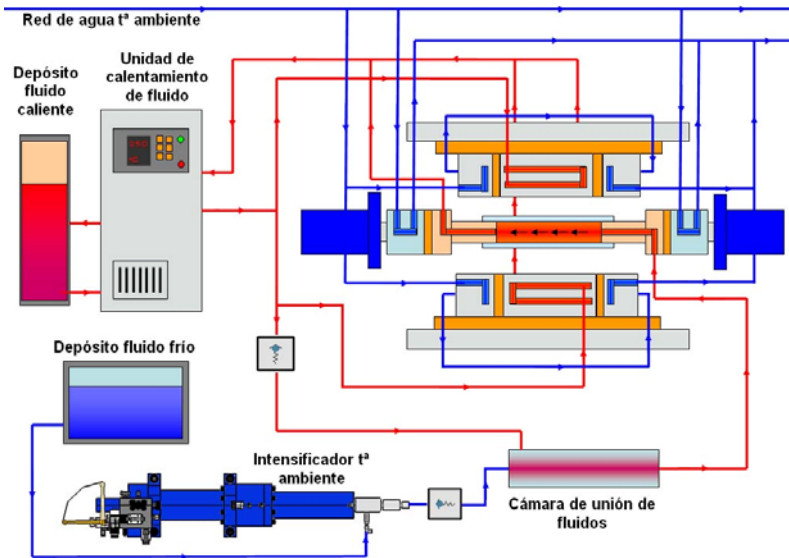


Figura 5.12: Sistema hidráulico en caliente para alta presión y para el calentamiento de útiles y pieza

La **tabla 5.1** muestra las propiedades de los diferentes fluidos térmicos estudiados. La mayoría de ellos se utilizan para el calentamiento de matrices, por lo que trabajan habitualmente en circuito cerrado y presentan un punto de ignición inferior al necesario. Por lo tanto, se ha seleccionado el fluido térmico DYNALENE 600, cuyo punto de ignición es de 315°C, superior a la temperatura nominal máxima de trabajo de la instalación. El ANEXO 2 recoge las propiedades completas del fluido seleccionado.

Tabla 5.1: Propiedades de los fluidos térmicos analizados

Producto	Propiedades del fluido							
	Cond. térmica (W/m°C)		Exp. térmica (°C ⁻¹)		Viscosidad (cst)		Punto de ignición	Rango T ^a (°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

V.3.2.1. Obtención de fluido presurizado a alta presión y alta temperatura

El sistema hidráulico de alta presión ha sido un elemento clave en el diseño de la instalación ya que, como se ha expuesto con anterioridad, ha de ser capaz de trabajar tanto en caliente como a temperatura ambiente. Por lo tanto, los requisitos de presión máxima exigen el empleo de intensificadores de elevada presión interna (700 bar, al tratarse de una instalación piloto de tamaño reducido) y que dicho fluido presurizado esté a la temperatura de conformado deseada (temperatura nominal máxima de 250°C).

El sistema hidráulico de alta presión consta de (**figura 5.12**):

- Un intensificador de presión convencional
- Un grupo hidráulico convencional
- Un grupo de aceite para WTHF

- Una unidad de calentamiento de fluido
- Una cámara de unión de fluidos
- Valvulería y racordajes para alta presión y alta temperatura.

▪ **Intensificador de presión**

El intensificador de presión es el elemento encargado de presurizar el fluido durante la fase de conformado. El tipo de intensificador empleado es un intensificador convencional para hidroconformado a temperatura ambiente, fabricado por la casa Bosch-Rexroth, capaz de proporcionar una presión interna máxima de 700 bar y un volumen de cámara de presión de 0,69 litros (**figura 5.13**). Ello supone que la variación de volumen máxima que puede sufrir la pieza durante su procesado, es el volumen de la cámara de presión bajo las hipótesis de que las pérdidas del sistema hidráulico son despreciables y de que se trata de un fluido incompresible.

El intensificador lleva incorporados transductores de presión en cada una de las cámaras. Asimismo está dotado de un encoder incremental lineal que permite controlar la posición del vástago del intensificador con una resolución de 0,005 mm. Dichos elementos de captación permiten controlar el intensificador en lazo cerrado tanto bajo estrategias convencionales de control de presión como bajo estrategias de control de caudal mediante el accionamiento de una válvula proporcional que controla la entrada de aceite hidráulico a las cámaras de accionamiento del intensificador.

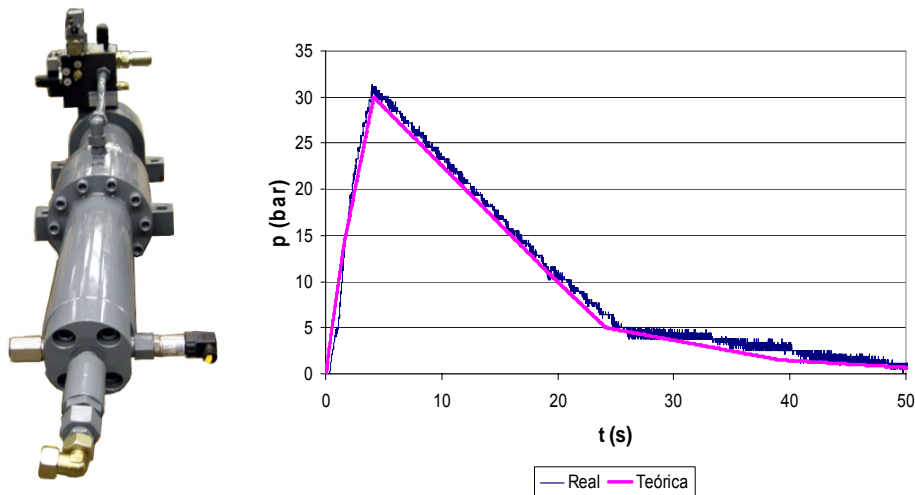


Figura 5.13: a) Intensificador de presión y b) Seguimiento real del comando teórico programado bajo control de presión

▪ **Grupo hidráulico**

El grupo hidráulico es el encargado de accionar tanto los cilindros axiales como el intensificador. Dicho grupo, fabricado por la casa Bosch-Rexroth (**figura 5.14**), consta de una motobomba de caudal variable de 5,5 kW que es capaz de proporcionar un caudal de 15 l/min a una presión máxima de 200 bar. El grupo hidráulico dispone de un tanque de aceite hidráulico de 100 litros de capacidad.

▪ **Grupo de fluido para WTHF**

El grupo de fluido para WTHF es el encargado de realizar el llenado del tubo y de cargar la cámara de presurización del intensificador de fluido. Debido a que los equipos hidráulicos empleados trabajan a temperatura ambiente, dicho elemento contiene fluido a temperatura ambiente y se ha empleado un grupo de agua convencional empleado habitualmente para hidroconformado a temperatura ambiente para cumplir dicha labor (**figura 5.15**). No

obstante, debido a la diferencia en la viscosidad del fluido para WTHF y el fluido para hidroconformado convencional ha sido necesario introducir un filtro específico para el fluido seleccionado.

El grupo de fluido para WTHF tiene una capacidad de 120 litros y dispone de una motobomba capaz de proporcionar un caudal de 8 l/min a una presión máxima de 10bar durante el llenado del intensificador y del tubo de partida. Asimismo, dispone de una cámara paralela de recogida del fluido empleado en el proceso de hidroconformado, el cual una vez enfriado a temperatura ambiente regresa al grupo de fluido para WTHF.

▪ **Unidad de calentamiento de fluido**

La unidad de calentamiento de fluido es la encargada de calentar el fluido a la temperatura nominal de trabajo. Para dicha labor se ha dispuesto de un atemperador REGLOPLAS S300 (figura 5.16) capaz de calentar fluido a una temperatura nominal de hasta 300°C a una presión máxima de 15 bar.



Figura 5.14: Grupo hidráulico de caudal variable.



Figura 5.15 Grupo de fluido empleado.



Figura 5.16: Unidad de calentamiento de fluido

▪ **Cámara de unión de fluidos**

La cámara de unión de fluidos es la encargada de proporcionar fluido caliente presurizado. Dicho elemento consiste en una cámara alargada aislada térmicamente que consta de dos entradas, una proveniente del intensificador y otra de la unidad de calentamiento, con sendos antirretornos para alta presión y alta temperatura que aseguran el sentido único del flujo de fluido. Así mismo, dispone de una salida hacia el tubo de partida a través de uno de los empujadores axiales.

El principio de funcionamiento de dicho elemento consiste en mantener el fluido del interior de la cámara a la temperatura de trabajo mediante circulación de fluido atemperado por la unidad de calentamiento. Dicha circulación se interrumpe antes del proceso de conformado de la pieza para que el intensificador inyecte fluido frío en extremo de la cámara. Dicho fluido frío presuriza el fluido contenido en la cámara proporcionando fluido caliente presurizado a la salida de la misma por el otro extremo. El volumen de la cámara es lo suficientemente grande como para que la cantidad de fluido frío inyectado, equivalente a la variación de volumen sufrida en la pieza, no afecte a la temperatura del fluido de salida durante un ciclo. En el tiempo que transcurre entre ciclo y ciclo se vuelve a calentar el fluido del interior de la cámara mediante circulación.

Dicha cámara se mueve solidaria a uno de los cilindros axiales guiado sobre unos rodillos. Esto se debe a que no se dispone de mangueras flexibles capaces de trabajar a alta presión y a alta temperatura, y por lo tanto ha sido necesario emplear tubería rígida de acero inoxidable.

La **figura 5.17** muestra la ubicación de la cámara de unión de fluidos en la máquina.

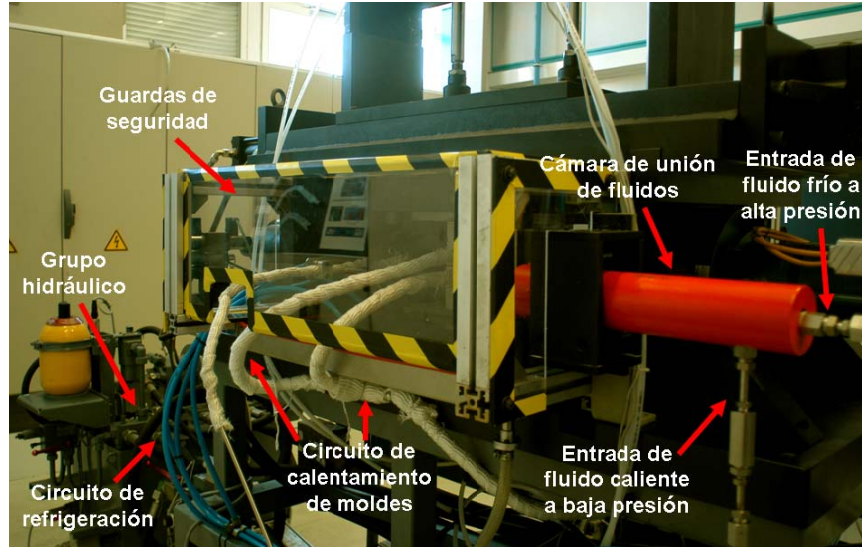


Figura 5.17: Ubicación de la cámara de unión de fluidos en la instalación de la instalación.

V.3.2.1. Calentamiento de los moldes y del tubo

Los moldes y el tubo son calentados mediante circulación de fluido atemperado por la unidad de calentamiento. Asimismo, tanto la zona de guiado y de alimentación de los semimoldes como los empujadores axiales son refrigerados mediante circulación de agua. En la **figura 5.18** se muestra la distribución de los conductos de calentamiento y refrigeración en los semimoldes y en los empujadores axiales.

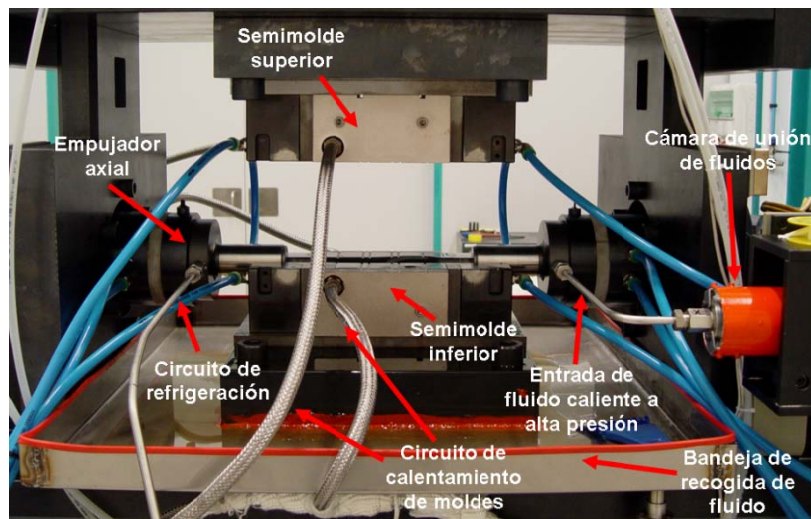


Figura 5.18: Distribución de los conductos de calentamiento y refrigeración de los semimoldes y de los empujadores axiales.

Durante la fase de puesta a punto de la instalación se ha verificado en primer lugar el patrón de temperaturas real en la superficie de los moldes para la temperatura nominal límite de 250°C (**figura 5.19**, **figura 5.20**). Para ello, se han colocado termopares en sendas zonas de los

moldes y se ha seguido la evolución de la temperatura con respecto al tiempo una vez puesto en marcha el sistema de calentamiento.

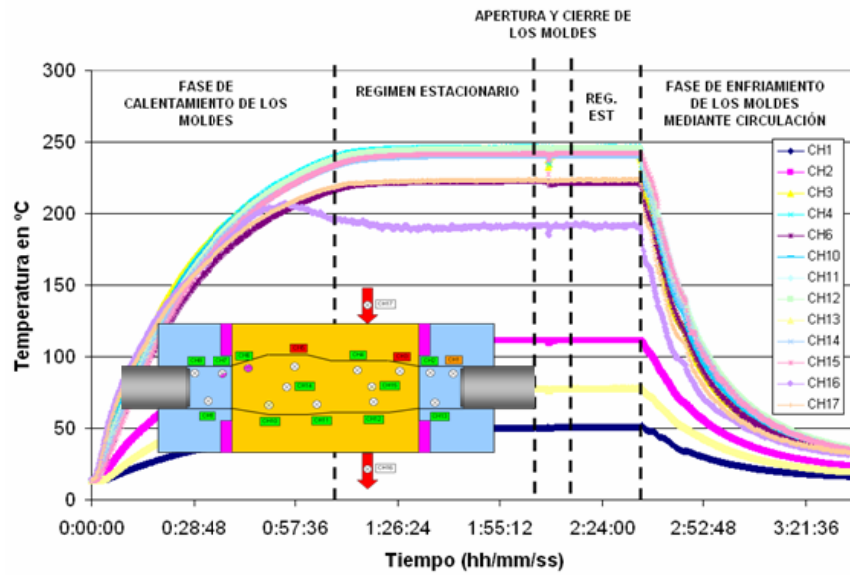


Figura 5.19: Curvas de calentamiento experimentales del semimolde superior

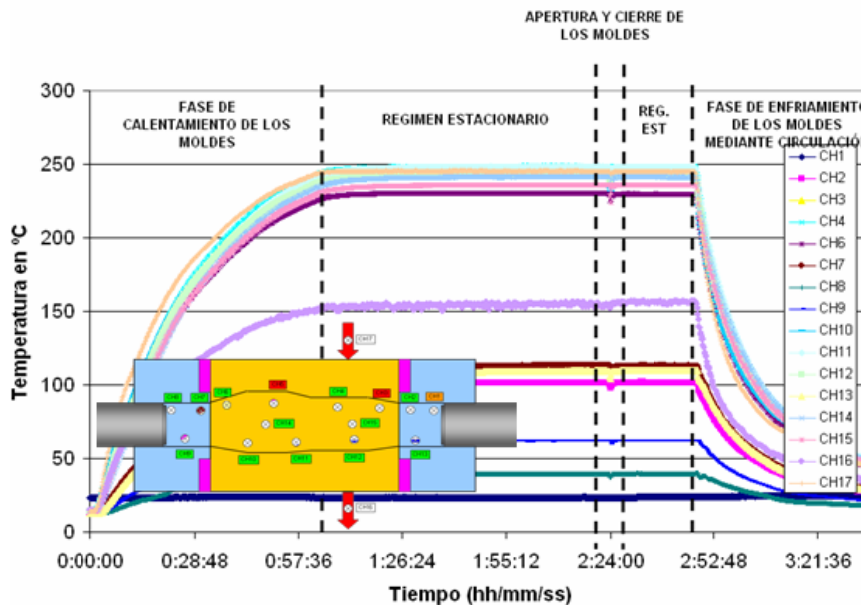


Figura 5.20: Curvas de calentamiento experimentales del semimolde inferior

Las lecturas de las temperaturas son similares en el semimolde superior e inferior ya que se trata de huellas simétricas con sistemas de circulación simétricos en paralelo. Se observa que en la zona central de expansión se consigue un rango de temperatura de entre 243 y 247°C (figura 5.21), para una temperatura nominal de 250°C. No obstante, en las zonas más bajas de la huella, correspondientes a uno de los vértices de la zona de sección triangular y a una de las bases de la zona rectangular, la temperatura se estabiliza en un rango entre 239 y 241°C. Por lo tanto existe un pequeño gradiente de temperatura entre la zona inferior y la zona central del molde de aproximadamente 5°C. En las zonas de transición, la temperatura va descendiendo progresivamente hasta aproximarse a temperaturas cercanas a los 50°C en las zonas de alimentación axial.

Así mismo, se observa que al producirse la apertura de los moldes para introducir el tubo se produce un descenso en la temperatura superficial del molde. No obstante, dicha pérdida de temperatura se recupera rápidamente debido a la inercia térmica de ambos moldes.

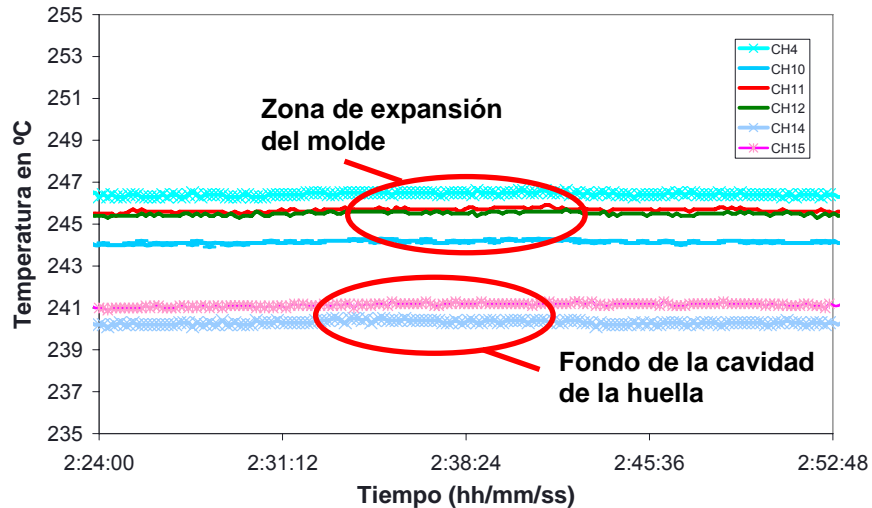


Figura 5.21: Detalle de la zona caliente del semimolde inferior en régimen estacionario

Tras verificar el patrón de temperaturas en la superficie de los moldes se ha verificado el patrón de temperaturas obtenido en la superficie del tubo. Existen limitaciones físicas en la zona de alimentación y guiado del tubo, el gap entre el tubo y el molde no permite introducir termopares para verificar la temperatura en dicha zona. Por lo tanto, únicamente se ha podido verificar el patrón de temperaturas en la zona de expansión de la pieza, la cual es la más crítica de cara a posibles gradientes térmicos.

La **figura 5.22** muestra la evolución de la temperatura en el tubo desde que se introduce en el molde, se homogeneiza la temperatura mediante circulación de fluido atemperado y se da comienzo al ciclo de WTHF.

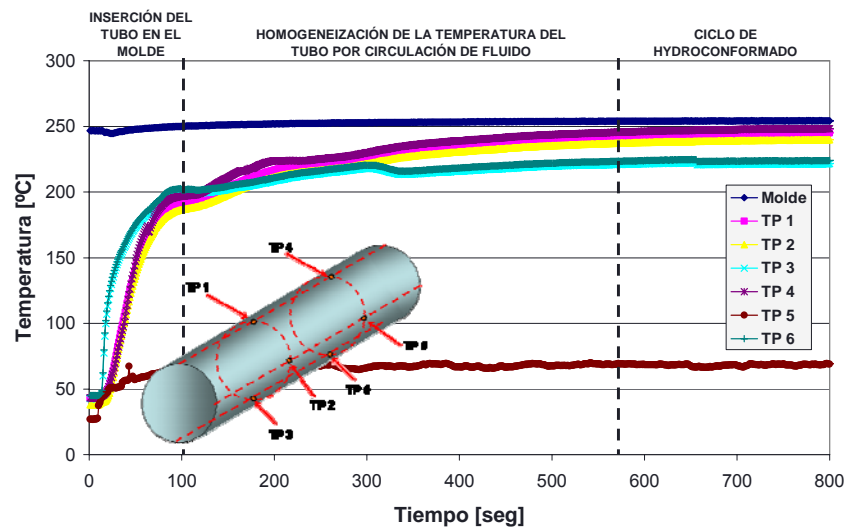


Figura 5.22: Curvas de calentamiento del tubo.

Se puede observar que el tubo tarda 9,5 min aproximadamente en estabilizar su patrón de temperaturas desde que es introducido en el molde. Dicho tiempo puede ser debido a que en el instante previo a su procesado, el tubo está únicamente en contacto con las zonas de guiado del tubo, las cuales están refrigeradas, y con el fluido que circula en su interior. Por lo tanto, la circulación de fluido interno ha de proporcionar el calor suficiente para calentar el tubo y compensar el calor perdido en las zonas de contacto con los moldes.

Así mismo, se puede observar que existen gradientes de temperatura a lo largo del eje vertical para una misma sección transversal. Dichos gradientes de temperatura, que alcanzan valores máximos de aproximadamente 20°C, pueden surgir a consecuencia de gradientes de temperatura en el propio fluido, de modo que el fluido a mayor temperatura presenta una menor

densidad y por lo tanto tiende a ascender concentrándose el fluido a menor temperatura en la parte baja del tubo.

A pesar de que dichos gradientes, no contemplados en las hipótesis realizadas en la modelización numérica, pueden ocasionar cierta diferencia en el comportamiento mecánico de unas zonas y otras, no se prevé como un problema sencillo a resolver a corto plazo. Esto se debe a que los conductos para la circulación de fluido han de presentar una sección de tamaño reducido para poder trabajar a las altas presiones requeridas. Por lo tanto, existe una disparidad considerable en la relación de secciones entre el tubo y los conductos de circulación. A consecuencia de ello, la circulación de fluido a través del tubo no es lo suficientemente uniforme para lidiar dichos gradientes de temperatura.

V.3.3. Sistema de control

Los parámetros de proceso principales que hay que controlar son la temperatura de las herramientas y del tubo, el caudal de entrada de fluido al interior del tubo y la alimentación axial.

V.3.3.1. Control del caudal y de la alimentación axial

El control de las variables de proceso de WTHF requiere de una gran precisión, por ello el sistema de control desarrollado consta de las siguientes componentes:

- Autómata programable
- Tarjetas controladoras específicas
- Panel de control
- Sistema de programación y monitorización de ciclo.

La **figura 5.23** muestra el esquema de control de las variables intrínsecas del proceso de hidroconformado de tubo: alimentación axial y presión/caudal del intensificador (en función de la estrategia de control seleccionada).

▪ **Autómata programable**

El sistema de control dispone de un autómata programable CQM1H-CPU21 de la casa OMRON. Dicho autómata únicamente dispone de entradas y salidas digitales y se encarga de gobernar las funciones básicas de la instalación tales como la apertura y cierre de los moldes, puesta en marcha del grupo de WTHF y del grupo hidráulico, movimiento en manual, reglajes, sistemas de seguridad, etc.

▪ **Tarjetas controladoras**

El control de las variables propias del proceso como son el caudal o la presión interna (en función de la estrategia de control adoptada) y la alimentación axial se realiza mediante tres tarjetas controladoras específicas VT-HACD-2 de la casa Bosch-Rexroth. Dichas tarjetas controlan respectivamente el intensificador y los dos cilindros axiales en lazo cerrado.

La programación empleada permite la utilización de estrategias tanto de control en presión, típicas en los procesos de hidroconformado convencionales, como de caudal, más indicadas para procesos WTHF.

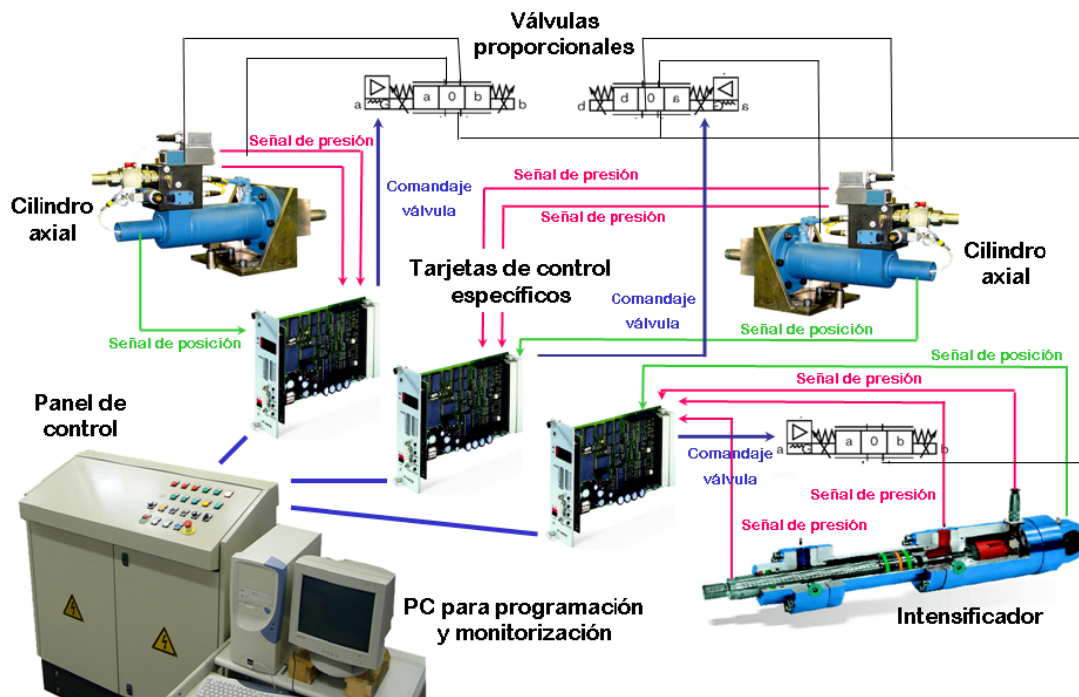


Figura 5.23: Esquema del sistema de control de las variables intrínsecas de los procesos de hidroconformado de tubo

- **Panel de control**

El panel de control permite al operario controlar funciones básicas en modo manual tales como: apertura y cierre de los moldes, avance y retroceso tanto de los cilindros hidráulicos como del intensificador, accionamiento de la fuerza de cierre, alternar entre el modo manual y el modo automático, etc.

- **Sistema de programación y monitorización**

Un PC realiza las labores de interfaz entre el operario y las tarjetas controladoras para programar las variables de proceso así como para su monitorización durante el ciclo de WTHF. Para la programación de las variables se ha empleado el *software* Bodac.

V.3.3.2. Control de la temperatura

Tras validar el patrón de temperatura durante la fase de puesta a punto se ha mantenido un termopar de referencia en uno de los moldes que permite extrapolar el patrón de temperatura de los moldes en función de los ensayos de medición de temperaturas realizados en la fase de puesta a punto. Así mismo, en dicha fase se ha analizado el tiempo necesario desde que se introduce el tubo hasta la homogeneización del patrón de temperaturas en el mismo.

Dichas mediciones se han realizado mediante un sistema de adquisición de temperaturas.

V.3.4 Funcionamiento de la instalación

El esquema de la **figura 5.24** describe las etapas de funcionamiento de la instalación desarrollada para la fabricación de piezas mediante WTHF.

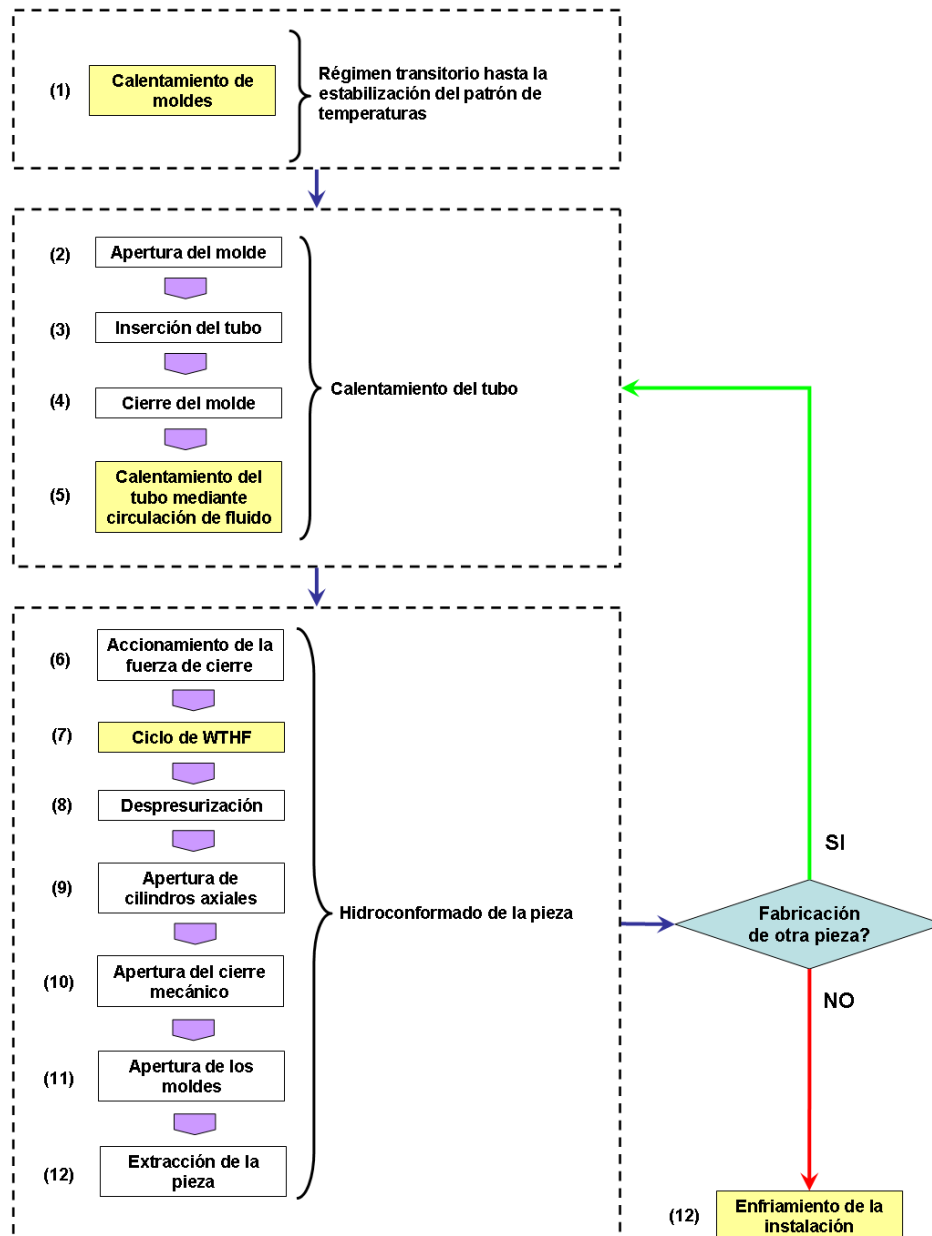


Figura 5.24: Esquema de funcionamiento de la instalación para la fabricación de piezas y componentes mediante WTHF

Para poder fabricar piezas y componentes mediante WTHF es necesario en primer lugar realizar el calentamiento de los moldes (1) hasta la estabilización de la temperatura de los mismos.

Una vez alcanzado el régimen estacionario, la máquina se encuentra preparada para dar comienzo a la fabricación de piezas. Para ello, en primer lugar se procede a la apertura de los moldes (2), se introduce el tubo (3) y se cierra el molde (4) para realizar el calentamiento del tubo (5). Tras alcanzar el patrón de temperaturas deseado, se acciona la fuerza de cierre de la máquina (6) y comienza el ciclo de WTHF de la pieza (7). Tras la finalización del ciclo, se procede a la despresurización de la pieza (8), los cilindros axiales retroceden (9) y se acciona la apertura del cierre mecánico (10) y de los moldes (11) para la extracción de la pieza. Este procedimiento se repite para la fabricación de sucesivas piezas.

Una vez fabricado el lote de piezas requerido, se procede a realizar el enfriamiento de la máquina previo a su desconexión (12).

V.4. CONCLUSIONES

Se ha construido una instalación piloto para hidroconformado de tubo capaz de trabajar tanto a temperatura ambiente como a altas temperaturas, hasta 250°C a presiones de hasta 700 bar. Para ello, se ha conseguido trasladar de forma satisfactoria las condiciones de conformado idóneas ensayadas en laboratorio para optimizar la conformabilidad de las aleaciones de magnesio.

Se ha dado solución a dos de los mayores inconvenientes que son el elevado coste de las prensas hidráulicas y el elevado coste y los problemas técnicos que supone el empleo de intensificadores de presión para trabajar a altas temperaturas. Ambas soluciones se recogen en las patentes P200800326 "*Dispositivo de cierre para compensar deformaciones*" y P200800327 "*Dispositivo hidráulico y procedimiento para un aparato de hidroconformado*". En la primera de ellas se sustituye la prensa por un dispositivo mecánico que proporciona la fuerza de cierre necesaria asegurando el correcto besado de los moldes para una posición de cierre constante. En la segunda patente se dispone un dispositivo hidráulico que partiendo de equipos hidráulicos para hidroconformado convencionales consigue fluido caliente presurizado.

Esta instalación ha permitido realizar la caracterización experimental de los procesos de hidroconformado en tanto de las aleaciones de magnesio, recogido en el *Capítulo VI*.

CAPÍTULO VI:

Caracterización experimental de los procesos de WTHF de la aleación de magnesio ZM21

VI.1. INTRODUCCIÓN

La caracterización experimental de los procesos de WTHF de las aleaciones de magnesio cumple un doble objetivo. Por un lado, analizar la repercusión real de las diferentes variables de proceso e identificar las estrategias más apropiadas a seguir para este tipo de conformado. Por otro lado, dicha caracterización permite identificar problemas no previstos en la modelización numérica y, por lo tanto, analizar la fiabilidad de los modelos desarrollados durante la fase de diseño de proceso mediante la comparación de los resultados numéricos con los experimentales.

En el presente capítulo se recogen los resultados de la caracterización experimental del proceso de WTHF. En dicha caracterización, se ha partido de los resultados y del conocimiento generado durante la fase de la modelización numérica de proceso recogido en el *Capítulo IV* y durante la fase de diseño, fabricación y puesta a punto de la instalación piloto para WTHF (*Capítulo V*). De este modo, durante la fase de puesta a punto de proceso, se ha estudiado la influencia de los diferentes parámetros de proceso. A continuación, se ha verificado la geometría de la pieza así como el grado de deformación sufrido, la distribución de espesores de la pieza, la evolución microestructural sufrida y la resistencia que presenta el material tras ser conformado. Finalmente, se han comparado los resultados experimentales y los resultados teóricos con el objetivo de validar los modelos numéricos desarrollados.

VI.2. METODOLOGÍA DE TRABAJO

VI.2.1. Materia prima de partida

Se ha empleado como materia prima tubo de la aleación de magnesio ZM21 de $\varnothing 50$ mm, longitud 270 mm y espesor 2 mm del mismo lote empleado en la caracterización uniaxial de material. Debido a problemas de disponibilidad en el mercado en el momento de su adquisición, los tubos empleados son fabricados mediante extrusión directa en cuatro partes. Este tipo de tubo se conoce como *perforated tubes* o *seamed tubes*. Los tubos obtenidos mediante dicho método de fabricación presentan cuatro líneas de soldadura fría longitudinal a 90° . En la **figura 6.1** se muestra un esquema del proceso de obtención del tubo.

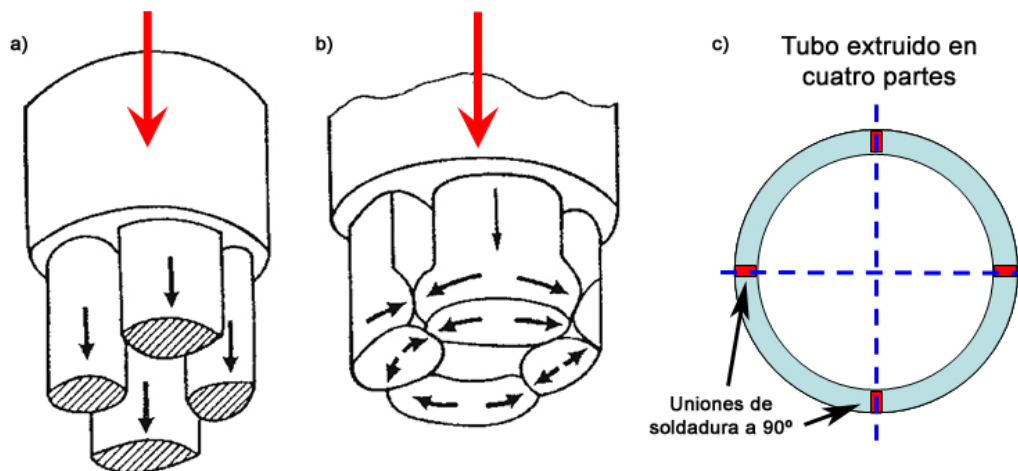


Figura 6.1: a) y b) Esquema del proceso de extrusión de tubo en cuatro partes (Park, et al., 2000) y c) sección del tubo extruido mediante este método

Con el objetivo de medir las deformaciones sufridas por los tubos durante el proceso de conformado, éstos han sido serigrafados electroquímicamente con una malla ortogonal de puntos circulares. Para tal propósito, se ha empleado un equipo de mallado electroquímico OSTLING EU-CLASSIC y una plantilla microperforada ortogonal de puntos circulares de $\varnothing 1$ mm y equidistantes entre sí 2 mm (**figura 6.2**). Los parámetros empleados para el ataque han sido:

- **Voltaje:** 10V.
- **Tiempo de marcado:** 3 segundos.
- **Tipo de corriente:** continua.
- **Electrolito:** 2/3 Electrolito Ref. 8090 de la casa Markcolor+ 1/3 agua bidestilada

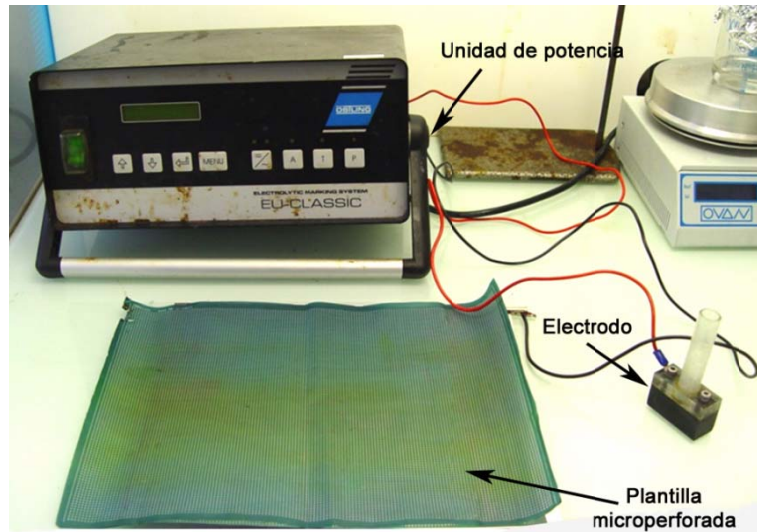


Figura 6.2: Equipamiento empleado para realizar el seriegriado electroquímico de los tubos de partida

VI.2.2. Procedimiento de ensayo

Para la realización de los ensayos se ha empleado la instalación piloto para WTHF presentada en el *Capítulo V*. Los ensayos se han realizado a una temperatura nominal constante de 200°C, identificada como la temperatura óptima de ensayo. Para la determinación del resto de parámetros de proceso se ha seguido la estrategia reflejada en la **figura 6.3**.

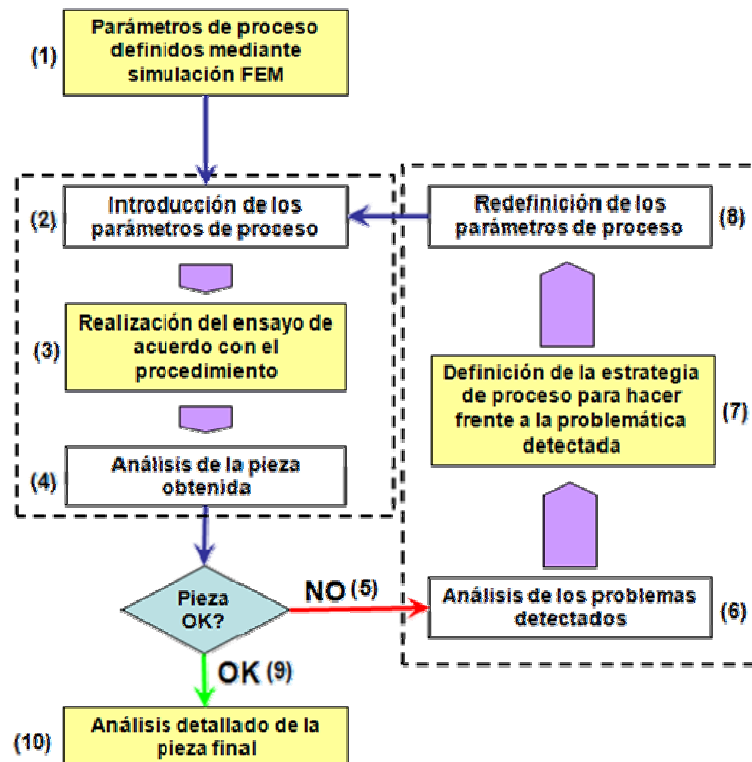


Figura 6.3: Esquema del procedimiento de ensayo empleado

En dicha estrategia, se realiza una primera serie de ensayos partiendo de los parámetros de proceso óptimos definidos mediante la modelización numérica (1). Tras introducir los parámetros en la máquina (2) y realizar los ensayos (3), se analizan las piezas obtenidas (4) y, en caso de que las piezas sean defectuosas (5), se redefinen los parámetros de proceso (8). Para ello, se analizan las causas de las problemáticas detectadas (6) y se define la estrategia de proceso a seguir para hacer para evitarlas (7). Dicho procedimiento se repite sucesivamente hasta la obtención de los parámetros de proceso que permiten la obtención de pieza buena (9).

VI.2.3. Análisis de la pieza final

Una vez optimizado el proceso de WTHF de la pieza, se ha realizado un análisis detallado de la misma. Para ello, se ha verificado la geometría de la pieza, el mapa de deformaciones final, la distribución de espesores a lo largo de la pieza, las propiedades mecánicas finales y la evolución sufrida en la microestructura.

Tanto la el mapa de deformaciones como la distribución de espesores se ha obtenido lo largo de la superficie de la pieza. No obstante, para realizar un análisis más exhaustivo, se han llevado a cabo mediciones más detalladas en tres secciones características de la pieza las cuales se muestran en la **figura 6.4**: sección triangular, sección cuadrada y sección longitudinal.

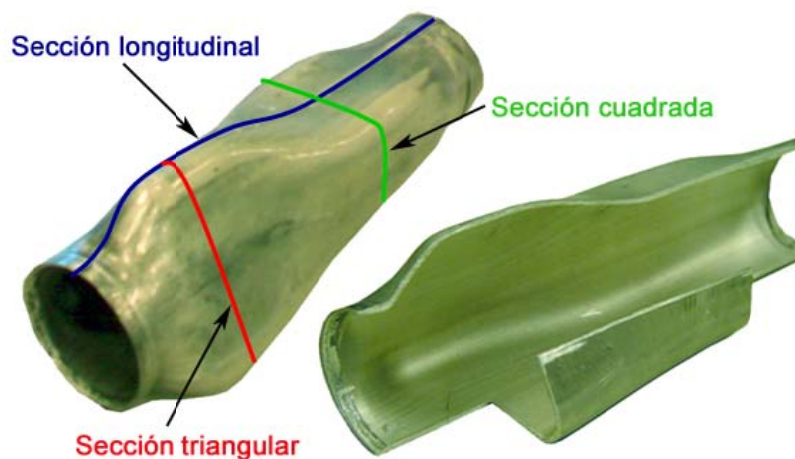


Figura 6.4: Secciones de control definidas para la verificación de la pieza

- **Verificación de la geometría de la pieza**

Se han realizado mediciones de las tres secciones de control definidas mediante el empleo de una máquina tridimensional de medición de coordenadas. De este modo, se han comparado las secciones teóricas con las mediciones realizadas y analizado las desviaciones observadas.

- **Análisis de la distribución de deformaciones y la distribución de espesores**

Para el análisis de la distribución de deformaciones y de espesores en la pieza se ha empleado el programa PHAST™ (*Photogrametric Automatic Strain Testing*). Dicho programa permite realizar la medición de las coordenadas de los puntos serigrafiados en la pieza mediante fotogrametría. De este modo, conociendo la distancia inicial entre los puntos serigrafiados (2 mm) se han obtenido el mapa de deformaciones, la distribución de deformaciones a lo largo de la pieza y la distribución de espesores. Asimismo se han analizado las deformaciones y los espesores en las tres secciones de control.

▪ Verificación de las propiedades mecánicas de la pieza

Para analizar la influencia de la deformación biaxial en las propiedades mecánicas de la pieza se han extraído probetas de tracción uniaxial de las zonas donde se ha producido la máxima deformación.

Dichas probetas se han obtenido en las dos principales direcciones de deformación con el propósito de analizar la influencia de los diferentes tipos de sollicitación sufridas a lo largo del proceso: dirección de alimentación axial (compresión severa) y dirección de expansión (tracción severa). Debido a las limitaciones dimensionales para la obtención de las probetas a partir de la geometría final de la pieza se han empleado probetas de tamaño reducido diseñadas de acuerdo con la norma UNE-EN10002-5. En la **figura 6.5** se muestra la geometría de la probeta empleada así como las direcciones en las que han sido obtenidas.

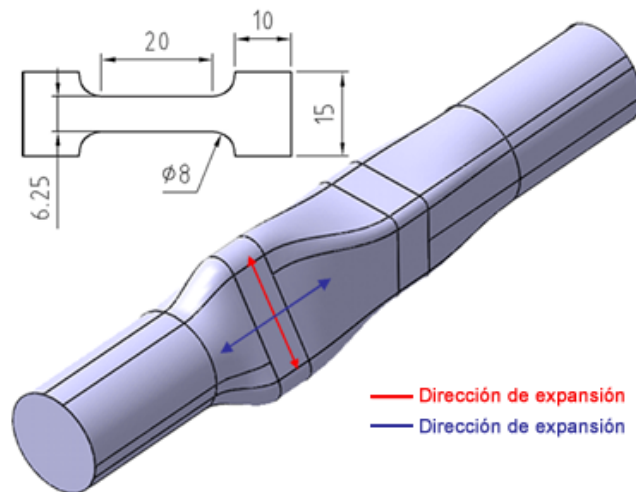


Figura 6.5: Esquema de la geometría de probeta empleada y de las direcciones en la que han sido extraídas.

Los ensayos de tracción se han realizado a temperatura ambiente de acuerdo con la norma UNE-EN10002-1:2002. Para analizar la correspondencia de los resultados obtenidos mediante el empleo de este tipo de probeta con respecto a los obtenidos en la caracterización uniaxial del *Capítulo II* (norma ASTM E8M-04) se han extraído también probetas del material base y comparado con los resultados previos.

▪ Análisis microestructural

Finalmente, se ha analizado la evolución microestructural sufrida en la pieza como consecuencia del elevado grado de deformación biaxial sufrido a 200°C. Para ello, se han extraído muestras de la zona de máxima deformación. Dichas muestras han sido analizadas siguiendo el mismo procedimiento metodológico empleado en el análisis microestructural del *Capítulo II*.

VI.2.4. Comparación de resultados y validación del modelo numérico

Finalmente, se ha analizado el grado de validez del modelo numérico desarrollado. Para ello se han comparado los resultados experimentales con los resultados obtenidos en la modelización numérica. Los aspectos analizados han sido:

- Parámetros de proceso reales con respecto a parámetros de proceso teóricos.
- Mapa de deformaciones real con respecto al mapa de deformaciones teórico.
- Mapa de espesores real con respecto al mapa de espesores teórico.

VI.3. RESULTADOS EXPERIMENTALES

A continuación se muestran los resultados más representativos de la caracterización experimental centrándose en los tipos de problemáticas detectadas, en la identificación y el análisis del origen de las mismas y en las estrategias de proceso adoptadas para su solución.

VI.3.1. Rotura por la unión soldada

En los ensayos iniciales se ha observado que los tubos rompen frecuentemente de forma prematura por las uniones de soldadura fría que presenta el tubo. Dichas soldaduras introducen una inestabilidad al proceso, de manera que la rotura se produce para diferentes niveles de conformado en función de la calidad de la soldadura. La **figura 6.6** muestran dos ejemplos de piezas que han sufrido este tipo de rotura para diferentes grados de conformado.



Figura 6.6: Ejemplos de rotura por unión de soldada

En dichas piezas se observa que el tubo colapsa en la unión de soldadura fría y la grieta se expande a lo largo de la línea de soldadura.

La **figura 6.7** muestra la micrografía de la unión soldada en los tubos de partida. Dicha micrografía se ha realizado siguiendo la metodología empleada en el análisis microestructural del *Capítulo II*.

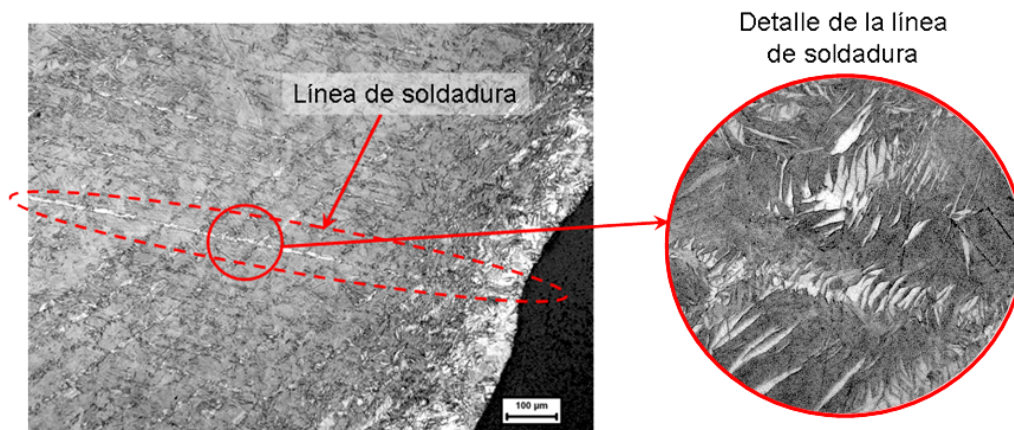


Figura 6.7: Análisis microestructural de la unión soldada

Tal y como se puede apreciar, la línea de soldadura atraviesa el espesor del tubo. En dicha línea se pueden observar gran número de maclas debido a la deformación plástica sufrida. Por lo tanto, la línea de soldadura presenta un elevado grado de distorsión y limitada capacidad de deformación plástica. Como consecuencia, propicia la iniciación de nuevos frentes de fisuración y su propagación a lo largo de la misma, dando lugar a roturas violentas de gran longitud.

Para disminuir en la medida de lo posible su repercusión en los ensayos se ha planteado una nueva estrategia de proceso. Esta nueva estrategia ha consistido en disminuir la velocidad de deformación empleada en el proceso para que dichas zonas puedan acomodar la deformación sufrida con mayor facilidad y limitar la generación y el avance de fisuras. La velocidad de deformación se ha disminuido mediante la modificación de las curvas de caudal y empleando como consecuencia tiempos de ciclo mayores.

VI.3.2. Rotura de pieza por alimentación insuficiente

En la **figura 6.8** se muestra un caso en el que la pieza ha roto a consecuencia de una alimentación insuficiente de material.



Figura 6.8: Ejemplo de rotura por alimentación insuficiente de material

Nuevamente, la rotura se ha producido por una de las líneas de soldadura. No obstante, debido al empleo de velocidades de deformación reducidas, dicha rotura no se ha producido de forma violenta y la longitud de la grieta es muy inferior a la observada en los casos anteriores.

Para solucionar este tipo de problema se ha actuado sobre las curvas de alimentación axial, proporcionando un mayor empuje de material a la zona de sección triangular, la cual requiere una mayor expansión que la zona de sección cuadrada.

VI.3.3. Pliegues por alimentación excesiva

En la **figura 6.9** se muestran dos casos representativos en los que debido a la alimentación excesiva de material la pieza presenta pliegues.

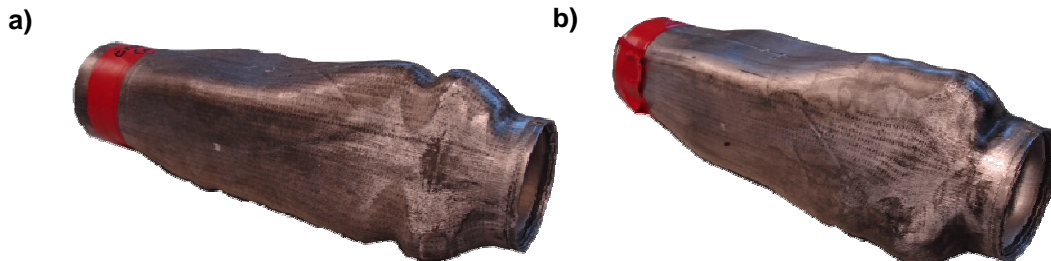


Figura 6.9: a) Ejemplo de pliegues irreversibles y b) Ejemplo de pliegues reversibles

No obstante, el tipo de pliegues generado en ambos casos es diferente. Los pliegues generados en la pieza de la **figura 6.9a)** son de tipo irreversible ya que no es posible eliminar dichos pliegues una vez se han producido. Por el contrario, la pieza de la **figura 6.9b)** presenta pliegues de tipo reversible, los cuales pueden eliminarse mediante la aplicación posterior de una presión de calibración

VI.3.4. Obtención de pieza buena

Tras ajustar la curva de caudal y la alimentación axial se ha implementado una última etapa de calibración mediante un pico de presión de 420 bar (aproximadamente 42 MPa). De este modo se han eliminado los posibles pliegues de tipo reversible y se ha calibrado la geometría de la pieza. La **figura 6.10** muestra dos ejemplos de pieza buena obtenidas mediante la estrategia de proceso planteada.



Figura 6.10: Ejemplos de pieza buena.

La **figura 6.11** muestra los parámetros de proceso empleados para la obtención de dichas piezas.

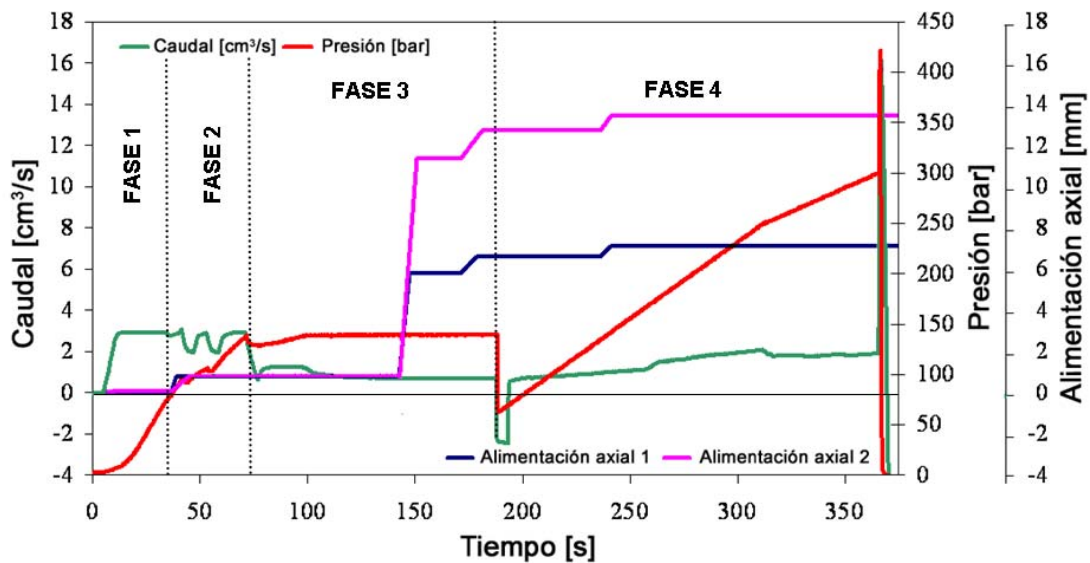


Figura 6.11: Parámetros de proceso reales empleados en la obtención de pieza buena

En la gráfica se pueden distinguir cinco fases:

- **FASE 1:** La curva de caudal asciende hasta alcanzar un valor de aproximadamente 3 cm³/seg, lo cual genera una curva ascendente de presión en el interior del tubo.
- **FASE 2:** El caudal nominal se mantiene constante mientras la presión interna del tubo continúa ascendiendo hasta alcanzar un valor de aproximadamente 130 bar. El hecho de no producirse bajadas de presión ni disminuir la pendiente de presurización muestran que el tubo todavía no ha comenzado a expandirse. No obstante, se aplica

una ligera alimentación axial (0,8 mm) para asegurar el correcto sellado del tubo y evitar de este modo posibles fugas de fluido por los extremos del mismo.

Las curvas tanto de caudal como de presión muestran ligeras oscilaciones a consecuencia de los cambios de bloque que el software de control realiza. Durante estos cambios de bloque el software interrumpe el control del intensificador durante una pequeña fracción de tiempo. De este modo, la presión interna de la cámara de alta presión hace que el vástago del intensificador retroceda ligeramente y, a consecuencia de ello, se produce un salto tanto en la curva de caudal como en la curva de presión.

- **FASE 3:** El caudal disminuye en dos fases hasta un valor de $0,65 \text{ cm}^3/\text{s}$ mientras que la pieza se expande a presión constante. Para proporcionar el material necesario a la zona de expansión se alimentan 9 mm en el cilindro axial 1 (correspondiente a la sección triangular) y 5,8 mm en el cilindro axial 2 (correspondiente a la sección cuadrada).
- **FASE 4:** Se realiza un cambio de estrategia de control de caudal a control de presión para calibrar la geometría de la pieza. En dicho cambio de estrategia el software interrumpe nuevamente el control del intensificador durante una fracción de tiempo ligeramente superior al producido en un cambio de bloque estándar y, por lo tanto, se produce un retroceso del vástago más pronunciado. Esto da lugar a un ligero salto en la curva de caudal. Debido a que el fluido despresuriza rápidamente ante una ligera variación de volumen, esto se traduce en un salto de presión de 74 bar.

Para compensar dicho salto, la presión interna se incrementa de forma lineal hasta recuperar la presión alcanzada en el bloque anterior, y se sigue incrementado hasta alcanzar una presión interna de 300 bar a un flujo de caudal prácticamente constante. Durante esta fase, nuevamente, se realiza un pequeño aporte de material con el principal propósito de asegurar la estanqueidad del tubo y evitar posibles pérdidas de fluido por los extremos del mismo.

- **FASE 5:** Finalmente se aplica un pico de presión de hasta 420 bar y se despresuriza para la extracción de la pieza

VI.4. ANÁLISIS DE LA PIEZA FINAL

VI.4.1. Análisis geométrico

La **figura 6.12** muestra los perfiles reales medidos en las secciones de control con respecto a los perfiles teóricos. En dichos perfiles se puede apreciar que, en general, la pieza presenta una elevada precisión geométrica siendo los perfiles reales prácticamente idénticos a los teóricos. No obstante, se pueden apreciar algunas desviaciones en las zonas de los radios así como en el lateral del perfil cuadrado. Estas desviaciones alcanzan valores máximos de hasta 0,95 mm.

Aunque no se ha podido determinar de forma cuantitativa. Se ha observado que la pieza no muestra desviaciones aparentes en el momento en que se extrae de la máquina y que tales desviaciones se hacen patentes una vez enfriada la pieza. Por lo tanto, parte de dichas desviaciones pueden producirse presumiblemente como consecuencia de las tensiones internas que se originan durante el proceso de enfriamiento.

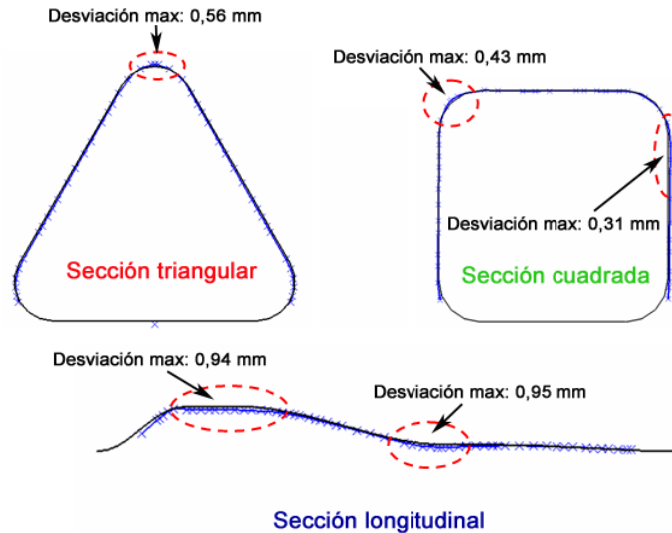


Figura 6.12: Verificación de la geometría de la pieza

VI.4.2. Análisis de deformaciones y espesores

La **figura 6.13** muestra el mapa de espesores de la pieza con respecto a la deformación equivalente máxima sufrida (Nota: en la elaboración de esta y sucesivas gráficas no se han tenido en cuenta algunos de los valores medidos experimentalmente que presentaban errores de medición debido al deterioro de los puntos serigrafiados en ciertas zonas de la pieza).

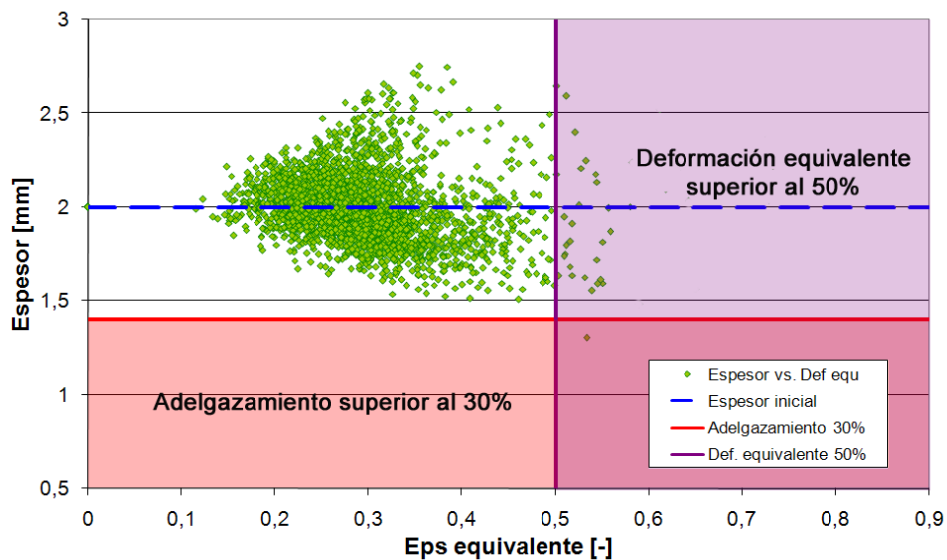


Figura 6.13: Mapa de espesores de la pieza con respecto a la deformación equivalente.

En dicha figura se observa que la pieza alcanza una deformación equivalente de aproximadamente el 55%, superior al criterio de fallo empleado en la modelización numérica, y un adelgazamiento cercano al 30%.

La **figura 6.14**, la **figura 6.15** y la **figura 6.16** muestran el mapa de deformaciones así como la distribución de la deformación en las direcciones principales en el plano de la chapa, ϵ_1 y ϵ_2 , y el adelgazamiento sufrido a lo largo de la pieza.

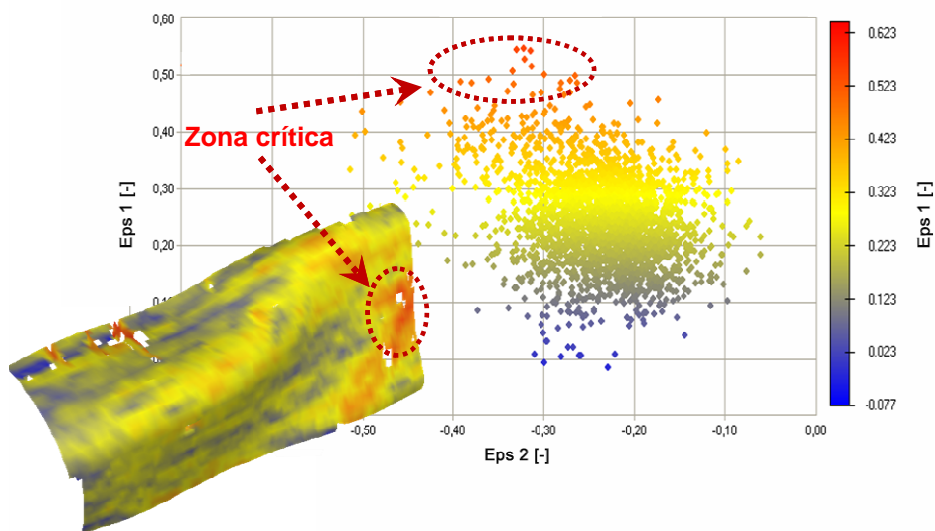


Figura 6.14: Mapa de deformaciones y distribución de la deformación ϵ_1 a lo largo de la pieza

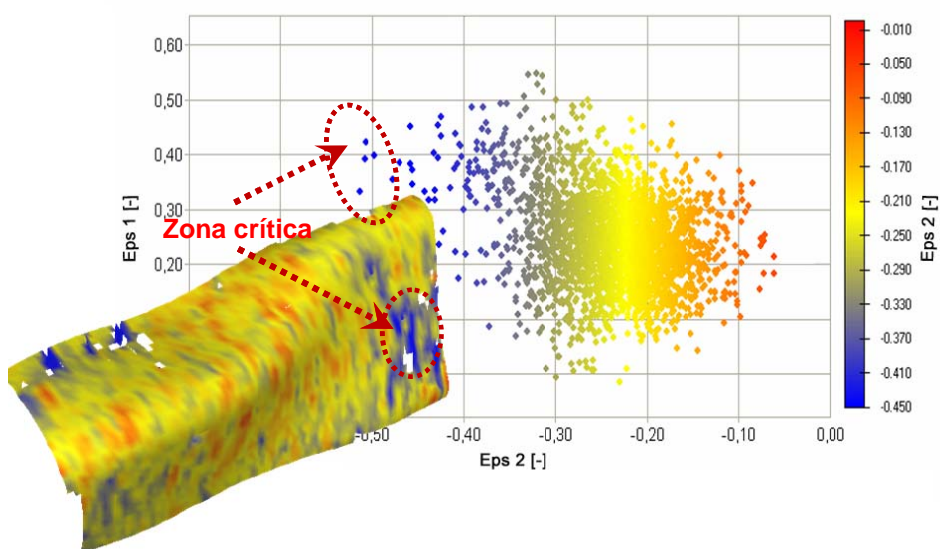


Figura 6.15: Mapa de deformación y distribución de ϵ_2 a lo largo de la pieza

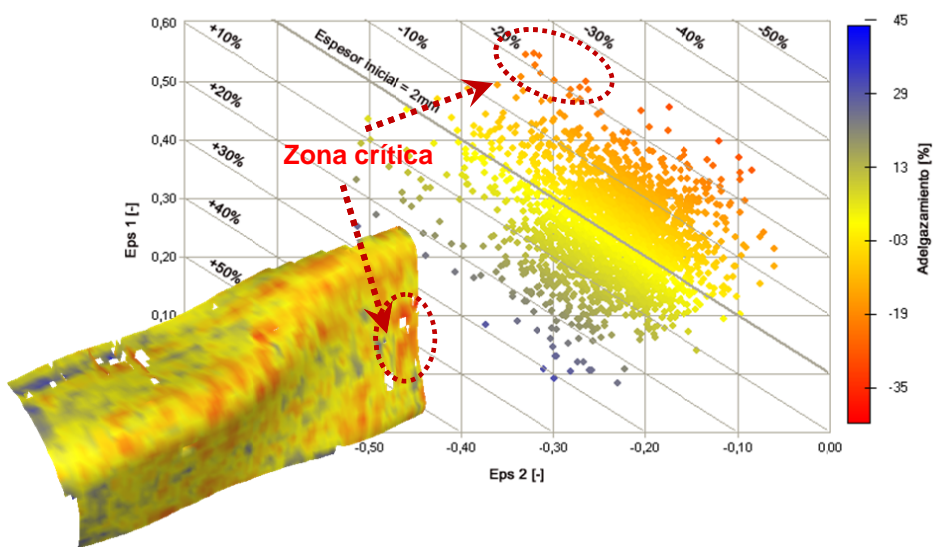


Figura 6.16: Distribución de espesores a lo largo de la pieza

En dichas figuras se observa que la zona que ha sufrido una mayor deformación en ambas direcciones ha sido la zona lateral de la sección triangular, zona en la que se produce la mayor expansión en la dirección circunferencial con valores de ϵ_1 de hasta el 56% combinado con una elevada compresión en la dirección axial debido a la elevada alimentación de material, con valores de ϵ_2 de hasta el 50% aproximadamente. Estas zonas se encuentran dentro de las áreas de mayor adelgazamiento, cercano en algunos casos al 30%.

Para un análisis más detallado, la **figura 6.17**, la **figura 6.18** y la **figura 6.19** muestran las deformaciones ϵ_1 y ϵ_2 así como la variación de espesor siguiendo el perímetro de cada una de las secciones de control.

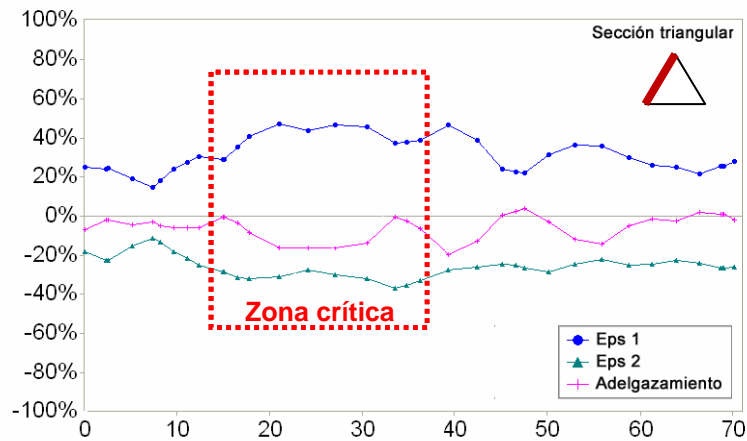


Figura 6.17: Valores de deformación en las direcciones principales, ϵ_1 y ϵ_2 , y de variación de espesor a lo largo de la sección triangular en %

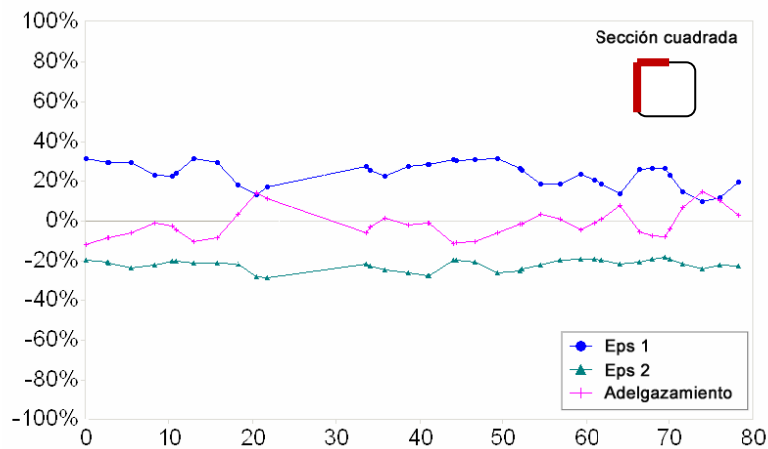


Figura 6.18: Valores de deformación en las direcciones principales, ϵ_1 y ϵ_2 , y de variación de espesor a lo largo de la sección cuadrada en %

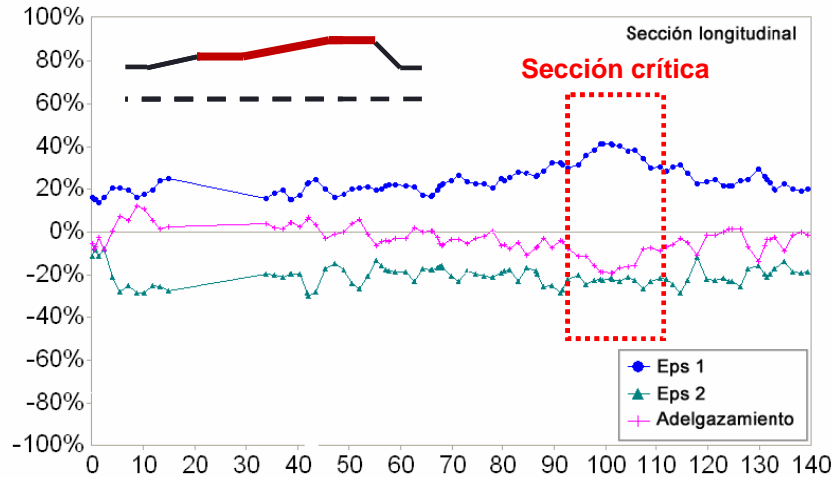


Figura 6.19: Valores de deformación en las direcciones principales, ϵ_1 y ϵ_2 , y de variación de espesor a lo largo de la sección longitudinal en %

En dichas graficas se observa que la zona más crítica de la pieza tanto desde el punto de vista de deformación como de adelgazamiento se localiza efectivamente en la zona central de las caras de la sección triangular. Por lo tanto, de cara a analizar la repercusión de sufrir un grado de deformación biaxial severo en caliente en las propiedades mecánicas finales de la pieza así como en la evolución de la microestructura se extraerán probetas en dichas zonas.

VI.4.3. Análisis de las propiedades mecánicas

La figura 6.20 muestra las curvas de tracción reales del material base para ambos tipos de probeta y de las probetas extraídas de la zona crítica de la pieza final en las dos direcciones principales de deformación.

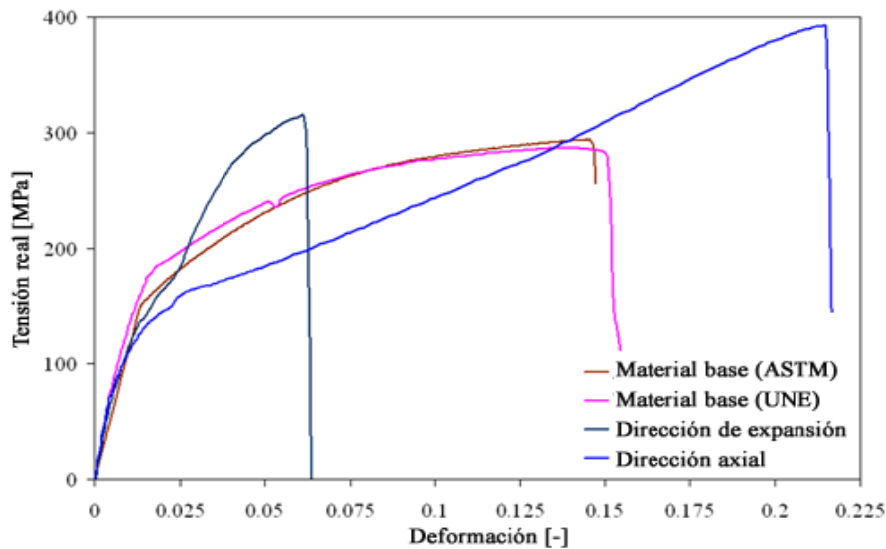


Figura 6.20: Diagrama de tracción del material de la pieza final en las dos direcciones principales de deformación.

En dicha figura se observa que el empleo de un tipo de probeta u otro no da lugar a variaciones relevantes en los resultados obtenidos para la caracterización del material base. Por lo tanto, cabe suponer que los resultados de la caracterización de las probetas extraídas a partir de pieza para las dos direcciones principales de deformación (dirección axial y dirección de expansión) son comparables con los resultados de la caracterización uniaxial llevada a cabo en el Capítulo II.

El análisis de dichos resultados muestra que:

- **MATERIAL BASE:** El material base presenta un alargamiento a la rotura de aproximadamente el 15% y una resistencia a la rotura de aproximadamente 275 MPa.
- **DIRECCIÓN DE EXPANSIÓN:** Las probetas obtenidas en la dirección de expansión han sufrido durante el proceso de WTHF una severa sollicitación a tracción a 200°C en la dirección de ensayo de la probeta, alcanzando valores de deformación en dicha dirección de en torno al 50-55%. Debido a ello, presentan una reducción del alargamiento a la rotura considerable con respecto al material base (del 15% al 6% aproximadamente) y un aumento de la resistencia a la rotura (de 275 MPa a 330 MPa aproximadamente).
- **DIRECCIÓN DE ALIMENTACIÓN AXIAL:** Las probetas obtenidas en la dirección de axial han sufrido una severa compresión durante el proceso de WTHF con valores de deformación a compresión de aproximadamente 30-35%. Debido a ello el material presenta un alargamiento a la rotura y una resistencia a la rotura superiores al material base en dicha dirección (22% de alargamiento y 370 MPa aproximadamente). Dicho incremento de ambas propiedades mecánicas puede ser a consecuencia del denominado efecto Bauschinger (Como, et al., 1969). La **figura 6.21** explica de forma esquemática dicho fenómeno.

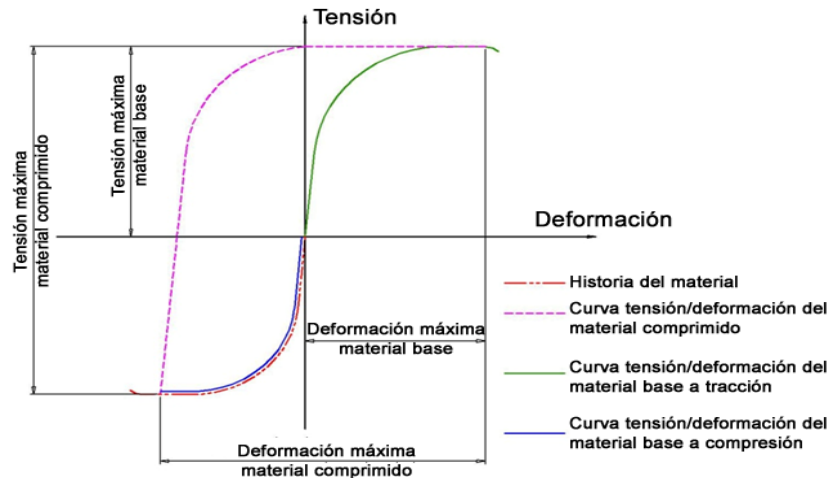


Figura 6.21: Esquema del efecto Bauschinger, basado en (Como, et al., 1969)

Debido a las limitaciones de tamaño de probeta no se ha podido emplear extensómetro. Por lo tanto, la caracterización de la parte elástica de las curvas no es del todo precisa. No obstante, dichas mediciones permiten analizar las tendencias de comportamiento en dicho rango. De este modo, se observa que las probetas obtenidas a partir de pieza final presentan un límite elástico inferior al del material base. Además, se ha observado una discontinuidad en la curva al comienzo del rango plástico, similar para ambos casos.

VI.4.4. Análisis microestructural

La **figura 6.22** muestra la microestructura de la pieza en la zona crítica, para un nivel de deformación equivalente de aproximadamente 56%. Se observa que la evolución microestructural sufrida por el material bajo un estado de deformación biaxial es similar al observado bajo condiciones de sollicitación uniaxial en el *Capítulo II*. No obstante, el grado de recristalización dinámica observado en el caso biaxial es ligeramente superior al observado en las muestras obtenidas a partir de probetas de tracción uniaxial, aunque sigue siendo reducido. Como consecuencia, el material sufre un endurecimiento por acritud tal y como se ha observado en el análisis de las propiedades mecánicas de la pieza final.

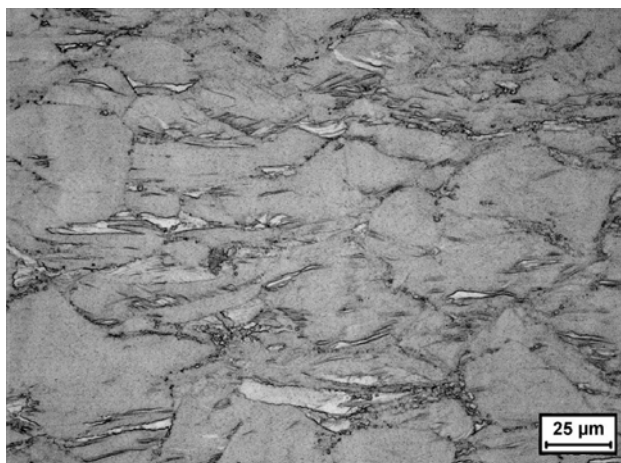


Figura 6.22: Microestructura de la pieza en la zona crítica de máxima deformación.

V.5. VALIDACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO APLICADO

Debido a las uniones de soldadura fría que presentan los tubos empleados a la hora de realizar los ensayos, no es posible realizar una validación real del modelo empleado. Dichas uniones, las cuales repercuten de forma contundente en el proceso, no han sido contempladas en el modelo y, por lo tanto, los resultados teóricos no son comparables con los resultados reales. No obstante, en este apartado se han analizado las diferencias contempladas entre ambos casos y las posibles causas de dichas diferencias.

VI.5.1. Análisis de los parámetros de proceso para ambos casos

En los parámetros de proceso empleados experimentalmente (**figura 6.11**) para la obtención de pieza buena ha sido necesario incorporar estrategias de reducción de la velocidad de deformación actuando sobre la curva de caudal y alargando considerablemente el ciclo, que a ha pasado de unos 120 s necesarios en la simulación a 360 s en la experimentación. El hecho de ralentizar el proceso ha permitido al material fluir con mayor facilidad y por lo tanto se ha empleado una alimentación axial inferior a la teórica. De este modo, la alimentación total empleada para la sección triangular, la cual requiere de una mayor alimentación, ha sido de 13 mm frente a los 24 mm necesarios en la modelización numérica.

VI.5.2. Análisis del mapa de deformaciones real vs. simulación

El empleo de parámetros de proceso diferentes también ha repercutido en el mapa de deformaciones. De este modo, a pesar de que las zonas de máxima deformación equivalente se localizan en las mismas áreas de la pieza (**figura 4.27** y **figura 6.14**), el mapa de deformaciones real presenta valores de deformación equivalentes de hasta el 56%, superiores a los registrados en el modelo teórico (50% aproximadamente) y se encuentra desplazado hacia la derecha (**figura 6.23**). Esto puede ser debido a que, como se ha explicado, el hecho de ralentizar el proceso ha ayudado al material a fluir con mayor facilidad y, por lo tanto, la alimentación de material aplicada ha sido más efectiva. Como consecuencia, se ha originado una mayor compresión del material en la dirección axial, desplazando el diagrama en el sentido negativo del eje de deformación Eps 2.

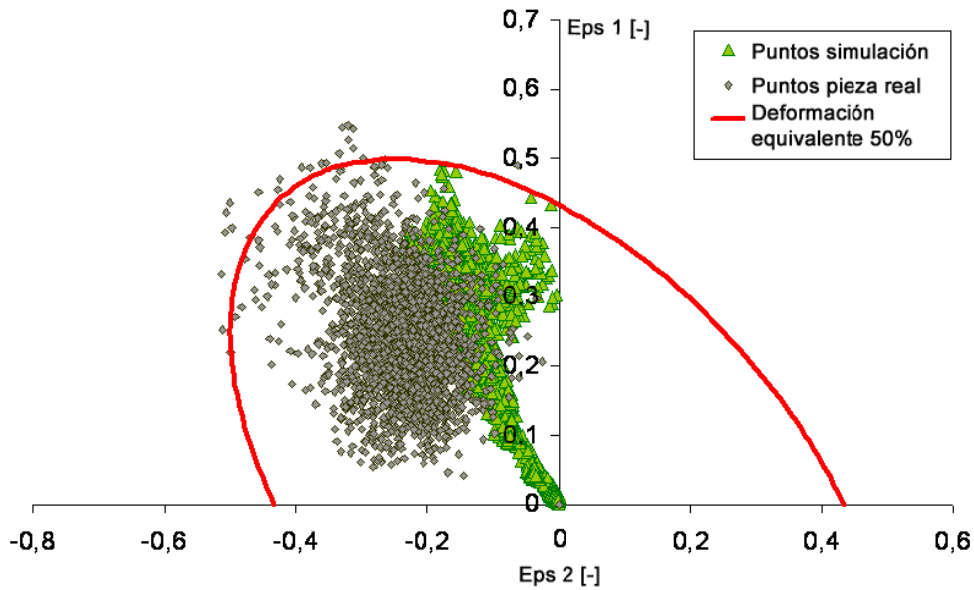


Figura 6.23: Mapa de deformaciones real vs. simulación

VI.5.2. Análisis del mapa de espesores real vs. simulación

Del mismo modo al observado en el análisis del mapa de deformaciones, la mayor efectividad de la alimentación axial y la mejor fluencia del material han originado un menor adelgazamiento en la pieza y las zonas más comprimidas ha sufrido un aumento de espesor (figura 6.24).

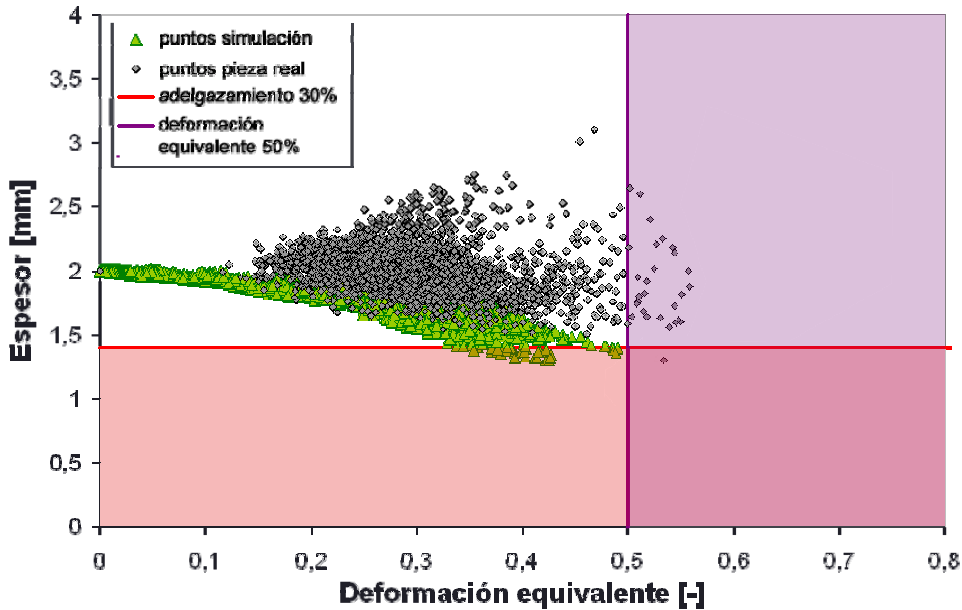


Figura 6.24: Mapa de espesores real vs. simulación

VI.6. CONCLUSIONES

Se ha demostrado que los procesos de WTHF permiten explotar todo el potencial de las aleaciones de magnesio, permitiendo obtener piezas en aleación de magnesio de geometría compleja y elevado grado de expansión, alcanzando o incluso rebasando los valores de deformación equivalente teóricos del material.

No obstante, se ha observado que el tipo de tubo empleado repercute de forma contundente en este tipo de procesos. De este modo, el empleo de tubos fabricados mediante extrusión directa en partes, que presentan uniones de soldadura fría, resultan problemático. Esto se debe a que el material presenta tendencia a romperse por la unión soldada de forma prematura. Por ello, se considera más apropiado el empleo de tubos fabricados mediante extrusión inversa que no presenten ningún tipo de unión.

También se ha demostrado que, efectivamente, mediante el control de caudal se puede limitar la velocidad de deformación del material de forma indirecta y, de este modo, aprovechar todo el rango de conformabilidad del material sin ser limitado por el fenómeno de *softening*. Es más, mediante dicha estrategia ha sido posible incluso la obtención de piezas conformadas mediante tubos que presentan uniones de soldadura fría, haciendo frente a su natural tendencia a la rotura prematura por la unión soldada. No obstante, para ello ha sido necesario reducir la velocidad de deformación de forma considerable, sacrificando el tiempo de ciclo del proceso con un aumento del 300%. A pesar de los beneficios que presenta la estrategia de control de caudal, se ha observado que es aconsejable la aplicación de un pico de presión al final del proceso para la calibración de la geometría final de la pieza y eliminar posibles pliegues de tipo reversible.

En cuanto a la calidad de la pieza obtenida, se ha visto que las piezas obtenidas mediante esta tecnología presentan en general una buena precisión, a pesar de que, en determinadas zonas, pueden presentar errores dimensionales. Estos errores se producen presumiblemente a consecuencia de las tensiones internas generadas durante el enfriamiento, aunque dicha afirmación únicamente ha podido ser comprobada mediante inspección visual ya que resulta complicado realizar mediciones geométricas cuantitativas antes de enfriarse la pieza. Las piezas conformadas mediante esta tecnología pueden alcanzar valores de deformación equivalente del orden del 56%, superando el límite teórico de la aleación empleada de aproximadamente en el 50%. Además, dicha aleación no presenta prácticamente recristalización dinámica al ser deformada a esta temperatura (200°C) y a consecuencia de ello el material sufre un endurecimiento por acritud. De este modo, presenta valores de resistencia superiores al del material base. Por otra parte, las zonas de la pieza en las que el material ha sufrido sollicitaciones a tracción presentan una reducción de capacidad de alargamiento. Por el contrario, las zonas de la pieza que han sido sometidas a sollicitaciones de compresión presentan un aumento de su capacidad de deformación.

Finalmente, a pesar de que uno de los objetivos de este apartado ha sido la validación de los modelos numéricos desarrollados mediante la comparación de los resultados teóricos con los resultados experimentales, dicha validación no se ha podido realizar de forma apropiada como consecuencia del tipo de tubo empleado. Como ya se ha explicado, el tipo de tubo empleado en la experimentación presenta cuatro uniones de soldadura por las que el material tiende a romperse de forma prematura. Este aspecto, que influye de forma determinante en el proceso real, no ha sido tenido en cuenta en los modelos numéricos desarrollados y por lo tanto los resultados obtenidos no son comparables. A pesar de ello, se considera que el empleo de este tipo de tubo no es apropiado para este tipo de proceso, aunque ha permitido comprobar el potencial de la estrategia de control de caudal, y, por lo tanto, se considera que la validación de los modelos desarrollados debe llevarse a cabo mediante resultados experimentales obtenidos mediante el empleo de tubos sin uniones.

No obstante, se han comparado el mapa de deformaciones y la distribución de espesores con los actuales resultados experimentales. Se ha observado que los valores de deformación y de adelgazamiento predichos son similares aunque presentan algunas diferencias coherentes con la variación sufrida en los parámetros de proceso. Por todo ello, cabe esperar que la validación de los modelos numéricos con los resultados experimentales apropiados pueda ser satisfactoria.

CAPÍTULO VII:

Conclusiones y líneas futuras

VII.1. CONCLUSIONES

El objetivo principal de este trabajo ha sido el desarrollo y análisis numérico y experimental de la tecnología de WTHF para la fabricación de componentes de magnesio.

Desde este punto de vista, la caracterización y análisis llevados a cabo para la aleación AZ31 y la aleación ZM21, dos de las aleaciones más empleadas en los procesos de conformado de chapa y tubo, han mostrado que en ambas aleaciones se produce un aumento de la conformabilidad a medida que aumenta la temperatura de conformado. De este modo, a temperaturas próximas a los 200-250°C alcanzan valores de deformación máxima de aproximadamente el 50-55%. No obstante, el análisis microestructural ha mostrado que para evitar la recristalización dinámica del material con la consiguiente pérdida de las propiedades iniciales no es aconsejable superar la temperatura de 150°C para el caso de la aleación AZ31 y 200°C para el caso de la aleación ZM21. Se ha determinado que este hecho está ligado al tipo de elementos aleantes, cuyos precipitados pueden ocasionar un mayor o menor grado de distorsión de la red cristalina al deformar el material.

Tras este estudio previo se ha seleccionado la aleación ZM21 para la realización de la presente tesis doctoral. Las principales razones para su selección han sido la mayor novedad y desconocimiento acerca de dicha aleación, así como el hecho de que presenta un menor grado de recristalización para las mismas condiciones de ensayo y su sensibilidad en el comportamiento mecánico frente a ligeras variaciones tanto en temperatura como en velocidad de deformación es menor.

Una vez determinada la aleación a emplear y las condiciones idóneas para su conformado, se han identificado las variables y las etapas del proceso de WTHF en base a la revisión bibliográfica realizada. Debido a que los procesos de WTHF están aún en fase de investigación ha sido necesario adaptar algunas de las etapas del proceso partiendo de los procesos de THF convencionales. Se ha observado que de cara realizar el control del proceso hay que tener en cuenta dos nuevas variables de proceso, la temperatura y la velocidad de deformación. Se ha visto que esta última variable resulta complicada de controlar de forma directa, especialmente con las estrategias de control de presión empleadas habitualmente en los procesos de hidroconformado de tubo convencionales. Por ello, se ha optado por emplear estrategias de control de caudal que permiten controlar de forma más directa la velocidad de deformación. A continuación, se ha diseñado una pieza prototipo genérica, pero de elevada exigencia geométrica y grado de expansión, para poder caracterizar los procesos de WTHF de componentes de magnesio y analizar su verdadero potencial.

Seguidamente, se ha dado paso a la fase de diseño de proceso baso en herramientas de modelización numérica. Para ello, se ha desarrollado una metodología de diseño para la cual se han generado tres tipos de modelos numéricos: un modelo isoterma para aligerar el diseño preliminar; un modelo térmico para el diseño detallado de moldes y predicción del patrón de temperaturas inicial; y un modelo termomecánico acoplado para el diseño detallado del proceso. Para poder implementar la estrategia de control de caudal en dichos modelos sin que ello suponga un coste computacional elevado se ha empleado una técnica que ha consistido en modelizar el comportamiento de la cavidad del fluido desde el punto de vista (volumen/presión) en lugar de modelizar el propio fluido.

Dicha metodología se ha empleado para realizar el diseño de proceso de la pieza prototipo y se ha observado una reducción del tiempo de cálculo de las simulaciones llevadas a cabo en el diseño preliminar, minimizando las iteraciones necesarias en el diseño detallado. De este modo, se ha estimado que en el caso de un diseñador medio, con cierta experiencia, puede reducir el tiempo de cálculo empleado aproximadamente en un 63% con respecto a las técnicas habituales.

Los resultados obtenidos en la modelización numérica han dado soporte al diseño de una instalación piloto para WTHF. De este modo, se ha desarrollado una instalación capaz de trabajar tanto a temperatura ambiente como a altas temperaturas, hasta 250°C y proporcionar

fluido presurizado hasta 700 bar. Para ello se ha conseguido trasladar de forma satisfactoria las condiciones de conformado idóneas ensayadas en el laboratorio. Asimismo, se ha dado solución a dos de los mayores inconvenientes que presentan los conceptos de instalación actuales, que son el elevado coste de las prensas hidráulicas empleadas para proporcionar la fuerza de cierre de los moldes y el elevado coste y los problemas técnicos que supone el empleo de intensificadores de presión para trabajar a altas temperaturas. Dichas soluciones han sido patentadas bajo los títulos P200800326 “Dispositivo de cierre para compensar deformaciones” y P200800327 “Dispositivo hidráulico y procedimiento para un aparato de hidroconformado”.

Dicha instalación ha permitido llevar a cabo la caracterización experimental del proceso de WTHF de la pieza demostrador en aleación de magnesio ZM21. Se ha observado que el proceso de obtención del tubo puede repercutir de forma contundente en este tipo de proceso. De este modo, no es aconsejable el empleo de tubos que presenten uniones de soldadura fría para estos procesos, debido a que la rotura se produce de forma prematura y se localiza en las zonas de unión dando lugar a roturas bruscas, con propagaciones de grieta de hasta el 70% de la longitud de la pieza. No obstante, la estrategia de control de caudal ha permitido hacer frente a las limitaciones impuestas por la materia prima mediante la reducción de la velocidad de deformación y sacrificando el tiempo de ciclo del proceso (incremento del tiempo de ciclo de un 300%). También se ha observado que a pesar de que el control de caudal permite obtener mejores resultados durante el conformado de la pieza, es aconsejable proporcionar un pico de presión para la calibración de la geometría de la misma. Para ello se ha optado por aplicar un control de presión para dicha etapa final.

A continuación se ha analizado la calidad de la pieza obtenida y se ha observado que mediante este proceso se pueden lograr geometrías complicadas con buena precisión dimensional, aunque se han observado errores dimensionales en determinadas zonas, lo cual podría ser debido a tensiones internas generadas en el proceso de enfriamiento. En cuanto al grado de deformación alcanzado, se ha observado que es posible reproducir o incluso superar los valores de deformación máxima equivalente alcanzados en laboratorio, con valores de aproximadamente el 56% sobre 50-55% obtenidos en laboratorio. Por lo tanto se considera que las condiciones óptimas de conformado se han identificado de forma satisfactoria llegando a los límites teóricos del material. Por otra parte, ello ha supuesto una mejora de la resistencia, siendo el grado de recristalización observado prácticamente nulo. No obstante, si se ha observado una ligera caída del límite elástico, aunque no se ha podido detallar de forma cuantitativa ya que el tamaño de las probetas a limitado el uso de extensómetro. Las zonas de la pieza en las que el material ha sido sometido a tracción durante el proceso sufren una reducción de su capacidad de alargamiento. Por el contrario, aquellas zonas que han estado sometidas a sollicitaciones de compresión aumentan su capacidad de deformación.

Finalmente se ha querido realizar la validación de los modelos numéricos desarrollados. No obstante, ello no ha sido posible debido a que las soldaduras frías presentes en los tubos de partida no han sido incluidas en el modelo, y sin embargo su repercusión en el proceso es muy elevada. No obstante, los modelos empleados se aproximan en cuanto al mapa de deformaciones calculado a pesar de que los grados de deformación teóricos alcanzados son ligeramente inferiores a los reales. En este punto dos de las mayores aportaciones realizadas han sido la modelización de la cavidad del fluido en lugar del propio fluido, lo cual supone un coste computacional menor, y el desarrollo de una metodología que cuyo empleo se ha estimado permite reducir aproximadamente un 63% el tiempo de cálculo en el diseño de este tipo de procesos

Por lo tanto, como conclusión final cabe destacar que los procesos de WTHF permiten fabricar componentes de magnesio aprovechando todo el potencial que ofrece este tipo de aleaciones. En este punto, el empleo de la estrategia de control de caudal juega un papel fundamental ya que permite controlar de forma indirecta la velocidad de deformación y por lo tanto evitar la rotura prematura de la pieza.

VII.2. LÍNEAS FUTURAS

A pesar de que la investigación realizada ha permitido analizar el potencial de los procesos de WTHF para conformar componentes de magnesio, todavía queda un largo camino por recorrer para la industrialización de este tipo de proceso.

Algunas de las líneas de trabajo futuras claves para la futura implantación de esta tecnología son las siguientes:

MATERIAL

- Caracterización biaxial de las aleaciones de magnesio mediante ensayos *bulge-test* de tubo en caliente a velocidades de deformación controladas. Obtención de curvas-tensión-deformación y diagrama FLD a diferentes temperaturas y velocidades de deformación.
- Caracterización y determinación de las condiciones óptimas para el conformado de nuevas aleaciones de magnesio.
- Desarrollo de modelos analíticos que reproduzcan el comportamiento mecánico de las aleaciones de magnesio a diferentes temperaturas y velocidades de deformación, haciendo especial hincapié en el fenómeno de *softening*.

SIMULACIÓN NUMÉRICA

- Validación de los modelos desarrollados en la presente tesis doctoral con resultados experimentales obtenidos mediante el empleo del tipo de tubo apropiado.
- Implementación de modelos analíticos de material que reduzcan el coste computacional de los modelos numéricos de proceso actuales.
- Caracterización tribológica del contacto tubo-matriz en los procesos de WTHF mediante desarrollo de útiles específicos. Ello permitirá la modelización más precisa de dicho contacto, el cual repercute de forma determinante en este tipo de procesos. En la actualidad, debido a la dificultad de determinar los coeficientes de fricción reales se emplean valores orientativos.
- Implementación de criterios de fallo para la validación teórica de los resultados numéricos: modelos analíticos de fallo a diferentes temperaturas y velocidades de deformación, diagramas FLD a diferentes temperaturas y velocidades de deformación,...
- Optimización de los modelos numéricos desarrollados desde el punto de vista de precisión y reducción del coste computacional.

PROCESO

- Caracterización de los procesos de WTHF de la aleación ZM21 mediante el empleo de tubo apropiado.
- Optimización de los procesos de WTHF, desde el punto de vista de reducción de tiempos de ciclo y mejora de las técnicas de calentamiento de tubo.
- Caracterización de los procesos de WTHF de piezas de carácter industrial
- Desarrollo de las etapas previas al proceso de WTHF como son el predoblado y el preconformado en caliente.
- Incorporación de etapas de corte y punzonado a la etapa de hidroconformado en caliente: *hydropiercing* en caliente.

CAPÍTULO VIII:

Aportación científica

VIII.1. PREMIOS

Premio al mejor trabajo presentado por una escuela técnica, **Esnaola J. A., Aginagalde A., Torca I., Galdós L. García C.**, Instalación piloto para Hidroconformado de tubo en caliente de Aleaciones de Aluminio y Aleaciones de Magnesio, XVII Congreso de Máquinas-Herramienta y Tecnologías de Fabricación, San Sebastián, 2008.

VIII.2. PATENTES

P200800326 “Dispositivo de cierre para compensar deformaciones”

P200800327 “Dispositivo hidráulico y procedimiento para un aparato de hidroconformado”

VIII.3. PUBLICACIONES EN REVISTAS INTERNACIONALES

Esnaola J.A., Torca I., Galdos L., Garcia, C., Determination Of The Optimum Forming Conditions For Warm Tube Hydroforming Of ZM21 Magnesium Alloy. Journal of Achievements in Mechanical and Materials Engineering. **2009**, Vol.32(2), p.188-195.

Torca I., Aginagalde A., Esnaola J.A., Galdos L., Azpilgain Z., Garcia C., Tensile Behaviour of 6082 Aluminium Alloy Sheet Under Different Conditions of Heat Treatment, Temperature and Strain Rate, Key Engineering Materials (Trans Tech Publications LTD Switzerland • UK • USA), **Accepted**.

Aue-u-lan Y., Esnaola J. A., Guza D., Altan T., Warm forming magnesium, aluminium tubes: A high temperature process for lightweight alloys, FMA The Fabricator, **2006**, online version http://www.thefabricator.com/Hydroforming/Hydroforming_Article.cfm?ID=1463

VIII.4. PUBLICACIONES EN REVISTAS NACIONALES

Torca I., Aginagalde A., Esnaola J. A., Galdos L., Azpilgain Z., García C., Piezas más Rígidas, Ligeras y Complejas: Hidroconformado en Caliente de Tubo de Aleaciones de Aluminio. IMHE: Información de máquinas-herramienta, equipos y accesorios, **2008**, nº 343-344, 1, p. 154-177.

Herrero N., Galdos L., Aginagalde A., Esnaola J. A., Hidroconformado de chapa a temperaturas medias: Análisis de la tecnología y simulación numérica mediante Forge2005®, IMHE: Información de máquinas-herramienta, equipos y accesorios, **2008**, nº 352, p.10-16,

Iribecampos U., García C., Esnaola J. A., Galdós L., Caracterización de material de tubo para la simulación numérica de procesos de hidroconformado, Deformación metálica: Técnicas de fabricación, acabado y transformación del fleje, chapa, tubos y alambre, **2005**, ISSN 0210-685X, Año nº 31, Nº 282, pags. 52-55

Esnaola J. A., García C., Galdos L., La fotogrametría como herramienta de validación en los procesos de hidroconformado de tubo, Deformación Metálica, **2005**, nº 281, p54-58

VIII.5. PUBLICACIONES EN CONGRESOS INTERNACIONALES

Eснаоla J. A., Torca I., Arruebarrena G., Galdos L., García C., A Novel Warm Tube Hydroforming Facility for Magnesium Tubes Processing, 8th International Conference on Magnesium Alloys and their Applications, **2009**, Weimar, Germany, **Accepted**.

Eснаоla J.A., Torca I., Galdos L., García C., Determination Of The Optimum Forming Conditions For Warm Tube Hydroforming Of ZM21 Magnesium Alloy. Worldwide Congress On Materials and Manufacturing Engineering and Technology (COMMENT'09), **2009**, **Accepted**.

Galdos L., Eснаоla J.A., García C., Aginagalde A., Zearra E., New Concept of The Manufacturing of An Industrial Car Brake. Process development and Performance Studyalde, ICTP 2008 9th Conference on Technology of Plasticity, Korea, **2008**.

Aginaglade A., Orus A., Eснаоla J. A., Torca I., Galdos L., García C., Warm hydroforming of lightweight metal sheets, 9th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes NUMIFORM '07, **2007**, Vol. 908, pp. 1175-1180.

Izaguirre A., García C., Aginagalde A., Eснаоla J. A., Calibration procedure for 3Ds strain measurements in sheet Hydroforming processes, Advances in Manufacturing Technology and Plasticity AMTP 06, **2006**.

Aginaglade A., Eснаоla J. A., García C., Pérez I, Gutierrez M., Tooling design for warm hydroforming based on temperature pattern analysis, International Deep Drawing Research Group (IDDRG), **2006**, p325-332.

Izaguirre A., Arana N., Barbarias J., García C., Aginagalde A., Eснаоla J.A., Real-Time stereo computation in sheet Hydroforming processes, ADIS International Conference, **2006**, San Sebastian, Spain, p.462-466.

VIII.6. PUBLICACIONES EN CONGRESOS NACIONALES

Eснаоla J. A., Aginagalde A., Torca I., Galdos L., García C., Instalación piloto para el hidroconformado de tubo en caliente de aleaciones de aluminio y aleaciones de magnesio, XVII Congreso de Máquinas-Herramienta y Tecnologías de Fabricación, **2008**, San Sebastian

Torca I., Aginagalde A., Eснаоla J. A., Galdós L., Azpilgain Z., García C., Comportamiento a Tracción de Chapa de Aleaciones de Aluminio bajo Diferentes Condiciones de Temperatura y Velocidad de Deformación. Fenómenos de Softening. XI Congreso Nacional de Propiedades Mecánicas de los Sólidos, Cadiz, **2008**, p. 93-98.

Ulacia I., Eснаоla J. A., Orus A., Kintana J., Procesos de conformado innovadores para la fabricación de componentes de automoción en aleaciones de magnesio: Hidroconformado en Caliente (WHF) y Conformado Electromagnético, Congreso Nacional de Materiales CNM08, San Sebastian, **2008**.

Torca I., Aginagalde A., Eснаоla J. A., Galdos L., Azpilgain Z., García C., Caracterización termomecánica uniaxial de aleaciones de aluminio para procesos de conformado de chapa. Metodología de simulación, Congreso Nacional de Materiales CNM08, San Sebastian, **2008**.

Eснаоla J. A., Aginaglade A., Galdos L., García C., Orús A., Caracterización experimental de los procesos de hidroconformado de tubo de aleaciones de alta resistencia específica: aceros inoxidables, aceros de alta resistencia y aleaciones de aluminio, XV. Congreso de Máquina Herramienta y Tecnologías de Fabricación, San Sebastián, **2006**.

Aginagalde A., Esnaola J. A., Galdos L., García C., Instalación piloto de hydroforming para el prototipado de piezas industriales: ejemplo de hidroconformado de un pedal de freno, XV. Congreso de Máquina Herramienta y Tecnologías de Fabricación, San Sebastián, **2006**.

Galdos L., García C., Aginagalde A., Esnaola J. A., Ortubay R., Influencia de la lubricación en los procesos de hidroconformado de tubo. Metodología para el cálculo del coeficiente de fricción y simulación numérica del proceso, IX Congreso Nacional de Materiales SEMAT. **2006**, p71-74.

Aginagalde A. Esnaola J. A., García C., Pérez I, Gutiérrez M., Caracterización de aleaciones de aluminio para aplicaciones de hidroconformado a temperaturas medias, IX Congreso Nacional de Materiales SEMAT, **2006**, p75-78.

Galdos L., García C., Aginagalde A., Esnaola J. A., Ortubay R., Influencia de la lubricación en los procesos de hidroconformado de tubo: metodología para el cálculo del coeficiente de fricción y simulación numérica del proceso, Perspectiva de la investigación sobre materiales en España en el siglo XXI, **2006**, Vol. 1, ISBN 84-8158-322-7, pags. 71-74

Galdos L., García C., Esnaola J. A., Aginaglade A., Análisis crítico de la fiabilidad de los códigos estático implícito y dinámico explícito para la simulación por FEM de procesos de hidroconformado de tubo, VIII Congreso Nacional de Materiales SPUPV, **2004**.

CAPÍTULO IX:

Bibliografía

IX BIBLIOGRAFÍA

Aghion E., Bronfin B. and Eliezer D. The role of the magnesium industry in protecting the environment // *Journal of Materials Processing Technology*. - 2001. - Vol. 117(3). - pp. 381–385.

Aginagalde A. Esnaola J.A., Galdos L. and García C. Instalación piloto de hydroforming para el prototipado de piezas industriales: ejemplo de hidroconformado de un pedal de freno // XV. Congreso de Máquina Herramienta y Tecnologías de Fabricación. - San Sebastian, Spain, 2006.

Ahmeyoglu M., Sutter K., LI X.J. and Altan T. Tube hydroforming current research [Journal] // *Journal of Material Processing Technology*. - 2000. - Vol. 98. - pp. 224-231.

Altan T. Short Course on hydroforming - Columbus, Ohio, USA, 2001.

Altan T., Serhat K. and Aue-u-lan Y. Forming Al and Mg alloy sheet and tube at elevated temperatures // *Key Engineering Materials*. - 2007. - Vol. 344. - pp. 317-324.

Altan T., Y Aue-u-lan Y. and G. Ngaile G. Optimizing tube hydroforming using process simulation and experimental verification // www.ercnsm.com. - 2003.

Amici E. Ballerini F., Hermann J., Krannich M. and Rizzo L. Importance of the pre bending operation in the simulation of tube hydroforming // 6th International ESAFORM Conference on Metal Forming. - Salerno, Italy, 2003. - pp. 487-490.

Aue-u-lan Y Hydroforming of tubular materials at various temperatures [Book] = PhD Dissertation. - Columbus, Ohio, USA, 2007.

Aue-u-lan Y., Esnaola J.A., Guza D., and Altan T. Warm forming magnesium, aluminum tubes: A high-temperature process for lightweight alloys // *The Fabricator* (www.thefabricator.com 03-10-2006). - 2006.

Avedesian M. M. Magnesium and magnesium alloys (ASM Speciality Handbook) - 1999.

Big Island Spearguns - 2009. - (01-03-2009).

http://www.bigislandspearguns.com/spearguns.htm&usg=__KnZzkHlvH-2J9qE3kgTyT0RnhyU=&h=240&w=470&sz=17&hl=es&start=14&um=1&tbnid=9Qm2c6lwSUCpCM:&tbnh=66&tbnw=129&prev=/images%3Fq%3DCAYMAN%2BHF2%2Bhydr

Blawert C., Hort N. and Kainer KV. Automotive applications of magnesium and its alloys // *Transactions of the Indian Institute of Metals*. - Vol. 57(4). - pp. 397–40.

Brand A. J., Gade D. and Kopp R. Verwendung des Mehrebenenmodells zur integrativen Werkstoffmodellierung von Umformprozessen // *Umformtechnik Stahl- und NE-Werkstoffe*, 13. Aachener Stahlkolloquium. - 1998.

Brown B. Magnesium application in the short term - 2007.

<http://www.magnesium.com/W3/data-bank/article.php?mgw=199&magnesium=286>.

Cockcroft M. G. and Latham D. J. Ductility and the Workability of Metals // *Journal of the Institute of Metals*. - 1968. - Vol. 96. - pp. 33-39.

Como M. and D'Agostino S. Strain hardening plasticity. - 1969.

Constancine B., Roch R. and Clark J. P. Substituting tube-hydroformed parts for automotive stamping an economic model // *Journal of Materials Processing Technology*. - 2001. - Vol. 53. - pp. 33-38.

Control Emission [Report]. - 2000. - pp. Vol 4, 10–15.

Couling S. L., Pashak J.F. and Sturkey L. Unique deformation and aging characteristics of certain magnesium-based alloys [Journal] // Transactions ASM . - 1959. - Vol. 51. - pp. 94–107.

Chapman J.A. Grain size and ductility of magnesium, Ph.D. Thesis. University of Birmingham - 1963.

Chen Fuh-Kuo and Huang Tyng-Bin Formability of stamping magnesium-alloy AZ31 sheets // Journal of Materials Processing Technology. - 2003. - Vol. 142. - pp. 643-647.

Chichili D., Ramesh K. and Hemker K. The high-strain response of Alpha titanium: experimental, deformation mechanisms and modeling // Acta Materialia. - 1998. - Vol. 46. - pp. 1025-1043.

Christian J.W and Mahajan S. Deformation twinning // Program in Materials Science. - 1995. - Vol. 39. - pp. 1–157.

Dalin J. B. and Onate E. An automatic algorithm for contact problems: Application to sheet metal forming // Third International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes. - Fort Collins, Colorado, USA, 1989.

Davies G. Magnesium Materials for automotive bodies [Journal] // G. London. - 2003. - Vol. 91. - pp. 158-159.

Dieringa H. and Kainer KU. Magnesium-der zukunftswerkstoff für die automobilindustrie // Mat-wiss U Werkstofftech. - 2007. - Vol. 38(2). - pp. 91–95.

Doerge E., Sebastian W., Dröder K. and Kurz G. Increased Formability of Mg-Sheets using Temperature Controlled Deep Drawing Tools // Innovations in Processing and Manufacturing of Sheet Materials 2001, TMS Annual Meeting. - 2001. - págs. 53-60.

Doerge E., Kurza G. and Doergeb E. Development of a formulation to describe the work softening behaviour of magnesium sheets for heated deep drawing processes // CIRP Annals - Manufacturing Technology. - 2001. - Vol. 50. - pp. 177-180.

Dohman F., Böhm A. and Dudziak K. U: The shaping of hollow shaft-shaped workpieces by liquid bulge forming // 4th International Conference on Technology of Plasticity. - Tokyo, Japan , 1993. - pp. 447-452.

Dohmann F. and Hartl C. "Liquid bulge forming as a flexible production method // Journal of materials Processing Technology. - 1994. - Vol. 45. - pp. 377-382.

Dohmann F. and Hartl C. Hydroforming – a method to manufacture lightweight parts // Journal of Materials Processing Technology. - 1996. - Vol. 60. - pp. 669-676.

Dohmann F. and Hartl C. Hydroforming-applications of coherent FE-simulations to the development of products and processes // Journal of Materials Processing Technology. - 2004. - Vol. 150. - pp. 18-24.

Dohmann F. Introduction to the processes of hydroforming // 1st International Conference on Hydroforming. - Fellbach/Stuttgart, Germany, 1999. - pp. 1-21.

Dröder K. Untersuchungen zum Umformen von Feinblechen aus Magnesiumknetlegierungen, PhD Dissertation. - Hanover, Germany, 1999.

eFunda - 2006. - <http://www.efunda.com/>.

Eliezer D., Aghion E. and Froes F.H. Magnesium science and technology // Advanced Materials Performance. - 1998. - Vol. 5. - pp. 201–212.

- Emley E.F.** Principle of Magnesium Technology // Pergamon Press. - Oxford, 1960.
- Esche S. K., Kinzel G. L. and Altan T.** Issues in convergence improvement for non-linear finite element programs // International Journal for Numerical Methods in Engineering. - 1997. - Vol. 40(24). - pp. 4577-4594.
- Fernandez P.** Termodinámica Técnica - Santander, Spain, 1996.
- Fontana-Arte** - 2009. - (01-03-2009) - <http://www.fontanaarte.it>.
- Friedrich H and Schumann S** Research for a “new age of magnesium” in the automotive industry // Journal of Material Processing Technology. - 2001. - Vol. 55. - pp. 276–281.
- Galdos L.** Caracterización y optimización de los procesos de hidroconformado de tubo, PHD Dissertation. - Mondragon, Spain, 2006.
- Geiger M., Merklein M., Celeghini M., Haldenwanger H.-G. and Prier M.** Sheet and Tube hydroforming at elevated temperatures // 3rd Hydroforming Conference. - Stuttgart/Fellbach, Germany, 2003.
- Groche P., Steinheimer R. and Schmoeckel D.** Process stability in the tube hydroforming process // CIRP Annals _Manufacturing Technology. - 2003. - Vol. 52. - pp. 229-232.
- Gronostajski Z.** The constitutive equations for FEM analysis // Journal of Materials Processing Technology. - 2000. - Vol. 106. - pp. 40-44.
- H & H Tube** - 2007. - (03-01-2009) - <http://www.h-htube.com/>.
- Hartl C. and Abbey T.** Product development of complex hydroformed parts and requirements regarding tool manufacture // 6th International Conference on Technology of Plasticity. - Nuremberg, Germany, 1999. - pp. 1183-1188.
- Hartl C.** Theoretical fundamentals of hydroforming// 1st International Conference on Hydroforming. - Fellbach/Stuttgart, Germany, 1999. - págs. 23-25.
- Hartley C. S., Garde a., Chung, H. M. and Kassner T. F.** Microstructure based constitutive relation for dilute alloys of alpha- Zirconium // Zirconium in the nuclear Industry, ASTM STP . - 1979. - Vol. 681. - pp. 343-352.
- Heller C.** Umformen von Aluminiumblechen bei erhöhten Temperaturen, PhD Dissertation. - TH Darmstadt, Germany, 1992.
- Hinton E., Rock T. and Zienkiewicz O. C.** A note on mass lumping and related processes in the finite element method // Earthquake engineering Structural Dynamics, 1976. - Vol. 4. - pp. 145-149.
- Hollomon J. H.** Tensile Deformation // Transactions of AIME, 1945. - Vol. 162. - pp. 268-290.
- Hwang Y. M. and Altan T.** FE simulations of the crushing of circular tubes into triangular cross-sections // Journal of Materials Processing Technology. - 2002. - Vols. 125-126. - pp. 833-838.
- Inocente M.** Development and Applications of the Hydroforming Process for the Automotive Industry // 3rd International Hydroforming Congress. - Pamplona, Spain, 2001.
- Ito T., Saeki J. and Otsuka M.** Superplasticity in Coarse Grained Mg-Al Class I Solid Solution of HCP Structure // Magnesium Technology 2001, TMS Annual iMeeting. - New Orleans. Louisiana, U.S.A., 2001. - pp. 217-222.
- Jain CC. and Koo CH.** Creep and corrosion properties of the extruded magnesium alloy containing rare earth [Journal] // Materials transactions. - 2007. - Vol. 2. - pp. 265–272.

Jung D. W. Study of dynamic explicit analysis in sheet metal forming processes using faster punch velocity and mass scaling scheme // *Journal of Materials Engineering and Performance*. - 1998. - Vol. 7(4). - pp. 479-490.

Jung D. W., Yoo D. J. and Yang D. Y. A dynamic explicit rigid-plastic finite element formulation and its application to sheet metal forming processes // *Engineering Computations*. - 1995. - Vol. 12. - pp. 707-722.

Karlsson & Sorensen Abaqus Explicit: User's Examples and Theory Manuals, Hibbitt, 1991.

Kelly E. W. and Hosford W. F. Deformation characteristics of textured magnesium // *Transactions of Metall Society, AIME*. - 1968. - pp. 242-654.

Kennelly Keys Music, 2009, (03-01-2009)

https://www.kennellykeysmusic.com/product.php%3Fprintable%3DY%26productid%3D4048%26cat%3D424%26page%3D1%26js%3Dn&usq=524oVL6973AiqhAlqv_qO7oT5Mw=&h=1792&w=859&sz=151&hl=es&start=6&um=1&tbnid=TO.

Kermal M. K. Magnesium and its alloys applications // *International Journal of Advanced Manufacturing Technologies*. - 2008. - Vol. 39. - pp. 851-865.

Khodayari G. How material influences bending for hydroforming, (www.thefabricator.com - 10/01/2007) // *The tube & pipe journal*. - 2002.

Kim J, Kang S.-J. and B.-S. Kang A comparative study of implicit and explicit FEM for the wrinkling prediction in the hydroforming process // *International Journal of Advanced Manufacturing Technologies*. - 2003. - Vol. 22. - p. 547-552.

Kim S. and Km Y. Analytical study for tube hydroforming // *Journal of materials Processing Technology*, 2002. - Vols. 128(1-3). - pp. 232-239.

Kleiner M., Geiger M. and Klaus A. Manufacturing of Lightweight Components by Metal Forming // 53rd CIRP General Assembly. - Montreal, Canada, 2003. - pp. 521-532.

Ko Y.G., Jung W., Shin D. and Lee C. Effects of temperature and initial microstructure on the equal channel angular pressing of Ti-6Al-4V Alloy // *Scripta Materialia*. - 2003. - Vol. 48. - pp. 197-202.

Koç M. and Altan T. An overall review of the tube hydroforming technology // *Journal of Materials Processing Technology*. - 2001. - Vol. 108. - pp. 384-393.

Koç M. and T. Altan T. Prediction for forming limits and parameters in the tube hydroforming process // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. - 2002. - Vol. 42. - pp. 123-138.

Kuo J.L., Sugiyama S., Hsiang S. and Yanagimoto J. Investigating the characteristics of AZ61 Magnesium alloy on the hot and semi-solid compression test // *International Journal of Advanced Manufacturing Technologies*. - 2006. - Vols. 29(7-8). - pp. 670-677.

Lang L.H., Wang Z.R., Kang D.C., Yuan S.J., Zhang S.H., Dunckert J., et al. Hydroforming Highlights: sheet hydroforming and tube hydroforming // *Journal of Material Processing Technology*. - 2004. - Vol. 151. - págs. 165-177.

Lee B.H., Reddy N., Yeoma J.T. and Lee C.S. Flow softening behavior during high temperature deformation of AZ31Mg alloy // *Journal of Materials Processing Technology*. - 2007. - Vols. 187-188. - pp. 766-769.

Lee R.E. and Jones W.J.D. Cyclic stress-induced grain-boundary migration in polycrystalline zinc // *Journal of Materials Science*. - 1974. - Vol. 9. - pp. 157-158.

Lei L.-P., Kim J. and Kang B.-S. Analysis and design of hydroforming process for automobile rear axle housing by FEM // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2000. - Vol. 40(12). - pp. 1691-1708.

Lemaitre J. A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture // *Transactions of the ASME. Journal of Engineering Materials and Technology*. - 1985. - Vol. 107. - pp. 83-89.

Li L., Zhou J. and Duszczak J. Determination of a constitutive relationship for AZ31B magnesium alloy and validation through comparison between simulated and real extrusion // *Journal of Materials Processing Technology*. - 2006. - Vol. 172. - pp. 372–380.

Liddell J. Method and apparatus for die shaping metal [Patent] : US1448457. - 1923.

Liu Z., Wang Z.-G., Wang Y., Chen L.-H., Zhao H.-J. and Klein F. Cyclic deformation behaviour and fatigue crack propagation in AZ91HP and AM50HP // *Materials Science and Technology*. - 2001. - Vol. 17. - pp. 264-268 .

Longhouse B. Punch holes in die while hydroforming // *Forming & Fabricating*. - 1999. - Vol. 6. - pp. 97-105.

Lovric M. "Press-Bending of thin walled tube / Increasing the productivity of internal high pressure forming processes // 4th International Conference on Hydroforming. - Fellbach/Stuttgart, Germany, 2005. - pp. 365-386.

Ludwik P. Elements der technologischen mechanik // Julius Springer. - Berlin, Germany : [s.n.], 1909. - p. 32.

Lundqvist J. Numerical Simulation of Tube Hydroforming: Adaptive Loading Paths [Book] = Licenciate Thesis. - Lulea, Sweden, 2004.

Medraj M. and Parvez A. Analyse the importance of Magnesium-aluminium-strontium alloys for more fuel-efficient automobiles // *Automotive*. - 2007. - pp. 45–47.

Micron news.micronexhaust.com 2008. - (03-01-2009).
[http://news.micronexhaust.com/upload/GSXR%20GP%20\(51\)sm.jpg](http://news.micronexhaust.com/upload/GSXR%20GP%20(51)sm.jpg).

Minoa T. Asakawa M., Lee D., Fujiwara T., Matsuzaki K. and Kobayashi M. Twin-roll strip casting of AZ61 magnesium alloy and improvement of formability by structure-control rolling // *Journal of Materials Processing Technology*. - 2006. - Vol. 177. - pp. 534–538.

Morphy G. Hydroforming High-Strength Steel Tube for Automotive Structural Applications Using Expansion // *SAE Technical paper*. - 1997. - 970373.

Morphy G. Pressure-sequence and high-pressure hydroforming: knowing the processes can mean boosting profits // *The tube & pipe journal* (www.thefabricator.com - 10/01/2007). - 2001.

Morphy G. Tube hydroforming design flexibility - Part IX: Process conditions, equipment, and conclusions // *The tube & pipe journal*, (www.thefabricator.com - 10/01/2007). - 2006.

Moscovitch N. Magnesium Castings for the Aviation Industry // *IMA Conference*. - Berlin, Germany, 2005.

Nadar A. Analytical modelling of tube hydroforming // *Thin-Walled Structures*. - 1999. - Vol. 34. - pp. 295-330.

Nagtegaal J. C. and Taylor L. M. Comparison of implicit and explicit finite element method for analysis of the FE-Sim. of 3-D sheet metal forming processes // *Automotive Industry Conference*. - Dusseldorf, Germany, 1991.

Neugebauer R., Drossel W.G., Lorenz U. and Luetz N. Hexabend- A new concept for 3D-free-form bending of tubes and profiles to preform hydroforming parts and endform space-frame-components // 7th International Conference on Technology of Plasticity. - Yokohama, Japan, 2002. - pp. 1456-1470.

Neugebauer R, Sterzing A., Kurka P. and Seifert M. The potencial and application limits of temperature-supported hydroforming of magnesium alloys // Advanced technology of plasticity 8th ICTP. - 2005. - pp. 293-298.

Novotny S. and Geiger M. Process design for hydroforming of lightweight metal sheets at elevated temperatures // Journal of Materials Processing Technology. - 2003. - Vol. 138. - pp. 594-599.

Novotny S. and Hein P. Hydroforming of sheet metal pairs from aluminium alloys // Journal of Materials Processing Technology. - 2001. - Vol. 115. - pp. 65-69.

Oyane M., Shima S., Sato T. and Tada Y. Analytical Study of Deformation Behavior of Porous Metals in Uniaxial Tension and Compression. Journal of Engineering for Industry // Transactions of the ASME. - 1985. - Vol. 107. - pp. 175-179.

Palumbo G., Pinto S. and 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. - pp. 1435-1442.

Park K., Yang D.Y. and Kang Y.S. Three-dimensional finite element analysis for hollow section extrusion of a triply-connected section using mismatching refinement with domain decomposition // Engineering Computations. - 2000. - Vol. 17. - pp. 235 - 255.

Paulsen F. and Welo T. An analytical model for prediction of tube ovalization in bending // 6th International ESAFORM Conference on Metal Forming. - Salerno, Italy, 2003. - pp. 491-494.

Polmear I. J. Light Alloys Metallurgy of the Light Metal - New York : Arnold, London, 1995.

Potzies C. and Kainer K. U. Fatigue of magnesium alloys // Advanced Engineering Materials. - 2004. - Vol. 6. - pp. 281-289.

Price on Magnesium and Aluminium - 2007.
<http://www.lightmetals.org/e/documents/LMTinretospect.pdf>.

Rebelo N., Nagtegaal J. C. and Hilbitt H. D. Practical Aspects of Modeling Sheet Forming Processes // Third Internatioal Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes. - Fort Collins, Colorado, USA, 1989.

Rehbein C. Press [Patent]: US1180738A1. - 1916.

Rimkus W., Bauer H. and Mihsein M. J. A. Design of load curves for hydroforming applications // Journal of Materials Processing Technology. - 2000. - Vol. 108. - pp. 97-105.

Roberts C. S. "Magnesium and its Alloys" // Wiley Sons. - New York, 1960.

Samba G S. R.. and Murty K. L. Mechanical Anisotropy of Textured AZ31B magnesium alloy tubing // Res Mechanica. - 1988. - Vol. 23. - pp. 360-380.

Sano T., Sado S., Saiki T., Fuchizawa S. and Horikoshi S. Improvement of magnesium alloy processing for reduction of enviromental impacts using life cicle assesment // ICEM-98. - Nara, Japan, 1998. - p. 57.

Schmoeckel D., Hielscher C. and Huber R. Metal forming of tubes and sheets with liquid and other flexible media // Annals of CIRP. - 1999. - Vol. 48/2. - pp. 497-513.

Schuler // 2nd International Conference on Hydroforming. - Stuttgart; Germany, 2001.

Schuler Metal Forming Handbook - Berlin, Germany : Springer, 1998.

Schuster C., Loretz C., Klaas F. and Seifert M. Potentials and Limits with Hydroforming of Aluminium Alloys // 4th International Hydroforming conference. - Felbach/Stuttgart, Germany, 2005. - Vol. 4. - pp. 113-135.

Semiatin S.L., Berbon P.B. and Langdon T.G. Deformation heating and its effect on grain size evolution during equal channel angular extrusion // Scripta Materialia. - 2001. - Vol. 44. - pp. 135-140.

Sherman A.M. Trends in automotive applications for aluminum applications // 7th International Conference on Aluminum Alloys. - Charlottesville, Virginia, USA, 2000.

Sillekens W. H., Veltmans P.P.H. and Hout M.H.F.M. Forming of magnesium extrusion: Basic investigations into bending and hydro-forming // 12th Magnesium Automotive and End User seminar. - Aalen, Germany, 2004.

Singh H. Fundamentals of Hydroforming - Dearborn, Michigan, USA, 2003a.

Singh H. Hydroforming simulation: becoming cost effective // Forming & Fabricating. - 2003b. - Vol. 10. - pp. 97-105.

Smith M T and Mcvay G L Optimization of Light Metal Forming Methods for Automotive Applications // Light Metal Age. - 1997. - pp. 24-28, Vol 55.

Surana K. S. Lumped mass matrices with non-zero interita for general shell and axymammetric shell elements // International Journal of Numerical Methods and Engineering. - 1978. - Vol. 12. - pp. 1635-1650.

Uchida M. and Kojima M. Hydropiercing of tube wall in hydroforming // 7th International Conference on Technology of Plasticity. - Yokohama, Japan, 2002. - pp. 1483-1488.

United Nations Kyoto protocol to the United Nations framework convention on climate Change // 3rd Conference of the parties (COP3). - Kyoto, 1997.

USAMP MAGNESIUM VISION 2020: A North American Automotive Strategic Vision for Magnesium [Informe] / United States Automotive Materials Partnership. - 2006.

Vahl M. and Hein P. Hydroforming of sheet metal pairs for the production of hollow bodies // La Revue de Métallurgie. - 2000. - pp. 1255-1263.

Vallellano C., Erce J. J. and Lomas F. J. G. I. Predicción del fallo en el conformado plástico de chapa mediante criterios de fractura dúctil // Revista Iberoamericana De Ingeniería Mecánica. - 2005. - Vol. 9. - pp. 101-11.

Velonews 2009-(03-01-2009). - www.velonews.com/files/images/Scott2009web17.jpg.

Vollertsen F. Hydroforming of aluminium alloys using heated oil // 9th International Conference on Sheet Metal. - Leuven, Belgium, 2001. - pp. 157-164.

Wendt A., Delker M. and Spörer J. // 4th International Conference on Hydroforming. - Fellbach/Stuttgart, Germany, 2005. - pp. 1-15.

White A. Cans or cars aluminum & the automotive industry-JLR light weight vehicle (LMV) strategy Jaguar & Land Rover cars // 21st International Aluminum Conference. - Moscow, Russia, 2006.

Wikipedia [Online] // Diciembre 2008. - http://es.wikipedia.org/wiki/Protocolo_de_Kyoto.

Wollensen F., Prange T. and Snader M. Hydroforming needs, developments and perspectives // 6th International Conference on Technology Plasticity, Advanced Technology of Plasticity. - Berlin, Germany, 1999. - Vol. 6. - pp. 1197-1210.

Woo D. M. On the complete solution fo the deep-drawing problem // International Journal of Mechanical Sciences, 1964. - Vol. 10 (2). - pp. 83-94.

Wood R. D., bont J. and S. Wargadipurea, A. H. Simulation of the superplastic forming of thn sheet components using the Finite Element Method // third International conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes. - Fort Collins, Colorado, USA, 1989.

Works Bavarian Motor Magnesium fosters rebirth of and automotive engine // International magnesium association: The global voice for magnesium. - May 2007. - pp. 1–3.

Wriggers P. Computational Contact Mechanics - Hanover, Germany : Jonhn Wiley & Sons Ltd, 2002.

Yang J., Jeon B. and Oh S. The tube bending technology of hydroforming process for an automotive part // Journal of Materials Processing Technology. - 2001. - Vol. 111. - pp. 175-181.

Yang Q. and Ghosh A.K. Deformation behavior of ultrafine-grain (UFG) AZ31B Mg alloy at room temperature // Acta Materialia. - 2006. - Vol. 54. - pp. 5159–5170.

Yi H.K., Lee J.H., Lee Y.S. and Moon Y.H. Warm Hydroformability and Mechanical Properties of Pre- and Post- Heat Treated Al6061 Tubes // Advanced Materials Research. - 2007. - Vols. 29-30. - pp. 87-90.

Yi H.K. Pavlinab E., Van-Tyneb C. and Moon Y. Application of a combined heating system for the warm hydroforming of lightweight alloy tubes // Journal of Materials Processing Technology. - 2008. - Vol. 203. - pp. 532–536.

Zhang S. H. and Danckert J. “Development of hydro-mechanical deep drawing // Journal of Materials Processing Technology. - 1998. - Vol. 83. - pp. 14-25.

Ziegler H. A Introduction to Thermomechnics - Amsterdan, Holland, 1977.

ANEXO I:

Cálculo de los coeficientes de convección

ANEXO I: CÁLCULO DE LOS COEFICIENTES DE CONVECCIÓN

Los coeficientes de convección entre un cuerpo y un fluido varía en función de la geometría de del cuerpo, el tipo de flujo del fluido, el material del cuerpo, el tipo de fluido y el gradiente de temperatura entre ambos. De este modo, las expresiones analíticas a emplear para la modelización de cada caso dependerán de la aproximación que se realice para ser equiparado con los casos genéricos que se emplean habitualmente. Dichos casos se recogen en la gran mayoría de los libros de termodinámica y transferencia de calor. En el caso de la presente tesis doctoral se ha tomado como referencia el libro "Termodinámica Técnica" (Fernandez, 1996).

Para la realización del cálculo de los coeficientes de convección entre la superficie de los útiles en contacto con el aire y tanto los canales de calentamiento y refrigeración como el tubo con respecto al fluido refrigerante y con el aceite térmico se distinguen dos casos tipo:

- **Convección de las paredes verticales de los moldes y el aire:** se puede calcular como el caso de convección natural entre una placa vertical y el aire:

$$h_c = \frac{Nu \cdot k}{L}$$

donde h_c es el coeficiente de convección de la placa con el aire, Nu el número Nusselt promedio, k la conductividad térmica del aire y L la altura de la placa. El número de Nusselt se obtiene mediante la ecuación

$$Nu = 0,59 \cdot Ra^{0,25} \quad \text{para } 10^4 < Ra < 10^9$$

donde Ra es el número de Raileigh. Dicho parámetro a su vez se calcula mediante la siguiente ecuación

$$Ra = Gr \cdot Pr$$

donde Gr es el número de Grashoff promedio y Pr el número de Prandtl del aire. El número de Grashoff se calcula mediante la expresión

$$Gr = \frac{g \cdot \beta \cdot \Delta T \cdot L^3}{\nu^2}$$

donde g es el coeficiente de gravedad, β el coeficiente de compresión volumétrica del aire, ΔT es la diferencia de temperaturas entre la placa y el aire y ν es la viscosidad cinemática del aire.

Las propiedades del aire en función de la temperatura se han obtenido a partir de (Fernandez, 1996) y se recogen a continuación.

- **Convección entre los canales, el tubo y los fluidos de calentamiento y refrigeración:** se puede calcular como el caso de convección forzada entre una tubería cilíndrica y los fluidos correspondientes:

$$h_c = \frac{Nu \cdot k}{D}$$

donde D es el diámetro del canal. El número de Nusselt se obtiene mediante la ecuación

$$Nu = 0,023 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,3} \quad \text{para } Re > 2100$$

donde Re es el número de Reynolds y Pr es el número de Prandtl. Ambos parámetros se calculan mediante las siguientes expresiones:

$$Re = \frac{v \cdot D}{\nu}$$

$$Pr = \frac{\mu \cdot c_p}{k}$$

donde v es la velocidad del fluido, c_p es la capacidad calorífica y μ es la viscosidad dinámica.

ANEXO II:

Propiedades del aceite térmico DYNALENE 600

ANEXO II: PROPIEDADES DEL FLUIDO TÉRMICO DYNALENE 600

Propiedades Típicas of Dynalene 600

Composición: Dimethylpolysiloxane
Apariencia y Color: Fluido Color Café Oscuro
Olor: Virtualmente sin olor

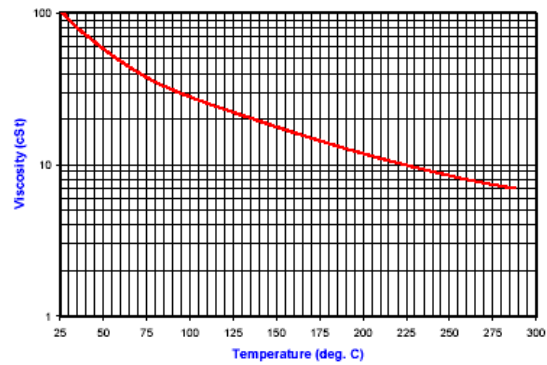
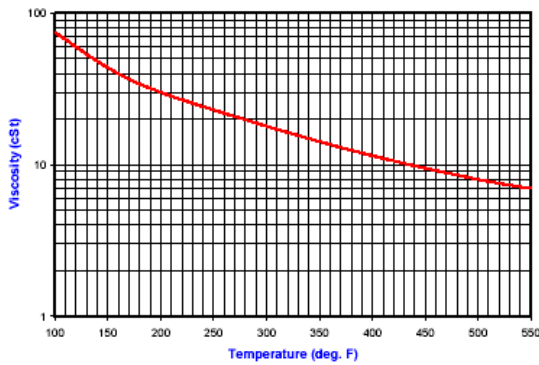
Propiedades	Unid. SI	Unid. EEUU
Punto de Ebullición Inicial:	>315°C	>600°F
Punto de Destello (abierto):	315°C	600°F
Punto de Vertida:	<-65°C	<-85°F
Conductividad Térmica ¹ :	0.516 W/m K	0.09 BTU/(hr ft °F)
Calor Específico ² :	1.42 KJ/kg K	0.34 BTU/(lb °F)
Presión de Vapor ³ :	2.5 mm Hg	.05 psia
Coef. de Expansión por °F:		0.00053 unit Vol/ unit Vol.
Gravedad Específica ¹ :		0.97

¹: @ 25°C (77°F)
²: @ 99°C (210°F)
³: @ 203°C (400°F)

Rango de Temperatura Recomendada:

70°C (158°F) hasta 288°C (550°F)

Viscosidad de Dynalene 600



Dynalene HT Coeficiente de Expansión Térmica

Temperatura		Coeficient de Expansión Térmica		Expansión Volumen
°C	°F	{10 ³ /K}	{10 ³ /R}	%
0	32	-	-	-
100	212	0.709	0.394	7.1
150	302	0.743	0.413	11.1
200	392	0.776	0.431	15.5
250	482	0.805	0.447	20.1
300	572	0.841	0.467	25.2
350	662	0.88	0.489	30.8

Características Física y Química

Temperatura		Densidad		Calor Específico		Conductividad Térmica		Viscosidad		Presión de Vapor	
°C	°F	Kg/m ³	lb/ft ³	KJ/kg □ K	Btu/lb □ °F	W/m □ K	Btu/hr □ ft □ °F	cP	cSt	KPa	psi
0	32	1058	66.0	1.48	0.354	0.133	0.077	337	321	-	-
20	68	1044	65.2	1.55	0.374	0.131	0.076	49	47	-	-
40	104	1030	64.3	1.62	0.387	0.128	0.074	17	16.5	-	-
60	140	1016	63.4	1.70	0.406	0.125	0.072	8.2	8.1	-	-
80	176	1001	62.5	1.77	0.423	0.123	0.071	4.8	4.7	-	-
100	212	987	61.6	1.85	0.442	0.120	0.069	3.2	3.1	-	-
120	248	973	60.7	1.92	0.459	0.117	0.068	2.3	2.3	-	-
140	284	958	59.8	1.99	0.475	0.115	0.066	1.7	1.8	-	-
160	320	944	58.9	2.07	0.494	0.112	0.065	1.3	1.4	-	-
180	356	930	58.1	2.15	0.514	0.110	0.064	1.1	1.2	0.138	0.02
200	392	915	57.1	2.22	0.530	0.107	0.062	0.84	0.92	0.483	0.07
220	428	901	56.2	2.29	0.547	0.104	0.060	0.70	0.77	1.172	0.17
240	464	887	55.4	2.37	0.566	0.102	0.059	0.58	0.65	2.689	0.39
260	500	873	54.5	2.44	0.583	0.099	0.057	0.50	0.57	5.379	0.78
280	536	858	53.6	2.52	0.602	0.096	0.055	0.43	0.50	9.793	1.42
300	572	844	52.7	2.59	0.619	0.094	0.054	0.38	0.45	20.00	2.90
320	608	830	51.8	2.67	0.638	0.091	0.053	0.33	0.40	31.52	4.57
340	644	815	50.9	2.74	0.654	0.088	0.051	0.29	0.35	56.00	8.12
360	680	801	50.0	2.82	0.674	0.086	0.050	0.26	0.32	86.00	12.47

