



**UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO**  
**POSGRADO DE MAESTRÍA Y DOCTORADO EN INGENIERÍA**  
**CAMPO DEL CONOCIMIENTO INGENIERÍA MECÁNICA**

**DESARROLLO DE METODOLOGÍA DE DISEÑO DE PROCESOS DE FORJA CON MATERIALES  
COMPUESTOS DE MATRIZ METÁLICA; ANÁLISIS Y MODELADO DE UN CASO DE  
APLICACIÓN, FORJA DE BIELA**

**TESIS**

**QUE PARA OPTAR POR EL GRADO DE:  
DOCTOR EN INGENIERÍA MECÁNICA**

**PRESENTA:**

**M. EN C. EDGAR ISAAC RAMÍREZ DÍAZ**

**TUTOR PRINCIPAL: DR. ARMANDO ORTIZ PRADO  
FACULTAD DE INGENIERÍA**

**MIEMBROS DEL COMITÉ TUTOR:  
DR. VÍCTOR HUGO JACOBO ARMENDÁRIZ  
DR. RAFAEL SCHOUWENAARS  
FACULTAD DE INGENIERÍA**

**CIUDAD UNIVERSITARIA, CD.MX., ENERO 2024**



Universidad Nacional  
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

**Biblioteca Central**



**UNAM – Dirección General de Bibliotecas**  
**Tesis Digitales**  
**Restricciones de uso**

**DERECHOS RESERVADOS ©**  
**PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL**

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

## Agradecimientos

A la UNAM por la formación proporcionada durante todo este tiempo y por ser mi segunda casa por más de 20 años. Así como al posgrado en ingeniería por permitirme crecer mediante el desarrollo de este proyecto.

- Al proyecto PAPIIT denominado Desarrollo de metodología de diseño de dados de forja para el caso de materiales compuestos de matriz metálica reforzados con partículas cerámicas; análisis y modelado, (PAPIIT IN 115021), por el apoyo brindado.

Un agradecimiento muy especial a mi director de tesis el Dr. Armando Ortiz Prado por el tiempo, apoyo, los conocimientos aportados para el desarrollo de esta tesis, así como por siempre seguir presionando para que alcanzará este objetivo y otros dentro de la universidad.

A los profesores:

Dr. Víctor Hugo Jacobo Armendáriz: Por las aportaciones hechas a este trabajo, pero principalmente por estar siempre al pendiente de mi crecimiento personal.

Dr. Rafael Schouwenaars: Por sus siempre atinadas aportaciones para mejorar la calidad de los trabajos.

Dr. Arturo Barba Pingarrón: Por los conocimientos y prontitud en la revisión, así como por ser siempre un ejemplo de buen humor.

Dr. Ignacio Figueroa: Por sus recomendaciones aportadas para la mejora de este documento.

A la Facultad de Ingeniería, pero en especial a la UDIATEM (Unidad de Investigación Y Asistencia Técnica en Materiales) por el apoyo y amistad, al M. en I. Efraín Ramos Trejo, M. en I. Ignacio Cueva Güitrón, M. en I. Jorge Luis Romero Hernández, Biol. Germán Álvarez Lozano, Dr. Álvaro Ayala Ruiz, Dr. Lázaro Morales Acosta, M. en I. Roberto Cisneros Hernández, M. en I. Adrián Esteban Ortiz Valera, M. en I. Armando Ortiz Valera, M. en A. Jesús Roviroza López y al M. en C. Ubaldo Eduardo Márquez Amador.

A Mariana Castillo (La maris), por amarme y apoyarme en todo momento, por ser una motivación constante y por seguir alcanzando objetivos juntos y continuar caminando como familia moderna junto con Valentina Castañeda (La vales). (Te amo).

Agradezco a mis padres Juan Ramírez (Juancho) y María Griselda Díaz (Gris) por el amor y apoyo incondicional que me han dado durante todo este tiempo, por siempre creer en mí y esto es solo un pequeño reconocimiento de la gran labor que como padres han hecho, los amo. A mi madre por ser un ejemplo de fortaleza y carácter, por siempre cuidarme y estar al pendiente de mí. A mi padre, aunque ya no quisiste esperar un poquito más para ver la conclusión de este doctorado, gracias por siempre ser un ejemplo que seguir y demostrarme en vida que en la sencillez de las personas está uno de los más grandes atributos y por ello en tu despedida mucha gente se hizo presente (Te extraño Pa).

A mi hermano Asael Mariano Ramírez (El Asa) por siempre estar ahí para todos, se te quiere carnal, a Verónica Corona por acompañarnos en familia durante estos años y a mis sobrinos Sebastián Ramírez (el Sebas) e Iker Ramírez por tantos momentos, risas y juegos.

A mis tíos y tías Susana Díaz, Jaime Parrales, Rosa Díaz, Eduardo Díaz, Joel Díaz, Oscar Díaz y Ruperta López por ser un ejemplo que seguir, por las buenas pláticas, consejos y fiestas. A mis primos Mariana Díaz (Marianiux), Amaury Díaz, Cynthia Jennifer Parrales, Johannan Parrales, Orlando Díaz, Pavel Díaz, Tania Díaz, Joel Díaz (Joelito), Heber Díaz y Alonso Díaz, Luis Gilberto López y Vania López por seguir estando presentes, aunque ya estemos más viejitos.

A Rosy Torres y Antonio Díaz (Toño) y familia, por hacerse presentes y estar tan cerca de nosotros en momentos complicados.

A Guadalupe Ávila (Doña Cuca) y a Juan Carlos Castillo (Don Le Ranne) por abrirme las puertas de sus hogares y solo demostrarme afecto durante este tiempo.

A mis amigos hechos en la Facultad de Ingeniería: Osvaldo Ruiz, Ana Lilia Ruiz, Noe Jaramillo, Mónica de los Cobos, Carlos Reyes, Carlos Figueroa (Carlitos), Susana Ortiz (La rooms) por todos los momentos y parrandas felices que he pasado con ustedes. A mis amigos de la secundaria Francisco Cuellar, Jessica Escobar (La pasita), Paloma Vilchis, Alfonso Lizama, Laura Ortega (La hija), Paola Flores y Erika Villavicencio, por ser compañeros de vida.

Ya a todas aquellas personas que dado el tiempo que duró este doctorado son bastantes, gracias totales.

## Prólogo

Debido a la búsqueda constante de materiales más ligeros con propiedades mecánicas elevadas dentro de la industria automotriz, con la finalidad de ahorrar combustible y disminuir las emisiones de gases, es que hay un mayor auge en el uso de materiales compuestos que suplan piezas que tradicionalmente se fabrican de acero o de fundiciones de hierro. De manera cualitativa se ha estimado que un ahorro de 10% del peso en el vehículo corresponde con una disminución de 5.5% de consumo de combustible; para lograr la meta anterior, la Unión Europea estableció un límite máximo de emisión promedio de 130 gramos de CO<sub>2</sub> por cada kilómetro recorrido en el proyecto Superlight-Car (Lahaye et al., 2008).

Si bien una primera alternativa son las aleaciones ligeras como el aluminio o el magnesio, la realidad es que por sí solas no alcanzan las propiedades requeridas para ciertas aplicaciones. Es por lo anterior que de un tiempo para acá se han empezado a investigar nuevas alternativas, dentro de las cuales se encuentran los materiales compuestos de matriz metálica (MMC por sus siglas en inglés), de los cuales ya existen prototipos o piezas específicas en ciertos vehículos. En la actualidad esta tendencia ya también empieza a tener repercusiones en piezas para vehículos robustos como camiones o tractores, donde las solicitaciones son más elevadas.

Este proyecto pertenece a uno mucho mayor donde se están fabricando lingotes de MMC's con matriz de aluminio y magnesio desde la fundición, para caracterizarlos tanto de manera microestructural como mecánica con la finalidad de optimizar su proceso inicial de fabricación, y en etapas posteriores, trabajar con ellos para darles la geometría final de piezas automotrices, principalmente de vehículos para transporte de carga. Es en esta última fase de procesos de conformado donde este trabajo puede apoyar a alcanzar el objetivo mayor.

Por otra parte, el diseño de los procesos de forja es relevante, ya que, si se realiza de forma correcta, los costos de producción se ven reducidos, aumentando la vida útil de los dados y mejorando las propiedades mecánicas del producto. Realizarlo mediante paquetería de elemento finito lo facilita, dado que son múltiples los factores que se pueden tomar en cuenta y a que es factible predecir el flujo del material, el nivel de esfuerzos en la pieza y en el herramental, posibles defectos como la falta de llenado, cuantificar la fuerza necesaria para la operación, entre muchos otros. Todo lo anterior permite disminuir los procesos de prueba y error con los que en muchos lugares se sigue trabajando, lo cual representa un ahorro en tiempo y recursos.

Por lo anterior, el objetivo de este trabajo es establecer una metodología de modelado y análisis del proceso de forja de una biela mediante paquetería de elemento finito, validando los resultados con lo encontrado en la literatura para materiales comúnmente utilizados para esta aplicación y posteriormente aplicarlo para un material alternativo compuesto con matriz de aluminio, con lo cual se sentarán las bases de futuras evaluaciones de procesos de conformado, en este tipo de materiales. El trabajo está constituido de 6 capítulos.

En el capítulo 1 se presentan los conceptos generales del proceso de forja, desde su definición y clasificación, pasando por materiales que normalmente se forjan, así como nuevas alternativas, defectos típicos y modelos analíticos del proceso. También se abordan los fundamentos teóricos del diseño de herramientas para forja, desde la determinación del número de etapas, el diseño de preformas para cada una de éstas y hasta el diseño de la estampa final con su respectiva zona de rebaba.

El capítulo 2 cierra el marco teórico con la revisión del estado del arte de modelos de forjado desarrollados mediante paqueterías de elemento finito, para tomar como referencia las metodologías seguidas y al mismo tiempo tener resultados con los cuales cotejar el modelo a desarrollar en este trabajo. También se presenta la actualidad de metodologías de diseño de herramientas de forja y su validación mediante elemento finito. Finalmente se documenta acerca de forja de materiales compuestos de matriz metálica y su modelado.

En el capítulo 3 se lleva a cabo el diseño del proceso de forjado, determinando el número de etapas, diseñando las preformas, sus respectivas herramientas, así como la estampa final, para posteriormente presentar todos los parámetros a utilizar en Abaqus™ y llevar a cabo los modelos. También se presenta la validación del modelo para un acero y se desarrolla un proceso de mejora de la preforma desde el punto de vista de disminución de fuerza de forjado y cantidad de rebaba, presentando los resultados.

En el capítulo 4 el modelo se desarrolla para el compuesto de matriz de aluminio. Se considera como termomecánico para también analizar la influencia del cambio de temperatura en el proceso, el efecto de la fricción y se trabaja en la optimización de la preforma para este material en específico.

Finalmente se establece una discusión en el capítulo 5 y las conclusiones en el capítulo final.

## Publicaciones

- Ramírez E., Ruiz O., Reyes C. and Ortiz A., (2023), Preform geometry determination for a connecting rod forging by CEL model in Abaqus™, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 127, Pages 5569-5576, <https://doi.org/10.1007/s00170-023-11865-5>.
- Ramírez E., Ruiz O., Figueroa C., Reyes C. and Ortiz A., (2022), Metodología para el diseño de una estampa final para forjado, Memorias de divulgación científica y tecnológica de la ingeniería mecánica en México, XXVIII Congreso Internacional Anual de la SOMIM, ISSN 2954-4734.

# Índice

<b>Capítulo 1 Conceptos generales de forja</b>	<b>1</b>
1.1 Definición y clasificación	1
1.2 Impresiones de los dados	3
1.3 Equipo de forja	5
1.4 Lubricación	7
1.5 Defectos de forja	8
1.6 Materiales usualmente forjados	9
1.7 Compuestos de Matriz Metálica (MMC)	10
1.8 Modelos matemáticos asociados a la forja	19
1.8.1 Estado de esfuerzos en piezas forjadas	19
1.8.2 Carga de forja	21
1.9 Consideraciones generales en el diseño de herramientas	22
1.10 Número de etapas	23
1.11 Diseño de la preforma	30
1.12 Diseño del dado acabador	34
1.12.1 Sobre espesor de maquinado	34
1.12.2 Sobre dimensionamiento FIA	36
1.12.3 Geometría de la estampa	39
1.13 Diseño de la zona de rebaba	45

<b>Capítulo 2 Estado del arte</b>	51
2.1 Introducción	51
2.2 Modelado mediante <i>Finite Element Method</i> (FEM) del proceso de forja	51
2.3 Diseño y análisis de estampas finales de forja mediante FEM	53
2.4 Diseño y análisis de preformas de forja mediante FEM	54
2.5 Modelado mediante FEM del proceso de forja de bielas	66
2.6 Modelado de forja de MMC's mediante FEM	75
<b>Capítulo 3 Modelado del proceso de forja de una biela</b>	79
3.1 Pieza a fabricar y dimensiones	79
3.2 Diseño estampa final	80
3.3 Diseño del alojamiento de rebaba	85
3.4 Número de etapas	86
3.5 Diseño de preformas	87
3.6 Parámetros del modelo numérico	88
3.7 Análisis de resultados Acero 0.35%C	89
3.7.1 Análisis de resultados primera preforma	90
3.7.2 Diseño preforma 2	92
3.7.3 Análisis de resultados segunda preforma	94
3.7.4 Análisis de resultados tercer preforma	96
3.7.5 Análisis de resultados cuarta preforma	98
3.7.6 Análisis comparativo de resultados	99
3.7.7 Análisis de resultados quinta preforma	101
3.7.8 Proceso fabricación preforma	102

<b>Capítulo 4 Modelado del proceso de forja de una biela de Al-MMC</b>	103
4.1 Introducción	103
4.2 Diseño estampa final	103
4.3 Diseño del alojamiento de rebaba	105
4.4 Diseño de preformas	105
4.5 Parámetros de modelado numérico para Al-MMC	106
4.6 Análisis de resultados para Al-MMC	107
4.6.1 Análisis del proceso con diferentes relaciones $\lambda/\varepsilon$	107
4.6.2 Análisis del efecto de distintas alturas en la preforma	109
4.6.3 Análisis del efecto de la fricción entre el dado y la preforma	111
4.6.4 Efecto de la temperatura del tocho	113
4.7 Propuesta preforma compleja	117
<b>Capítulo 5 Discusión</b>	120
<b>Capítulo 6 Conclusiones</b>	124
<b>Bibliografía</b>	125

# Capítulo 1 Conceptos generales de forja

## 1.1 Definición y clasificación

La forja es un proceso de manufactura, donde mediante herramientas denominadas dados se aplican cargas compresivas que alcanzan la resistencia a la fluencia del material a deformar, con lo cual se obtiene una geometría compleja a partir de una simple. Es el método más usado para piezas grandes por lo que se requieren fuerzas elevadas, lo cual genera cambios microestructurales, aumentando su resistencia debido al aumento en la densidad de dislocaciones. Se puede llevar a cabo tanto por presión gradual como mediante impactos.

El forjado proporciona ventajas que difícilmente son alcanzadas por otros métodos de manufactura: casi todos los metales y aleaciones se pueden forjar, existen pocas restricciones respecto al tamaño de las piezas, se obtienen buenas tolerancias, se genera una alta resistencia y tiene costos relativamente bajos a altas producciones.

El procedimiento que generalmente se sigue para la fabricación de una pieza forjada incluye los siguientes puntos:

- Creación de la geometría a fabricar mediante CAD.
- Identificación de las restricciones debidas a las especificaciones.
- Determinación de la secuencia de forja.
- Diseño de los dados.
- Selección de las temperaturas de forja y las velocidades de deformación.
- Selección del equipo de forja.
- Manufactura de los dados.
- Establecimiento de los lubricantes requeridos.
- Inspección final de la forja.
- Tratamientos térmicos y operaciones de acabado.

Integración de la geometría: Como en muchos procesos de diseño, la forja es llevada hacia atrás en un proceso de ingeniería inversa donde se parte de los requerimientos del componente terminado. Normalmente se crea a partir de CAD más las especificaciones de estructura y propiedades.

Primera hipótesis de la geometría final de la forja: Para esto deben tomarse en cuenta el material, el proceso recomendado, el equipo disponible, por mencionar algunos. Además, si las especificaciones de propiedades y estructura lo requieren, los tratamientos térmicos necesarios.

Diseño de la secuencia de forja: Una vez que la pieza final forjada es determinada, es necesario diseñar la secuencia de pasos hacia atrás hasta llegar a la geometría del tocho inicial.



Por otro lado, la forja en frío alcanza una mayor precisión dimensional, un mejor acabado superficial, aumento de la resistencia por endurecimiento por deformación y se considera así cuando se lleva a cabo a una temperatura por debajo de 0.3 de  $T_m$ .

Otra clasificación común es en función del herramental que se utiliza, dividiéndose en forja de dado abierto y forja de dado cerrado (estampa). El primer tipo son generalmente dados planos o con geometrías simples (V, doble V, redondeados), su principal aplicación es para generar preformas, donde el material fluye libremente de manera lateral, por lo que las piezas finales no tienen una forma final exacta. Por otro lado, para el segundo caso el material es deformado por dos dados que contienen la geometría que se busca en forma de la cavidad por la que el material fluye, lo cual da lugar a otra subclasificación: forja de precisión en caso de no tener excedente de rebaba y la más común, forja con rebaba que se da debido a las dificultades en la predicción del flujo del material, por lo que en este caso se tiene un espacio adicional para el excedente y con esto se garantiza el llenado del dado, en una etapa posterior ese excedente es removido de la pieza (Figura 1.2).

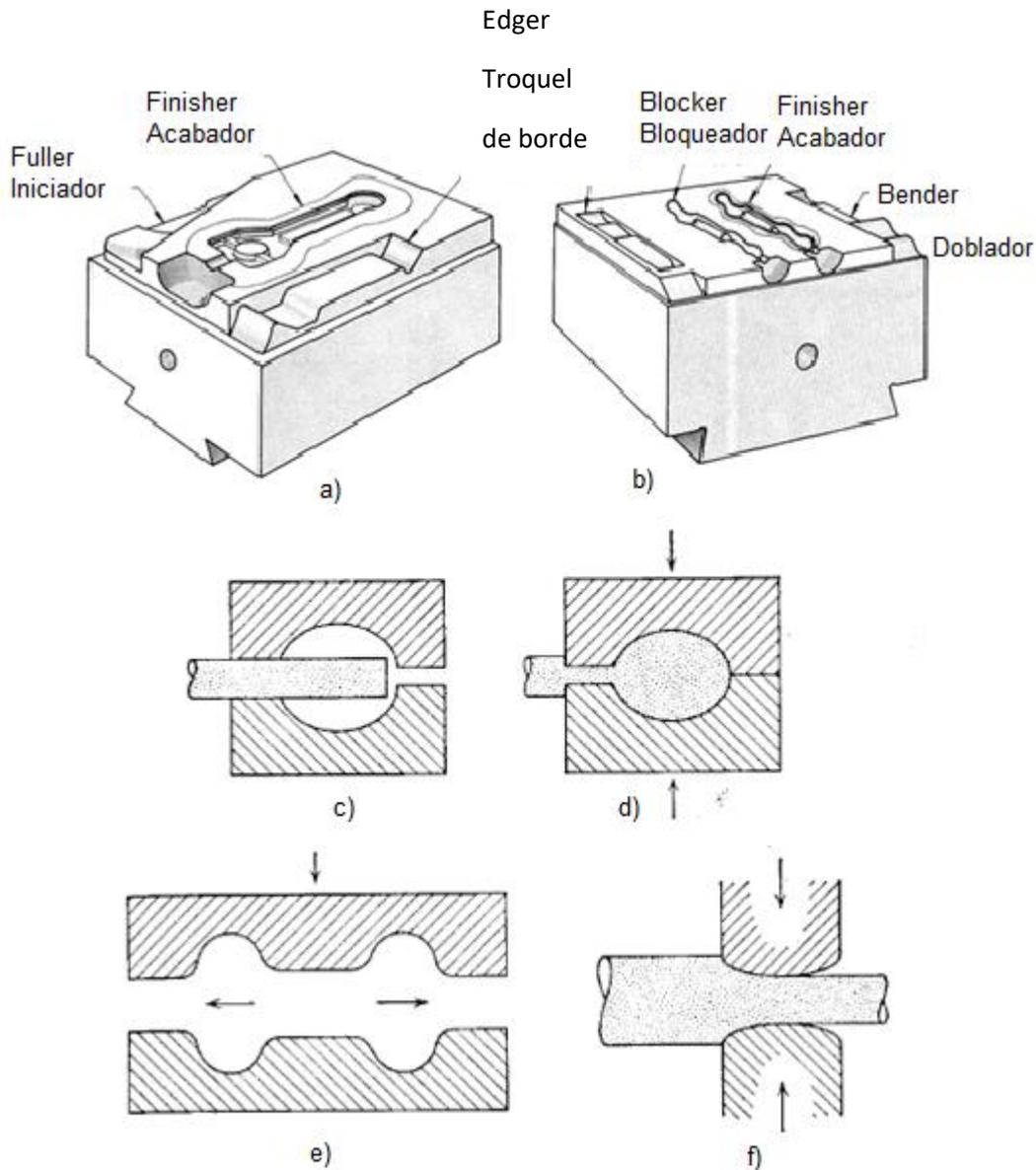


**Figura 1.2 Dado de estampado con rebaba ([DPMC03 CONT R62 EstampasBielas.jpg \(800x558\)](#) ([ulhi.net](#)))**

La rebaba tiene 2 propósitos, primero actúa como válvula de seguridad para el exceso de material en la cavidad de la estampa y segundo regula la salida de metal y por lo tanto, su espesor aumenta la resistencia al flujo del sistema por lo que la presión se incrementa y eso asegura que el metal llene todas las cavidades del dado.

## 1.2 Impresiones de los dados

Los dados generalmente contienen diferentes tipos de impresiones, cada una para una función específica (Figura 1.3). A continuación, se abordan de manera general los distintos tipos que existen.



**Figura 1.3** Dados típicos con múltiples impresiones para forja cerrada (a, b) (ASM Handbook, 1988); Operaciones de forja: Troquel de borde (*Edging*) (c,d), Iniciador(*Fullering*) (e), Estirado (*Drawing*) (f). (Dieter, 1988)

- Iniciador (*Fuller*): Es una impresión de dado utilizado para reducir la sección transversal y alargar una porción de la pieza. Normalmente es elíptico u oval. Dado que es normalmente la primera etapa de una secuencia de forja y utiliza la menor carga y energía, se localiza en el extremo del dado.
- Troquel de borde (*Edger*): Se utiliza para redistribuir y proporcionar la alimentación para secciones con mayor masa que serán deformadas en dados de bloqueo o finales. Una biela es un ejemplo de una forja en la cual es primeramente reducida en un *Fuller* para preparar la parte central más delgada y posteriormente trabajada en un *Edger* para distribuir el material para la cabeza y pie de la biela.

- Herramienta para redondos (*Roller*): Son usados para redondear un tocho mediante varios golpes al girar la pieza y usualmente se usa para generar una redistribución de material preparándolo para una impresión posterior. Es más costoso que un *Edger* dado que el material se encuentra completamente confinado por todos los lados.
- Aplanador (*Flattener*): Es utilizado para ensanchar el metal y que cubra prácticamente la siguiente impresión o rotándolo 90° para reducir el ancho a las dimensiones de la siguiente impresión.
- *Doblador (Bender)*: Una porción del dado es usada para doblar la pieza generalmente a lo largo de su longitud.
- Separador (*Splitter*): Forja tipo tenedor, frecuentemente parte del metal de trabajo es dividida para que quede más cercana a la subsecuente etapa de bloqueo.
- Estirado (*Drawing*): Reducción del área transversal provocando un aumento en su longitud.
- Bloqueo (*Blocker*): Es la etapa que precede la impresión final y sirve para preparar la forma del metal antes de la última etapa, con la característica que omite detalles muy finos e incluyendo regiones que permitan un flujo suave hacia la impresión final. Muchas veces es diseñado duplicando el dado final y redondeando para tener un flujo más suave. En una mejor práctica se hace la impresión del dado de bloqueo ligeramente más estrecha y profunda que la estampa final y con un volumen igual o ligeramente mayor que el del dado final.
- Acabador (*Finisher*): Da la forma final a la pieza. Aquí el excedente de material es forzado hacia afuera a través de la zona de rebaba (ASM Handbook, 1988).

### 1.3 Equipo de forja

Existen dos tipos de máquinas para forja que se utilizan principalmente y que se diferencian entre sí por su principio de operación, martillos y prensas. Los primeros trabajan a impacto sobre la superficie de la pieza produciendo la deformación, son equipos más económicos. Las prensas son los equipos más utilizados, se usan cuando se requiere un elevado número de piezas, aunque requiere mayor tiempo para poner a punto el equipo, es fácilmente automatizable y logra una mayor precisión en los productos forjados, en este caso la carga se aplica de manera gradual a una velocidad controlada y estas se pueden subdividir en mecánicas e hidráulicas.

Los martillos permiten una mayor variedad de operaciones de forja. Son capaces de alcanzar elevadas fuerzas y tienen poco tiempo de contacto con los dados. Existe una subclasificación en función del método usado para accionar el dado superior (Tabla 1.1).

**Tabla 1.1 Capacidades de varios tipos de martillos para forja (ASM Handbook Foming, 1988)**

Tipo de martillo	Peso del ariete		Máxima energía de golpe		Velocidad de impacto		Número de golpes por minuto
	kg	lb	kJ	ft lb	m/s	Ft/s	
Martinete de tablón	45-3400	100-7500	47.5	35000	3-4.5	10-15	45-60
Neumático	225-7250	500-16000	122	90000	3.7-4.9	12-16	60
Martillo electrohidráulico	450-9980	1000-22000	108.5	80000	3-4.5	10-15	50-75
Martillo de potencia	680-31750	1500-70000	1153	850000	4.5-9	15-30	60-100

Las prensas, por su mecanismo de accionamiento se clasifican en mecánicas e hidráulicas. Todas las prensas mecánicas emplean energía de un volante, que es transferida a la pieza de trabajo mediante un conjunto de engranes, levas y mecanismos. Se accionan por un motor eléctrico y se controlan por un embrague de aire.

En comparación con los martillos permiten tolerancias más cerradas y un mejor control de la microestructura. También permiten una alimentación y descarga automatizada, por lo que pueden alcanzar velocidades de producción más elevadas. Los materiales de los dados deben ser de mayor dureza, en general de mayor duración y su costo puede llegar a ser hasta tres veces el de los martillos.

Por otro lado, las prensas hidráulicas son accionadas por cilindros hidráulicos y pistones, que son parte del sistema de alta presión hidráulico o hidroneumático. En la tabla 1.2 se observan los rangos de valores en los que normalmente trabajan tanto las prensas mecánicas como hidráulicas.

Dentro de las ventajas de este tipo de prensa es que la presión puede cambiarse mediante una válvula de control, la velocidad de deformación puede ser modificada durante la carrera si es necesario, la transferencia de calor excesiva desde la pieza de trabajo hacia los dados no es un problema y puede ser controlada, la aplicación controlada de la carga resulta en un menor costo de mantenimiento y aumenta la vida útil del dado. Las desventajas principales son su costo elevado, su velocidad de trabajo es menor en comparación con una prensa mecánica.

**Tabla 1.2 Capacidades de las prensas de forja (ASM Metals Handbook, 1988)**

Tipo de prensa	Fuerza		Velocidad de prensado	
	MN	tonf	m/s	ft/s
Mecánica	2.2-142.3	250-16000	0.06-1.5	0.2-5
Hidráulica	2.2-623	250-70000	0.03-0.8	0.1-2.5

#### 1.4 Lubricación

En el formado de metales, el flujo de material es provocado por la presión transmitida de los dados a la pieza de trabajo, por lo cual, las condiciones de fricción en la intercara pieza-dado tiene gran influencia en cómo se comporta. El éxito o fallo del lubricante tiene consecuencias en la calidad de la pieza, así como en las presiones, fuerzas y requerimientos energéticos.

En el proceso de forja, el lubricante ideal debe reducir la fricción deslizante entre los dados y el material de trabajo para reducir las presiones necesarias para llenar la cavidad del dado, también actúa como un agente separador y previene la adhesión local, así como poseer propiedades aislantes para reducir la pérdida de calor de la pieza de trabajo y minimizar las fluctuaciones de temperatura en la superficie del dado. Por otro lado, no debe ser abrasivo ni corrosivo para prevenir la erosión de la superficie del dado, estar libre de residuos que posteriormente pudieran alojarse en las cavidades, que tenga un bajo costo, así como un manejo sencillo de tal manera que sea fácil de aplicar y quitar. Ningún lubricante puede cumplir con todos los requerimientos enlistados por lo que se debe establecer alguno en función de la aplicación en específico.

La selección del lubricante está basada en factores como: la temperatura de forjado, la temperatura del dado, el equipo de forjado, método de aplicación del lubricante, complejidad de la pieza forjada y consideraciones ambientales y de seguridad.

La mayoría de los lubricantes usados son líquidos o están disueltos o dispersos en un líquido. Los cuatro sistemas de lubricación más utilizados son  $\text{MoS}_2$ , grafito, sintéticos y vidrio. Siendo los dos primeros sólidos presentando estructuras moleculares por capas, demostrando bajos esfuerzos por fricción, pero generalmente son mezclados en una solución acuosa y agregados mediante un atomizador sobre los dados, lo anterior tiene dos propósitos: que la solución acuosa se evapore al contacto con los dados, actuando como refrigerante y protegiéndolos del mayor desgaste provocado por el reblandecimiento térmico y segundo que las capas de ambos se mantienen en la superficie del dado después de la evaporación de la solución acuosa, actuando no solo como lubricante sino también previniendo el calentamiento excesivo del dado (Manji, 1994).

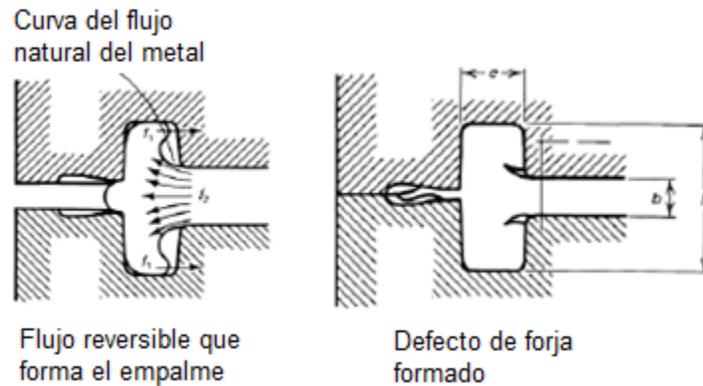
El lubricante más utilizado en forja es el grafito, que normalmente se aplica en suspensión en agua o aceite. Para determinar su eficiencia es necesario expresar la fricción en términos de un factor conocido como coeficiente de fricción  $\mu$  (que varía entre 0 y 0.5 normalmente), para trabajo en caliente de aceros con grafito como lubricante entre 0.2 y 0.25. Lubricantes sintéticos también son usados para operaciones ligeras de forja (ASM Metals Handbook, 1988). En la actualidad existe preocupación sobre el efecto ambiental del uso del grafito, así como de su acumulación sobre los dados, por lo que se han desarrollado lubricantes sintéticos base agua para sustituirlo.

## 1.5 Defectos de forja

Los más comunes son (Gupta et al., 2009):

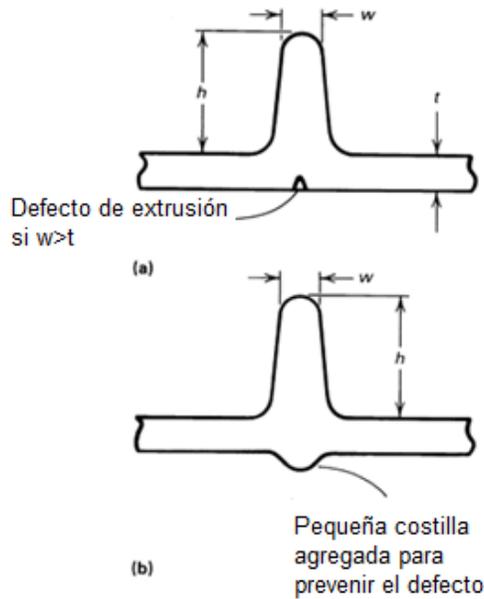
- Empalmes y grietas en las esquinas, debidos principalmente a un mal diseño del dado, los primeros se dan cuando el flujo de metal regresa sobre sí mismo (figura 1.4).
- Llenado incompleto, debido a poco material de partida o un inadecuado flujo de material.
- Forja descuadrada, debida a una mala alineación de los dados.
- Grietas internas, debidas a calentamiento inadecuado del material.
- Discontinuidad en las líneas de flujo debida a un rápido flujo plástico del metal.

Los defectos en dados cerrados se deben a una mala selección de la preforma o del lubricante, un mal diseño del dado, temperatura o velocidad de deformación.



**Figura 1.4 Formación de empalme en una costilla debido a una preforma incorrecta (ASM Metals Handbook, 1988).**

Defectos debidos a extrusión localizada se forman cuando se tiene una costilla central donde mucho metal del cuerpo principal debe fluir para llenarla. Es un defecto similar a una cavidad de tubo. El método para minimizarlo es aumentar el espesor de la región que nutre o crear una pequeña costilla al lado opuesto como se muestra en la figura 1.5.



**Figura 1.5 a) Defecto del tipo extrusión en una costilla central, b) Modificación al diseño para evitar el defecto (Sabroff et al., 1968)**

### 1.6 Materiales usualmente forjados

En general se pueden forjar todos los metales y sus aleaciones. Si se ordenan por forjabilidad, desde el mayor al menor se tendría a las aleaciones de aluminio, magnesio, cobre, aceros al carbono y de baja aleación, aceros inoxidables martensíticos, aceros austeníticos, níquel, titanio, niobio, tántalo, molibdeno, tungsteno y berilio.

En el caso de las aleaciones de aluminio para una determinada geometría, los requerimientos de presión varían ampliamente dependiendo en particular de la composición química de la aleación, el proceso de forjado a llevar a cabo, la velocidad de deformación, las condiciones de lubricación y las temperaturas tanto de la pieza de trabajo como de los dados. Las temperaturas de forjado de las aleaciones de aluminio más utilizadas van de 315-480°C, mientras que las velocidades de deformación dependen del equipo utilizado y pueden variar desde  $10 \text{ s}^{-1}$  en martillos hasta  $0.1 \text{ s}^{-1}$  en prensas hidráulicas (ASM Metals Handbook, 1988).

La selección de temperatura de forjado de los aceros depende del contenido de carbono, los elementos aleantes, el rango de temperatura para plasticidad óptima y la cantidad de reducción requerida para forjar, siendo el contenido de carbono el que tiene mayor influencia en el límite superior, variando entre 1150 y 1315 °C (Winship, 1978).

A diferencia de los aceros y sus aleaciones en el caso del aluminio y sus aleaciones al trabajarlas en caliente siempre existe un calentamiento de los dados para facilitar el forjado, por lo que se vuelve una variable más a considerar donde según el proceso que se lleve a cabo las temperaturas pueden variar de 95 hasta 430°C.

La figura 1.6 compara los esfuerzos de fluencia de algunas aleaciones de aluminio forjadas entre 350 y 370°C y a una velocidad de deformación de 4 a 10 s<sup>-1</sup> y el acero 1025 forjado a las mismas velocidades de deformación, pero a su respectiva temperatura de forjado. El esfuerzo de fluencia representa el requerimiento mínimo para la presión de forja. Para aleaciones de aluminio de resistencia baja a intermedia, los esfuerzos de fluencia son más bajos respecto al acero, mientras que para aleaciones de aluminio de alta resistencia en particular para los de la serie 7XXX, las presiones de forja son considerablemente mayores que para los aceros al carbono.

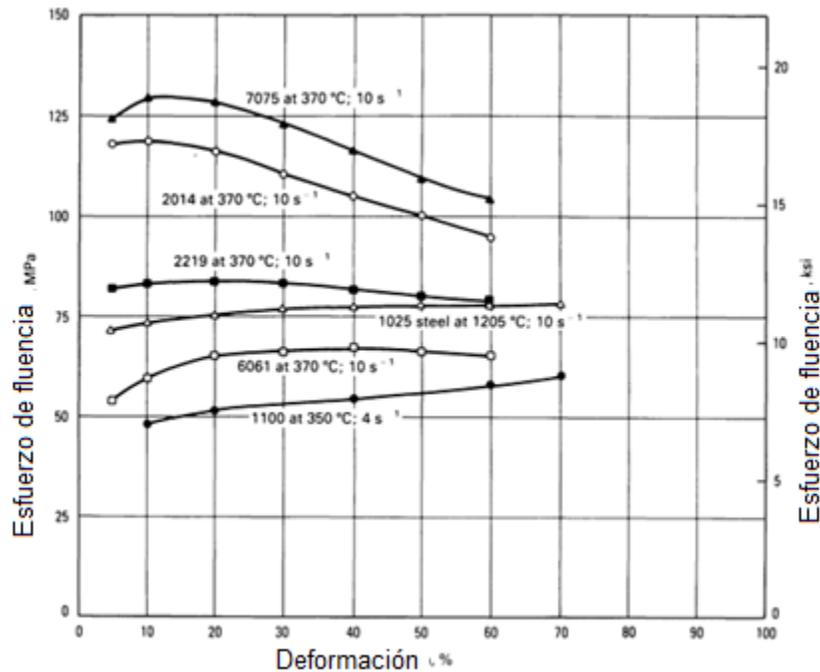


Figura 1.6 Esfuerzos de fluencia de aleaciones de aluminio y acero 1025 a sus temperaturas típicas de forja (ASM Handbook, 1988)

### 1.7 Compuestos de Matriz Metálica (MMC)

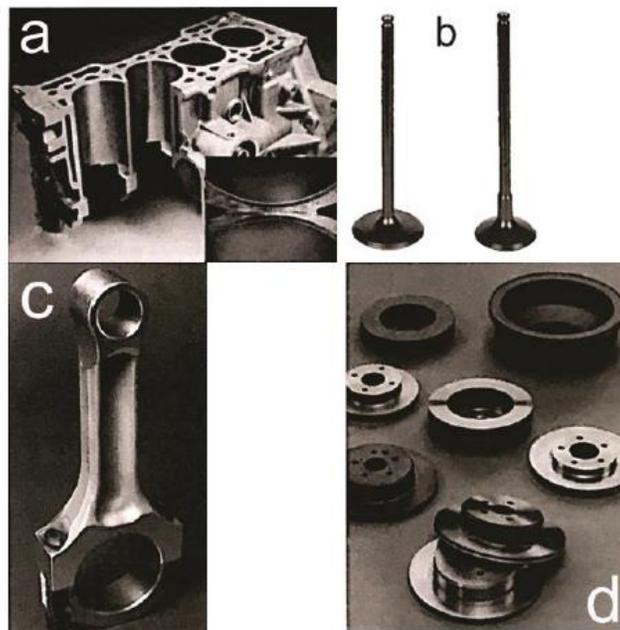
Los MMC's han ido ganando terreno dentro de la industria automotriz, donde piezas fabricadas tradicionalmente por fundiciones ferrosas y aceros son sustituidos por estos, aunque, su costo sigue siendo muy elevado y es por ello, que su investigación se enfoca en procesos de manufactura con costos menores, de tal forma que se vuelvan rentables.

Dentro de las piezas en las que ya se han utilizado esta clase de materiales están los pistones con matriz de aluminio en Toyota™, donde se utiliza una preforma de un material cerámico para instalarse en un molde permanente al cual se le inyecta la aleación de aluminio mediante presurización lo que permite una infiltración rápida en la preforma.

Las varillas de empuje transmiten el movimiento generado en el árbol de levas para sincronizar la apertura y cierre de las válvulas en los cilindros del motor durante el ciclo de combustión; las varillas de empuje se encuentran conectadas al árbol de levas mediante los levanta válvulas y los lóbulos de levas, por lo que se requiere un material con elevada rigidez que limite la flexión en el componente, bajo peso y una elevada resiliencia para soportar las vibraciones mecánicas. Un MMC de matriz de aluminio reforzado con fibras de  $Al_2O_3$  se utiliza para fabricar estos componentes en motores de carreras (Mendelson et al., 1996) (Figura 1.7b).

El sistema de frenos, balatas y tambores generalmente se fabrican con materiales ferrosos. La sustitución por materiales más ligeros contribuye a la disminución del peso del vehículo. Un enfriamiento más rápido de la pieza con matriz de aluminio reforzados con partículas discontinuas son una alternativa para estas aplicaciones (Allison y Cole, 1993) (Figura 1.7d).

En el caso de las bielas el uso de materiales ligeros reduce la inercia de las masas móviles, disminuyendo las fuerzas sobre la bancada del block y promueve una mayor eficiencia en el motor. Se encuentra reportada una biela de MMC con matriz de aluminio, con un costo de producción muy elevado (Hunt et al., 2001) y actualmente se tiene que Nissan™ tiene una biela de MMC base aluminio con refuerzos de SiC y Chrysler™ con fibras de  $Al_2O_3$ , presentando mejor resistencia a la fatiga siendo forjadas a partir de materiales sinterizados (Figura 1.7c).



**Figura 1.7 a) Motor Honda Prelude 2.3™ con camisas de MMC de Al, b) Válvulas de MMC de Ti, c) Biela de MMC de Al, d) Balatas y tambores DRA de un sistema de frenado (Hunt et al., 2001)**

Otros casos son un eje de transmisión de matriz de aluminio 6061 reforzado con alúmina para un Chevrolet Corvette™ fabricado mediante fundición por agitación, así como, piñones y engranajes del sistema de transmisión con materiales compuestos MMC Al-SiC logrando disminuir peso y mayor dureza. Una mangueta (*steering knuckle*) fabricada con una matriz de aluminio y refuerzos de carburo de titanio mediante fundición por agitación reduciendo un 55% su peso.

La mayoría de las aplicaciones comerciales sobre MMC's se han enfocado en utilizar como matriz al aluminio y sus aleaciones. Los refuerzos cerámicos más comunes son partículas, fibras cortas y fibras largas dada su facilidad de fabricación, siendo el SiC, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, TiC, B<sub>4</sub>C y WC los más utilizados.

Una tendencia en las aleaciones de aluminio es adicionarle partículas cerámicas o whiskers durante su proceso de fusión. En estos materiales, el refuerzo (carburo de silicio, carburo de boro o nitruro de boro) no es continuo. A diferencia de los compuestos con refuerzos continuos se ha encontrado que son manufacturables en las técnicas conocidas de trabajo de metales. Los refuerzos van de 10 al 40%vol para modificar las propiedades de la aleación de manera significativa, aumentando el módulo elástico, la resistencia, la resistencia a la abrasión, las propiedades a altas temperaturas, pero reduciendo la ductilidad y la tenacidad a la fractura.

Evaluaciones de forjas han demostrado que compuestos de este tipo con matriz de aleaciones de aluminio de las series 2XXX, 6XXX y 7XXX pueden ser forjadas. Hay evidencia que sugiere que el forjado de estos materiales conlleva a una menor vida útil de los dados.

Los compuestos con matriz metálica son normalmente fabricados por metalurgia de polvos. Es generalmente conocido que la ductilidad de los MMCs es muy pequeña y son considerados como materiales frágiles. Pero también se sabe que la resistencia y dureza aumentan mediante efectos metalúrgicos como los definidos por Hall-Petch y Orowan.

Existen autores que se han dado a la tarea de caracterizar el comportamiento plástico de estos materiales como Wagener y Wolf (1993), que determinaron parámetros de los procesos de conformado en la extrusión en frío de MMCs con AlSi12 y AlMgSi como materiales en la matriz reforzados con partículas de SiC de 15 a 25%vol.

La deformación plástica de materiales frágiles por extrusión hidrostática está basada en el estado de esfuerzos en la zona de formado siendo preferentemente compresivo. Para hacer uso del principio en extrusión en frío, la ductilidad del MMC aumenta si el esfuerzo principal se cambia a la región negativa (presión hidrostática) mediante la aplicación de una presión contraria (*Counter Pressure CP*) en un dado cerrado.

Como resultado presentaron las curvas de fluencia en la figura 1.8 de 4 MMCs a una velocidad de deformación de 2.5 s<sup>-1</sup>. De las curvas 2, 3 y 4 se observa que la deformación a temperatura ambiente alcanza un valor aproximado de 0.77, mientras que el que tiene matriz AlMgSi con 15% de partículas de SiC alcanza un valor del orden de 1.05 (Wagener y Wolf, 1993).

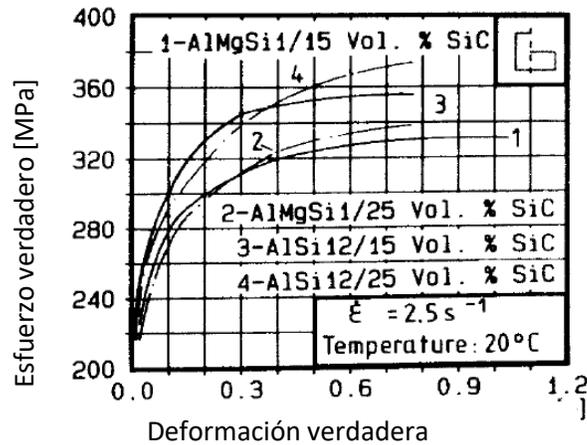


Figura 1.8 Curvas de fluencia de compuestos evaluados (Wagener y Wolf, 1993)

Otro autor que se dio a la tarea de caracterizar materiales compuestos de matriz metálica es Cavaliere (2004), quien analizó el comportamiento isotérmico de AA2618 con 20%  $\text{Al}_2\text{O}_3$  mediante ensayos de torsión y compresión en caliente. Este tipo de trabajos son importantes para esta tesis dado que las curvas esfuerzo deformación que obtienen pueden ser útiles para nutrir los modelos que en los siguientes capítulos se desarrollarán.

Las pruebas de torsión y compresión en caliente son convenientemente utilizadas para estudiar la deformación plástica de un material bajo diferentes velocidades de deformación y temperaturas y permiten simular condiciones isotérmicas que se presentan en algunos procesos de conformado.

Las curvas esfuerzo y deformación verdadera fueron obtenidas, al comprimir los especímenes con una reducción del 50% en condiciones isotérmicas de 350 a 500°C y a velocidades de deformación de  $10^{-3}$  a  $1 \text{ s}^{-1}$  (Cavaliere, 2004) (Figura 1.9).

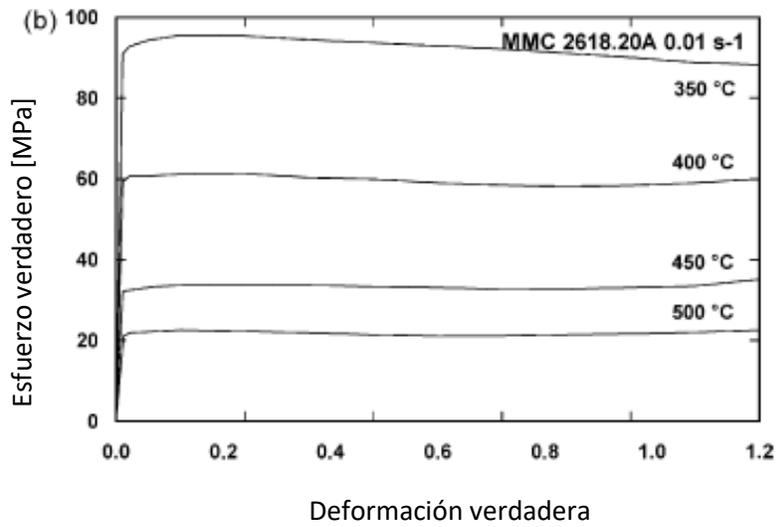
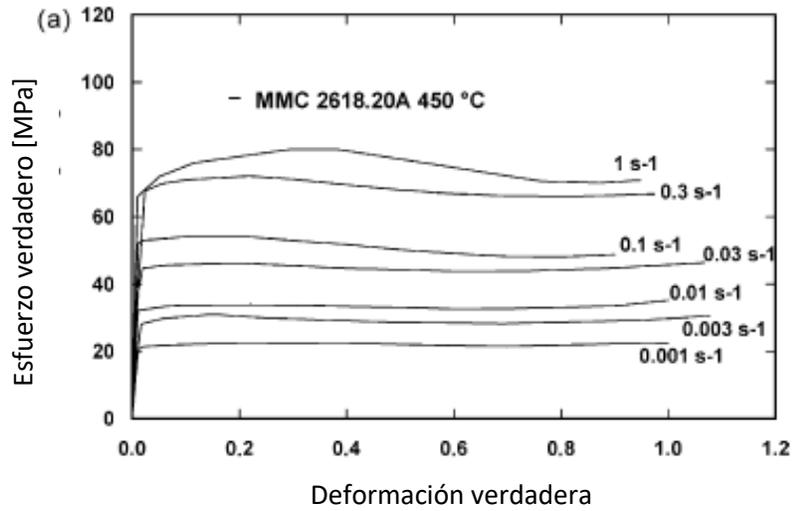
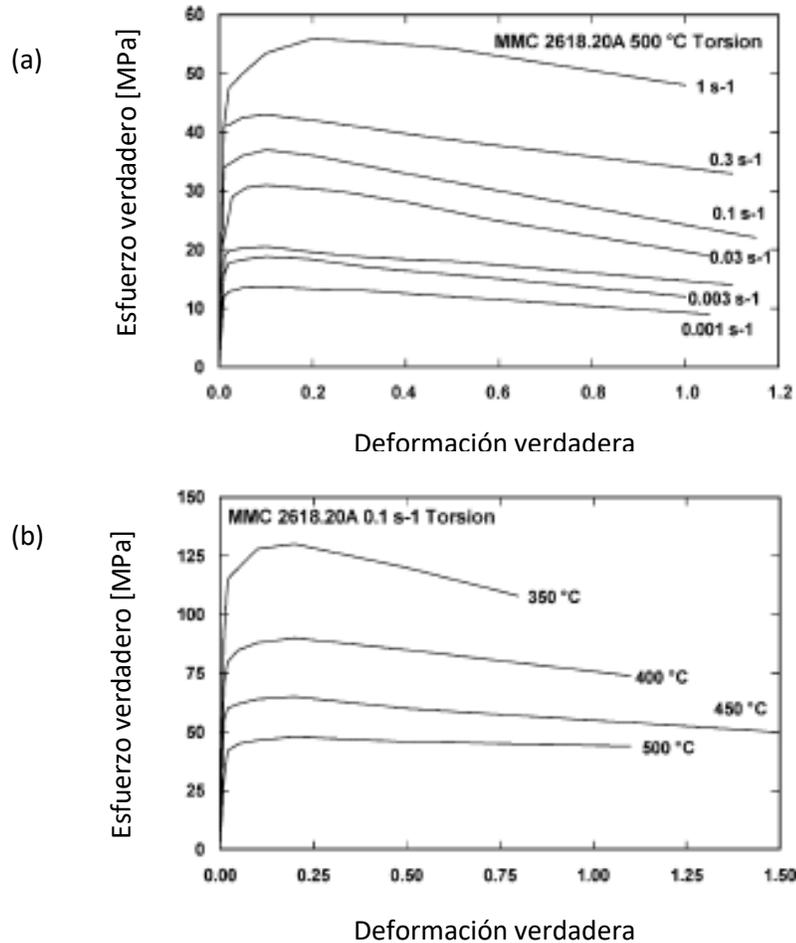


Figura 1.9 Curvas a compresión en caliente del material compuesto AA2618 + 20% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> a diferentes a) velocidades de deformación y b) temperaturas (Cavaliere, 2004)

Los esfuerzos de fluencia de las curvas obtenidas en pruebas de torsión resultaron menores que a compresión (Figura 1.10).



**Figura 1.10** Curvas a torsión en caliente del material compuesto AA2618 + 20% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> a diferentes a) velocidades de deformación y b) temperaturas (Cavaliere, 2004)

Las ecuaciones constitutivas y el coeficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación alcanzaron los valores mayores en una temperatura y una velocidad de deformación de 450-500°C y  $10^{-2}$ - $10^{-1} \text{ s}^{-1}$  (Cavaliere, 2004).

En el trabajo de Chandrasekhar et al. (2018), investigaron las diferentes características de deformación durante el forjado en frío con dado abierto de un material compuesto, tomando en cuenta la deformación heterogénea durante el abarrilado, las condiciones de fricción en la intercara y los efectos inerciales.

Fabricaron el material compuesto con 10-13% wt de SiC, con un tamaño de refuerzo de aproximadamente 400µm. Las dimensiones requeridas para las preformas fueron obtenidas maquinando el espécimen fundido. Los experimentos de forjado fueron llevados a cabo a temperatura ambiente, empleando una prensa hidráulica con una capacidad máxima de 200 toneladas. Todas las pruebas se llevaron a cabo sin el uso de lubricantes. Se observó que, para la misma deformación, el compuesto con mayor porcentaje de refuerzo tiene menos forjabilidad (entendiendo ésta como la capacidad de ser deformado plásticamente mediante el proceso de forja). La resistencia última para el de 5% y para el de 13% fue de 112 y 138 MPa respectivamente (Chandrasekhar et al., 2018).

La figura 1.11 muestra que la máxima deformación se encuentra entre 47-49% a temperatura ambiente sin el uso de lubricantes, las preformas empezaron a fracturarse entre 1.4 y 1.5 GPa. A mayor porcentaje de refuerzo se requiere más carga para alcanzar la misma deformación.

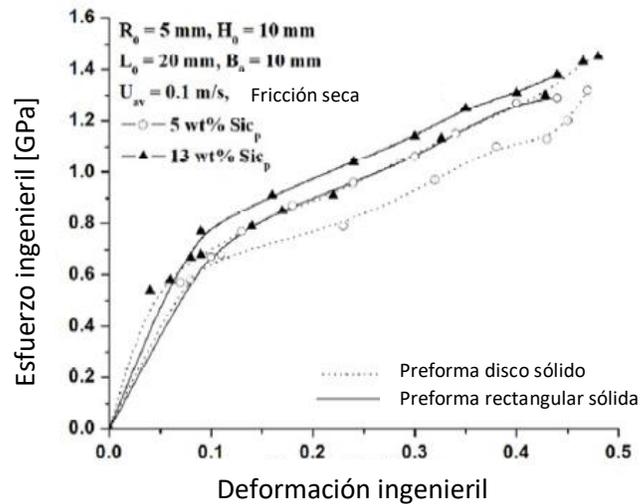


Figura 1.11 Curvas esfuerzo ingenieril [GPa] vs deformación ingenieril [mm/mm] (Chandrasekhar et al., 2018)

Por otro lado, también se sabe que el post procesamiento como forjado, laminado, extrusión mejoran sus propiedades de los AMNCs (nano compuestos de matriz de aluminio) además de darle la forma final al material.

Un amplio rango de investigaciones, se han desarrollado en los métodos de procesamiento y en las propiedades de materiales nanocompuestos. Recientemente con procesos primarios como fundición asistida ultrasónica, nano sinterizado, metalurgia de polvos, molienda con bolas de alta energía y con post procesamientos como forja, laminado o extrusión.

El refuerzo de nano partículas en compuestos de matriz metálica, exhiben una mejor rigidez, resistencia, fluencia lenta manteniendo una relativa baja densidad (Omrani et al., 2016; Ibrahim et al., 1991; Xia et al., 1995). La forja de MMC tiene una distribución más uniforme de nano partículas lo que causa mejores propiedades mecánicas (Ozdemir et al., 2000; Badini et al., 2001; Jiang et al., 1993).

Altinkok y Coban (2012) han mostrado un aumento en la resistencia a la tracción como lo demostraron Ceschini et al. (2009) del aluminio reforzado con  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{SiC}$ , fabricado por fundición por agitación (*stir casting*), además el forjado en caliente no indujo daño y redujo la porosidad respecto al compuesto de fundición a bajas velocidades de deformación y elevadas temperaturas (Purohit et al., 2018).

A continuación, se presenta la tabla 1.3 que resume los estudios más recientes del efecto de la forja sobre las propiedades de la matriz de aluminio en nano compuestos.

Tabla 1.3 Estudios sobre forja de AMNCs (Purohit et al., 2017)

	Referencia	Temas	Objetivo	Técnica utilizada	Material	Resultado más importante
1	Ozdemir et al., 2000	Efecto del forjado en las propiedades de compuestos de matriz de Al reforzado con SiC	Efecto de la forja en la resistencia y la microestructura	Forja en dado cerrado en dos pasos con un 50% de reducción en cada uno	Aleación de aluminio y carburo de silicio	El producto forjado aumentó su esfuerzo de fluencia en un 80%, el máximo en un 40% y microestructura uniforme
2	Jiang and Dodd, 1993	Formabilidad de compuestos de aluminio bajo compresión en frío	Nueva técnica de formado en compuestos de matriz de Al	Forja en frío	Aluminio 2124 y nano partículas de SiC	Forja en frío exitosa, pero hubo presencia de pequeñas grietas
3	Xia et al., 1995	Mecanismo de deformación en caliente de un compuesto 10%vol Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /6061 Al	Estudia el comportamiento y mecanismos durante la deformación en caliente	Deformación en caliente	Al 6061 y micropartículas de Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	El compuesto reforzado mostró mayor endurecimiento a 20, 100, 200 °C comparado con la aleación sin refuerzo
4	Badini et al., 2001	Forja del compuesto 2124/SiC. Estudios preliminares de la resistencia y la microestructura	Estudio del forjado a temperatura ambiente y a alta temperatura de un aluminio 2124 con 26% vol de refuerzo de SiC	Forja en caliente y frío. Relación de deformación 3.5/1	Aluminio 2124 y partículas de SiC	Después del forjado el compuesto está libre de grietas y mejoró la resistencia y la ductilidad
5	Narayana et al., 2003	Características de trabajo en caliente de los compuestos 6061 Al-SiC y 6061 Al- Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Encontrar el proceso de trabajo en caliente óptimo para los compuestos de Al	Forja en caliente	6061 Al-SiC y 6061 Al- Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Se sugieren las condiciones de trabajo en caliente óptimas mediante mapas de proceso con regiones de estabilidad e inestabilidad
6	Cavaliere et al., 2004	Modelado de forja isotérmica de un compuesto Al 2618 con 20% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Capacidad de forjado de un compuesto con condiciones isotérmicas	Pruebas de compresión en caliente	Al 2618 con 20% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Forja exitosa y buenos resultados en términos de llenado y microestructura uniforme
7	Zhang et al., 2004	Respuesta del compuesto Al 6062/B <sub>4</sub> C a altas velocidades de deformación	Estudio de las propiedades mecánicas y la microestructura del compuesto después de su extrusión y sinterizado	Extrusión y sinterizado/Presión isostática en caliente	Al 6062/B <sub>4</sub> C	Aumento de la resistencia, se mejoró el endurecimiento por deformación, distribución uniforme de la microestructura

8	Cavaliere, 2004	Forja isotérmica de compuestos de matriz metálica. Comportamiento de su recristalización	Comportamiento de formado en caliente de la aleación Al 2618 con 20% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Formado en caliente	Al 2618-20% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Forja isotérmica exitosa, distribución uniforme de la microestructura, máxima eficiencia entre 450 y 500°C
---	-----------------	--	---	---------------------	--	--

Dentro de los procesos de manufactura utilizados para fabricar materiales compuestos de matriz metálica se encuentran el *stir casting*, *squeeze casting* y la metalurgia de polvos, mientras que como procesos secundarios se han utilizado la forja abierta, cerrada, en caliente ó en frío, extrusión, sinterizado, torsión y compresión. En todos los casos el esfuerzo de fluencia, la ductilidad, la resistencia a la tracción, el endurecimiento por deformación y las propiedades tribológicas mejoraron. Diferentes tipos de partícula muestran diferentes características de las cuales el SiC y Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> han mostrado muy buenos resultados. Una recopilación de distintos trabajos en este sentido la presentan Fanani et al., (2021).

El uso de refuerzos recubiertos por metal durante el procesamiento de los compuestos de matriz metálica se ha vuelto popular debido a varias ventajas como una excelente unión entre la matriz y el refuerzo, mayor mojabilidad del refuerzo en el metal fundido, entre otros.

Cocen y Onel (2002), reportaron que la resistencia a la fluencia y a la tracción mejoraron aproximadamente 40% al ser extruidos y que esta mejora depende directamente de la cantidad de refuerzo agregada.

Ramesh et al. (2014), han estudiado el comportamiento a la fatiga de un MMC con matriz de Al6061 con un refuerzo de Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> recubierto, fabricado mediante *stir casting* seguido de forja en caliente y encontraron que el aumentar el contenido del refuerzo en el compuesto forjado aumentó la resistencia a la fatiga en comparación con el material de fundición. Keshavamurthy et al. (2014), han discutido las propiedades de un compuesto Al2024-TiB<sub>2</sub> y concluyeron que la presencia del refuerzo provocó un refinamiento de grano en la matriz, una mejora en la microdureza, resistencia al desgaste y menor coeficiente de fricción en comparación con la aleación sin refuerzo.

Bharathesh et al. (2015), utilizaron una aleación Al6061 con 8% de partículas de dióxido de titanio recubiertas de níquel con tamaños de entre 20 a 60 µm. La aleación se fundió a 720°C, posteriormente fue forjada a 500°C usando un martillo de 1 tonelada a una relación de deformación constante de 6:1.

Las partículas de la aleación forjada se observaron orientadas en la dirección del flujo mostrando buena unión con la matriz. Un máximo del 28 al 46% de mejora en la comparación de microdureza entre la pieza fundida con refuerzo y la forjada con refuerzo contra la aleación fundida respectivamente.

En el caso de la resistencia máxima se tiene un máximo de entre 46 y 76% de mejora por la adición del refuerzo ya sea por fundición o forja en comparación con la aleación sin refuerzo fundida. Una buena unión entre la matriz y el refuerzo siempre tiene un efecto positivo en la resistencia de los materiales compuestos. A su vez el compuesto forjado muestra una mayor resistencia en comparación con el fundido por el refinamiento de la matriz, la reducción de la porosidad y la disolución del compuesto frágil. Cuando se compara con la aleación de fundición se tiene una disminución de entre 44 y 8% en la capacidad de deformación del compuesto fundido o forjado (Bharathesh et al., 2015).

## 1.8 Modelos matemáticos asociados a la forja

### 1.8.1 Estado de esfuerzos en piezas forjadas

El entendimiento del comportamiento del flujo del material durante el procesamiento es necesario para explotar todo el potencial de las técnicas de modelado. Las aproximaciones del modelado dinámico del material son utilizadas para entender los fundamentos del flujo, fractura y formabilidad.

Para un determinado material a una temperatura y velocidad de deformación, su capacidad de ser trabajado mejora si el estado de esfuerzos es altamente compresivo. Un parámetro general que mide esa capacidad es beta.

$$\beta = 3\sigma_m / \bar{\sigma} \quad \text{Ec. 1.1}$$

Donde  $\sigma_m$  es el esfuerzo hidrostático y  $\bar{\sigma}$  es el esfuerzo equivalente.

**Tabla 1.4 Evaluación del parámetro beta (ASM Handbook, 1988)**

Prueba	Esfuerzos principales	Esfuerzo efectivo	Esfuerzo promedio	$\beta$	Deformación a la fractura
Tracción	$\sigma_1; \sigma_2 = \sigma_3 = 0$	$\sigma_1$	$\sigma_1/3$	1	$\epsilon_f = \ln (A_0/ A_n)$
Torsión	$\sigma_1 = \sigma_2; \sigma_3 = 0$	$\sqrt{3}\sigma_1$	0	0	$\epsilon_f = r \theta / \sqrt{3} L$
Compresión	$-\sigma_1; \sigma_2 = \sigma_3 = 0$	$-\sigma_1$	$-\sigma_1/3$	-1	$\epsilon_f = \ln (A_f/ A_0)$

La figura 1.12 muestra al parámetro beta graficado para diferentes ensayos mecánicos y distintos procesos de manufactura y se observa el estado de esfuerzos combinado en el proceso de forjado debido a la complejidad y variedad de las piezas fabricadas.

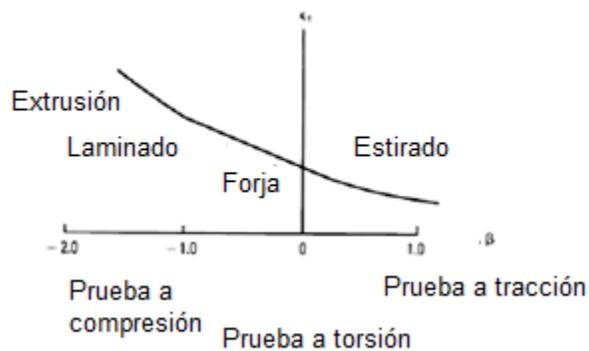


Figura 1.12 Influencia del estado de esfuerzos en la deformación a la fractura (Dieter, 1988)

El estado de esfuerzos para plasticidad puede quedar definido por:

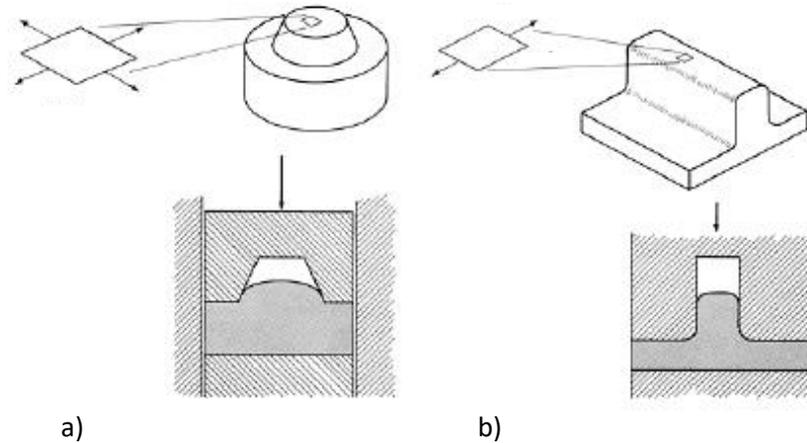
$$\sigma_1 = (4/3 \lambda) [\epsilon_1 + \epsilon_2/2] = (4/3 \lambda) \epsilon_1 [1 + \epsilon_2/2 \epsilon_1] \quad \text{Ec. 1.2}$$

$$\sigma_2 = (4/3 \lambda) [\epsilon_2 + \epsilon_1/2] = (4/3 \lambda) \epsilon_1 [1/2 + \epsilon_2/\epsilon_1] \quad \text{Ec. 1.3}$$

$$\sigma_3 = 0 \quad \text{Ec. 1.4}$$

Por ejemplo, la superficie cilíndrica de una prueba de compresión que lleva a una combinación de deformaciones axiales y circunferenciales, dependiendo de la relación de aspecto y la fricción en las superficies de contacto. Cuando la fricción existe en el contacto con el dado, el material en esas superficies se ve restringido para moverse hacia afuera, mientras el material de en medio no, lo que genera abarrilamiento de la pieza. Bajo estas condiciones, la deformación circunferencial en la dirección 1 aumenta y la deformación axial a compresión en la dirección 2 disminuye. Por lo que a partir de las ecuaciones 1.2, 1.3 y 1.4, se tiene que mientras la relación  $\epsilon_1/\epsilon_2$  se convierte en más negativa,  $\sigma_1$  se vuelve más positivo. Lo que indica que si el abarrilamiento aumenta entonces  $\sigma_1$  crece y aumenta la probabilidad de fractura.

En otros ejemplos, esfuerzos de tensión secundarios se pueden presentar en forja. Durante el forjado de un núcleo como en la parte superior de la pieza de la figura 1.13a que se encuentra a tensión biaxial debido a la fricción. También durante el forjado de una costilla en la parte superior hay una tendencia a deformarse a tensión en dirección de la curvatura y esencialmente no hay deformación a lo largo de la costilla (figura 1.13b). En ambos casos esos esfuerzos pueden llevar a la fractura de la pieza y son ejemplos de deformación plana.



**Figura 1.13 Deformaciones en superficies de forja a) Núcleo axisimétrico, b) forjado de costilla (ASM Handbook, 1988)**

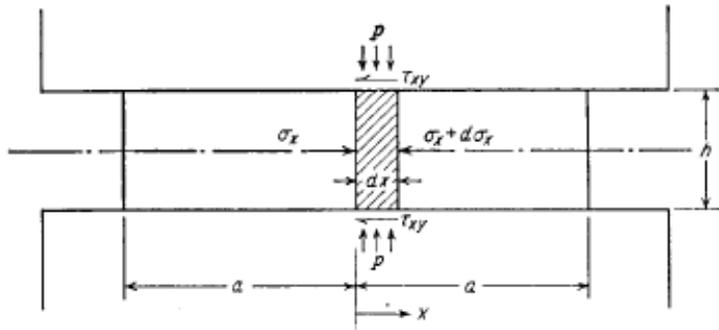
### 1.8.2 Carga de forja

La predicción de la carga de forja y la presión en un dado cerrado es difícil de calcular. Hay tres distintas aproximaciones comunes para el problema. La aproximación utilizada en muchos talleres de forja es estimar la carga requerida para una nueva parte de la información disponible de forjas previas del mismo material y de formas similares. Un método un poco más formal utiliza modelos empíricos como el de Schey en 2002 que ha expresado la carga de forja como:

$$P = \sigma A_t C_1 \quad \text{Ec. 1.5}$$

Donde  $A_t$  es el área de la sección transversal sobre la línea de partición incluyendo la rebaba,  $C_1$  es un factor que depende de la complejidad de la forja, 1.2-2.5 para un cilindro entre dados planos, 3 – 8 para forja en dado cerrado de formas simples con rebaba y de 8-12 para formas más complejas (Schey, 2002).

La tercera aproximación es utilizando el método del planchón, donde hay desarrollos para forja de una placa considerando deformación plana (Dieter, 1988) (Figura.1.14), después ha sido extendido considerando superficies inclinadas en el dado. Por otro lado, el análisis para la compresión de un disco ha sido extendido para tomar en cuenta el flujo lateral entre los dados inclinados y extrusión en una costilla o eje.



**Figura 1.14 Esfuerzos actuando en una placa forjada considerando deformación plana (Dieter, 1988).**

De la figura 1.14 después del desarrollo para la placa considerando deformación plana se llega a una ecuación que define la presión de forja y la presión promedio como se muestra a continuación:

$$p(x) = \sigma'_0 \exp\left(\frac{\mu}{h}(l - 2x)\right) \tag{Ec. 1.6}$$

$$\bar{p} = \frac{\sigma'_0}{\left(\frac{\mu l}{h}\right)} \left(e^{\mu l/h} - 1\right) \tag{Ec. 1.7}$$

Siendo  $p$  la carga total de forja,  $\mu$  el coeficiente de fricción y el resto parámetros geométricos del modelo. Esta ecuación muestra que conforme la relación de longitud sobre espesor  $L/h$  aumenta, la resistencia a la deformación a compresión aumenta rápidamente, siendo fuertemente dependiente de la fricción. Este hecho es utilizado como una ventaja en la forja de dado cerrado donde la resistencia a la deformación de la rebaba debe ser muy alta de tal manera que la presión en el dado sea suficiente para asegurar el llenado de la cavidad.

### 1.9 Consideraciones generales en el diseño de herramientas

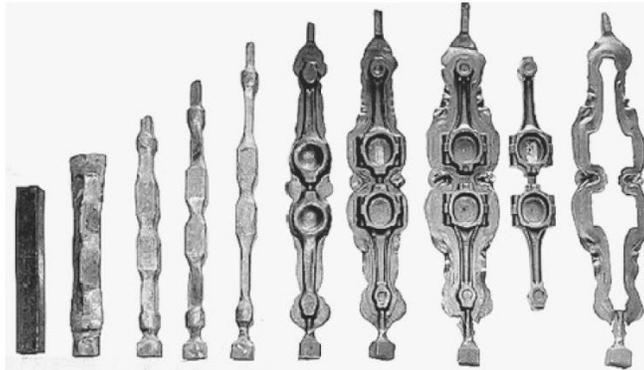
En el diseño y manufactura de dados de forja, se suelen utilizar dos metodologías. En la primera el diseño es obtenido utilizando CAE (Computer-Aided Engineering). Este procedimiento considera el comportamiento del material, modelado geométrico y análisis numérico. El segundo utiliza reglas empíricas bien establecidas. En ambos casos se trata de procedimientos que se desarrollan por prueba y error para llegar al objetivo final. Un buen diseño implica considerar ambos métodos.

El diseño es esencial para asegurar una adecuada vida útil de la estampa, para obtener en la menor cantidad de pasos la pieza terminada, hacerlo más económico, maximizando el uso del material. El diseño de una pieza fabricada por forja en estampa implica determinar desde el inicio los siguientes parámetros:

- Volumen y peso de la pieza
- Número de pasos intermedios y su configuración
- Dimensiones del receptáculo de rebaba en pasos intermedios y finales
- La fuerza y energía necesaria para cada operación

#### 1.10 Número de etapas

Un buen diseño de las preformas busca establecer la distribución adecuada del material y un flujo libre de defectos (empalmes), así como garantizar el llenado de la estampa, minimizando la rebaba. Los patrones de deformación son diversos y pueden estar compuestos de varias etapas o fases, dado que generalmente se requiere de más de una. Para ejemplificar lo anterior se presenta la forja de una biela de un automóvil (Figura 1.15).



**Figura 1.15** Secuencia de forja en estampa de una biela (Altan et al., 2005)

El flujo está directamente relacionado con la geometría del dado. Múltiples operaciones (preforma y bloqueo) son necesarias para obtener un flujo de material gradual llevándolo poco a poco a formas más complejas. Geometrías con secciones largas o esbeltas (almas o costillas) presentan una mayor complejidad al momento de forjar ya que tienen una mayor superficie por unidad de volumen, lo cual maximiza el efecto de la fricción y las pérdidas de temperatura.

La facilidad de producir por forja geometrías más complejas depende de las proporciones relativas de las proyecciones verticales y horizontales de la pieza. En la figura 1.16 se muestra el efecto de la forma en la dificultad de forjado. Las geometrías en c) y d) no solo requieren de una mayor fuerza de forja, sino que necesitan una operación adicional en comparación con las piezas a) y b).

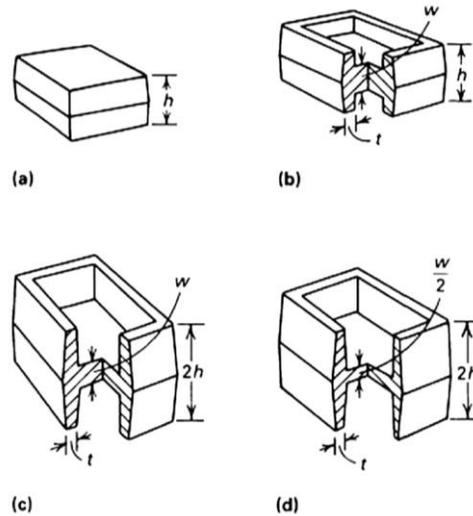


Figura 1.16 Complejidad de forja como función de la geometría de la pieza. La dificultad va en aumento de a) a d). a) Forma rectangular, b) Geometría con almas y costillas, c) Forma con costillas de mayor altura, d) Forma con costillas de mayor altura y alma más delgada (ASM International, 1988) tomado a su vez de (Sabroff et al., 1968)

En la figura 1.17 se muestran algunas posibles secuencias de forja para secciones transversales H, donde es claro como el proceso se va haciendo más complejo y requiere de pasos adicionales, especialmente cuando las costillas tienen mayor altura. Sin embargo, un paso es suficiente cuando la altura es pequeña, tres pasos son necesarios cuando esa altura se triplica y el espesor se mantiene constante.

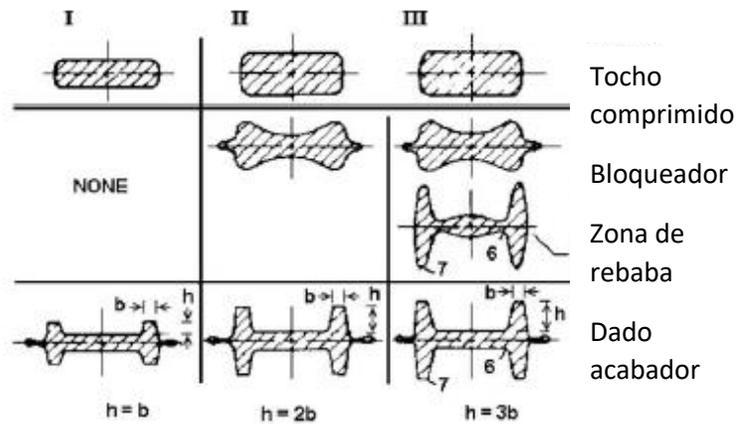


Figura 1.17 Series de forja para componentes axisimétricos con sección transversal H (Valberg, 2010) tomado a su vez de (Lange et al., 1977)

Según la clasificación de forjas de Spies (Figura 1.18), la mayoría pueden ser catalogadas en tres grupos principales. El primero denominado de formas compactas, donde sus tres dimensiones (largo  $l$ , ancho  $w$  y altura  $h$ ) son aproximadamente iguales, eso lo hace un grupo muy reducido. El segundo con geometrías de discos donde dos de las dimensiones ( $l$  y  $w$ ) son aproximadamente iguales y mucho mayores que el espesor, un 30% de todas las geometrías cae en esta categoría. El tercer grupo conocido como de formas largas donde una dimensión es significativamente más grande que las otras dos ( $l > w, h$ ). Estos grupos a su vez también se pueden subdividir en subgrupos.

Esta clasificación es útil para propósitos prácticos, estimar costos y predecir pasos de forjado, sin embargo, no es cuantitativo y se basa en la experiencia del diseñador.

Las piezas tipo 1 y 2 de la figura pueden ser forjadas en 1 estampa sin operaciones intermedias. Mientras que para las de tipo 3 se requiere de una preforma normalmente fabricada por fundición, extrusión, laminado o forja (Domblesky, 2005).

Otra clasificación es la que se presenta en la figura 1.19 (Tomov y Radev, 2003) para piezas de revolución producidas por forja, donde la clasificación propone bases de la deformación e indicaciones geométricas.

En el grupo 1 caen las partes que son forjadas por compresión en un esquema de deformación DI ( $\epsilon_1 < \epsilon_2 > 0, \epsilon_3 < 0$ ), la diferencia entre los subgrupos 1.1 y 1.2 es la forma de la línea de partición.

En el grupo 2 son las forjas por extrusión cuando el esquema de deformación DIII ocurre ( $\epsilon_1 > 0, \epsilon_3 < \epsilon_2 < 0$ ), los subgrupos 2.1 y 2.2 están relacionados con el tipo de extrusión directa o indirecta, respectivamente (Tomov et al., 2004).

El grupo 3 es de aquellas piezas que tienen ligeras desviaciones de la simetría rotacional, por lo que son una combinación de compresión y extrusión lateral.

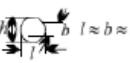
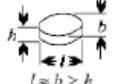
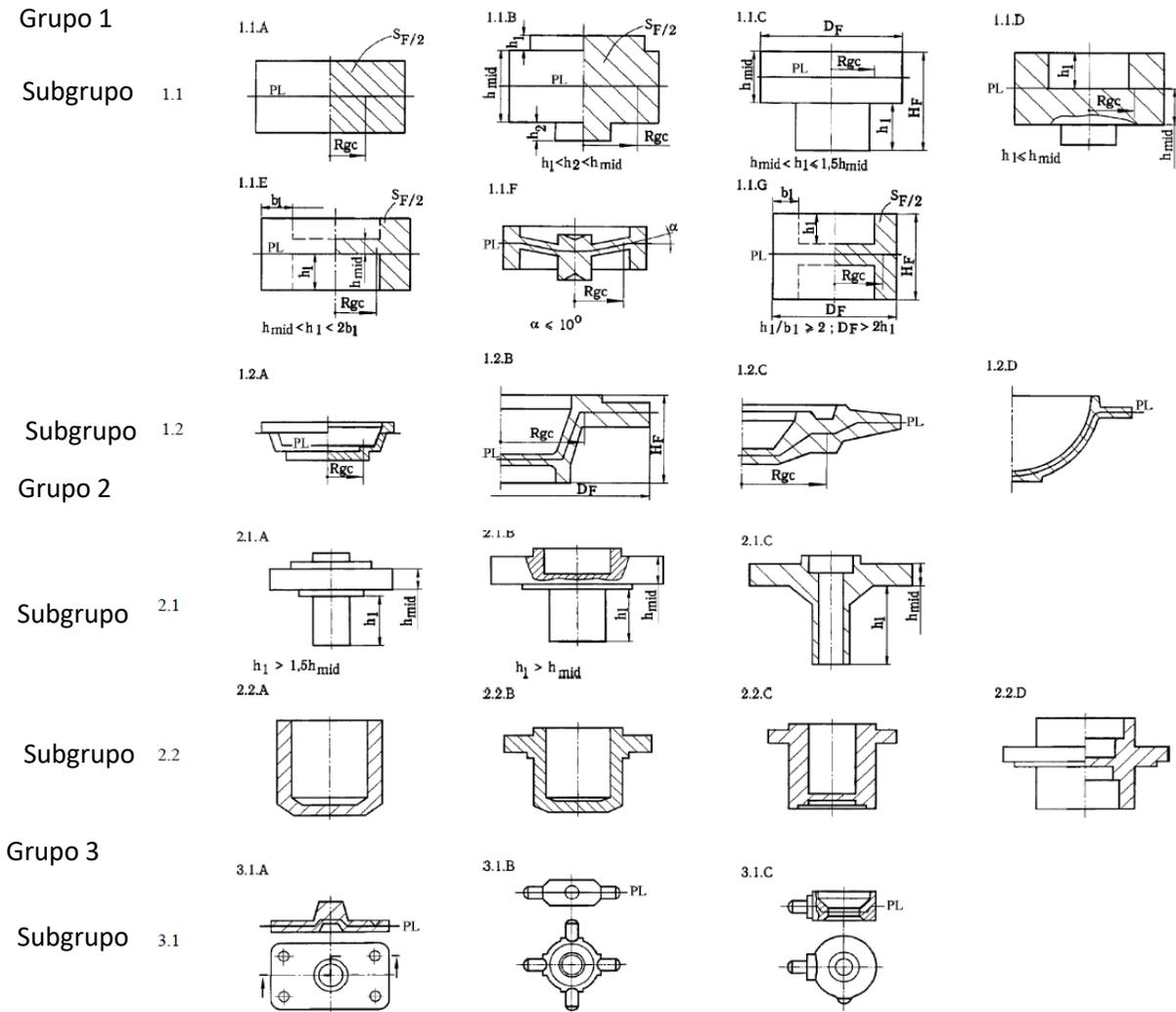
<p>Geometría tipo 1: Esferas, cubos y cilindros</p> 	Sub-grupo	Sin proyecciones	Con proyecciones unilaterales	Con proyección periférica	Con proyección unilateral y periférica	
<p>Geometría tipo 2: Discos, pueden presentar pequeñas proyecciones y regiones recalçadas</p> 	Sub-grupo Forma	Sin proyección	Con proyección (tetón)	Con proyección y cavidad	Con proyección periférica	Con proyección central y periférica
	Forma de disco con proyección unilateral					
	Forma de disco con proyección bilateral					
<p>Geometría tipo 3: Formas alargadas, partes cuyo eje longitudinal es dominante</p>  <p>1. Partes cortas <math>l &lt; 3b</math></p> <p>2. Partes de media longitud <math>l = 3...8b</math></p> <p>3. Partes alargadas <math>l = 8...16b</math></p> <p>4. Partes muy alargadas <math>l &gt; 16b</math></p>	Sub-grupo Forma	Sin proyección	Con proyecciones paralelas al eje principal	Con elementos en forma de horquilla	Con proyecciones asimétricas al eje principal	Con dos o más proyecciones
Eje principal recto						
Eje principal curvado						
Eje principal curvado en varias direcciones						

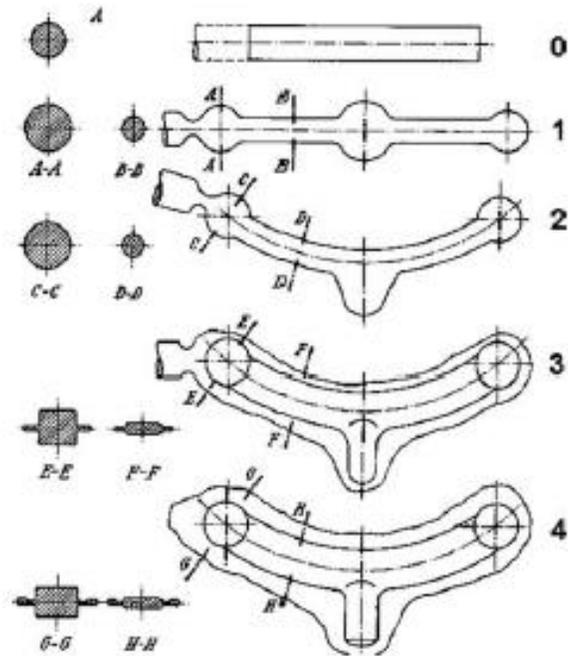
Figura 1.18 Clasificación de formas de forja (ASM International, 1998) tomada a su vez de (Spies, 1959)



**Figura 1.19 Clasificación de forjas axisimétricas (Tomov et al., 2003)**

Cuando las forjas se diseñan con preformas optimizadas, el último paso de forja requiere una menor carga y un menor flujo de material, lo cual permite que el desgaste de los dados finales se minimice, si se compara con una preforma cualquiera.

Una secuencia de forja para un componente específico es mostrada en la figura 1.20. Este componente es fabricado en cuatro pasos. El primer paso se realiza mediante forja con rodillos, donde el material es redistribuido en tres volúmenes a lo largo de la barra. El segundo paso es doblado, dado que la forma final tiene una curvatura. En el tercer paso la pieza es forjada casi a su forma final, para en el último paso conseguir la pieza final de manera más exacta.



**Figura 1.20** Secuencia de forja para una pieza relativamente compleja (Valberg, 2010) tomada a su vez de (Haller, 1971)

Estampas de forja con geometrías complejas que incluyen cavidades profundas, radios pequeños y secciones delgadas, producen un mayor grado de dificultad en el formado de la pieza. Para el uso de métodos computacionales, se requiere definir una relación entre las geometrías final e inicial. El factor de complejidad de forma  $S$  es un parámetro que permite establecer esta relación. Existen dos aproximaciones para su determinación: Una propuesta por Teterin (Altan, 1969) y la otra por Tomov et al., en el 2004. La primera establece que:

$$S = \alpha\beta \quad \text{Ec. 1.8}$$

Donde  $\alpha$  es el factor de complejidad de forma longitudinal comparando cualquier geometría con su cilindro circunscrito y  $\beta$  es el factor de forma lateral. A continuación, se definen ambos:

$$\alpha = X_f / X_c \quad \text{Ec. 1.9}$$

$$X_f = P_f^2 / A_f \quad \text{Ec. 1.10}$$

$$X_c = P_c^2 / A_c \quad \text{Ec. 1.11}$$

$$\beta = 2R_g / R_c \quad \text{Ec. 1.12}$$

$P_f$  y  $A_f$  son el perímetro y el área superficial de la sección transversal axial,  $P_c$  y  $A_c$  son el perímetro y el área de la sección transversal axial del cilindro circunscrito,  $R_g$  es la distancia del eje de simetría al centro de gravedad o el centroide de la mitad de la sección transversal axial y  $R_c$  es el radio del cilindro circunscrito.

Para operaciones con varias etapas, el factor de complejidad de forma de la operación de acabado  $S_f$  está dado por:

$$S_f = S_{ff} / S_{fp} > 1 \quad \text{Ec. 1.13}$$

Donde  $S_{ff}$  es el factor de complejidad de la sección transversal de la pieza forjada y  $S_{fp}$  es el factor de complejidad de la preforma. Si la pieza forjada fuera un cilindro, entonces el factor de complejidad sería 1. Si el factor de complejidad es mayor para la geometría final, es un indicativo de que se requieren etapas de preformado para alcanzar una pieza forjada sin defectos. El criterio de Teterin tiene dos inconvenientes; el primero es que se basa en asesorías de expertos y es únicamente aplicable a componentes axisimétricos, el segundo es que el satisfacer el criterio conlleva la utilización de dos o más etapas de preformado, lo cual contradice la optimización de los procesos donde lo que se busca es minimizar los pasos.

El otro enfoque es descrito por Tomov y trabaja con la premisa de que se pueda calcular el trabajo realizado cuando un componente arbitrario se forja

$$W_f = [\sigma_{y,T}] (V_m \ln (A_f / A_0) + V_{AD}) \quad \text{Ec. 1.14}$$

El monto total del trabajo se compone de dos partes, el trabajo realizado por compresión  $W_U$  y el trabajo realizado por extrusión  $W_E$

$$W_U = [\sigma_{y,T}] (V_m \ln (A_f / A_0)) \quad \text{Ec. 1.15}$$

$$W_E = [\sigma_{y,T}] (V_{AD}) \quad \text{Ec. 1.16}$$

Con el objetivo de establecer un criterio, la ecuación 1.14 debe ser transformada en una ecuación adimensional y comparada con el trabajo realizado por compresión de un cilindro equivalente con el mismo volumen cuyo diámetro es  $D_F$  y la altura  $H_{AV}$ . Por lo tanto, la necesidad o falta de etapas de preforma está determinada por la condición:

$$W_F^* = (1 - K_1) \phi_A + K_1 > \phi_H \quad \text{Ec. 1.17}$$

Donde

$$K_1 = V_{AD} / V_0 \quad \text{Ec. 1.18}$$

$$\phi_H = \ln [H_0 / H_{AV}] \quad \text{Ec. 1.19}$$

$$\phi_A = \ln [A_F / A_0] \quad \text{Ec. 1.20}$$

Donde  $V_{AD}$  es el volumen extruido en las cavidades de impresión,  $V_0$  es el volumen del componente forjado,  $A_F$  es el área de forja en el plano de partición,  $A_0$  es el área de la sección transversal de la geometría inicial,  $H_0$  es la altura de la geometría inicial y  $H_{AV}$  es la altura del cilindro, cuyo volumen es  $V_0$  y diámetro  $D_{AV} = D_F$  (Figura 1.21).

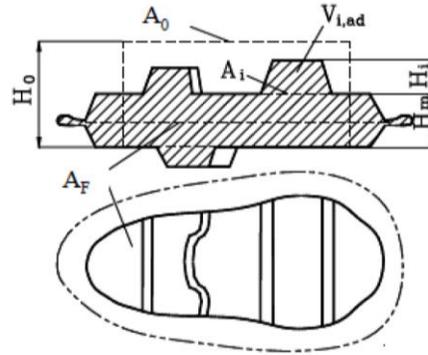


Figura 1.21 Parámetros utilizados en el criterio de Tomov (Radev, 2010)

La ecuación 1.17 es la que permite determinar la necesidad de etapas de preforma. Entre mayor sea el trabajo realizado por extrusión, mayor será la necesidad de una etapa intermedia. Si la sección transversal de la preforma es similar a la del componente forjado la ecuación se simplifica a:

$$K_1 > \phi_H \quad \text{Ec. 1.21}$$

### 1.11 Diseño de la preforma

El diseño de las preformas normalmente es desarrollado utilizando información empírica obtenida de la experiencia. Los principales objetivos de la preforma son:

- Asegurar un flujo sin defectos y el llenado de la estampa
- Minimizar la rebaba
- Minimizar el desgaste de la herramienta
- Proporcionar la deformación adecuada por cada región para obtener las propiedades buscadas

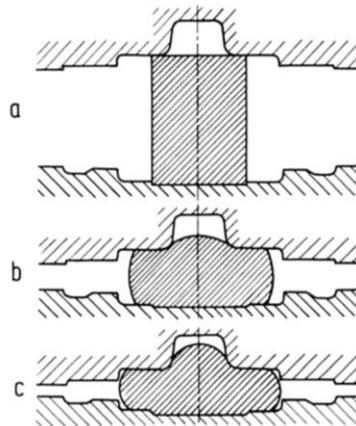
Dentro de las operaciones de preformado, es llamada bloqueadora aquella que se lleva a cabo justo antes de la de acabado. Generalmente, el bloqueador imparte la forma general final, sin los detalles finos de la estampa, moviendo el material a través de radios y filetes generosos.

Antes del bloqueador el material pasa por otros procesos como la forja de rodillos o forja abierta mediante los cuales se alarga la geometría, se reduce su sección transversal, pero principalmente se redistribuye el volumen del material hacia las regiones que en etapas posteriores será requerido.

Actualmente se está trabajando en el uso de manufactura aditiva para la fabricación de preformas para posteriormente ser forjadas o extruidas como lo muestran los trabajos de: Hopper et al., 2021; Pruncu et al., 2020; Liu et al., 2023; Shakil et al., 2022. A estos procesos se les denomina manufactura híbrida.

Para un diseño adecuado de la preforma se debe primero entender el flujo de metal, el cual presenta tres comportamientos básicos (Figura 1.22):

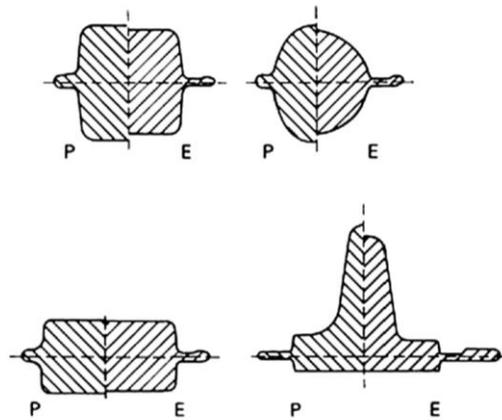
- Compresión: la altura de la pieza de trabajo se reduce sin patrones de flujo a lo largo de las paredes del dado.
- Flujo lateral: movimiento del material perpendicular al movimiento de la herramienta, por lo que se presenta fricción y se requieren cargas elevadas.
- Flujo vertical: el material se mueve en dirección contraria al movimiento de la herramienta. Para que este se presente la resistencia a fluir hacia el cordón de rebaba debe ser superior a la del flujo vertical.



**Figura 1.22 Comportamientos en el dado de forja; a) Compresión, b) Flujo lateral y c) Flujo vertical (Tschaetsch, 2006)**

En la práctica del diseño de preformas, es común considerar planos específicos para el análisis del flujo de material, seleccionando secciones transversales de la forja y con esto diseñar la geometría de la preforma para cada región basándose en el flujo. Los puntos a considerar son (Figura 1.23):

- El área de cada sección transversal de la preforma debe ser igual al área de la sección transversal de la pieza terminada más la de la rebaba. Por lo que, la propuesta inicial es obtenida a partir de la determinación de las áreas de las secciones transversales a lo largo del eje principal de la pieza.
- Todos los radios cóncavos de la preforma deben ser mayores que los radios de la pieza final.
- Las dimensiones de la preforma deben ser mayores que las de la pieza terminada en la dirección de movimiento de los dados para que el flujo de metal sea predominantemente compresivo.



**Figura 1.23 Secciones transversales de preformas sugeridas para geometrías finales (P preforma, E geometría final) (ASM International, 1988) tomado a su vez de (Lange et al., 1977)**

El dado de bloqueo es relativamente común diseñarlo duplicando el dado acabador y posteriormente redondearlo, asegurando un flujo suave. Pero se considera una mejor práctica fabricarlo ligeramente más angosto y profundo que el dado final, dado que, al ser más angosto, se minimiza el desgaste en la línea de separación y también se eliminan los pliegues que se generan cuando únicamente se redondea el dado acabador.

Choi (1995) por otro lado presenta una serie de reglas para el diseño de preformas:

- El volumen del dado bloqueador debe ser igual al de la forja final más el material de la rebaba.
- Ninguna rebaba se forma en la operación de bloqueo.
- Si se espera la presencia de defectos o la falta de carga para forja, da lugar a pensar en una operación de bloqueo.
- Si la carga máxima o la energía del equipo disponible no es mayor a la requerida para el proceso, eso conlleva a que la deformación no puede ser alcanzada.
- Si el tamaño del lote excede las 10000 piezas, entonces la operación de bloqueo es necesaria para evitar el desgaste del dado final. Si por otro lado el tamaño es menor y el factor de dificultad mayor a 2.5 también es requerida la operación. Finalmente, si el tamaño del lote es menor a 10000 piezas y la dificultad de forma menor a 2.5 entonces es innecesaria la operación.
- En la superficie de partición, que se encuentra en la parte más ancha de la pieza, la sección ancha del dado bloqueador es ligeramente más angosta que la del dado final, entre 0.5 mm y 1 mm en cada lado, de tal forma que se ajuste en el paso final.

Para costillas:

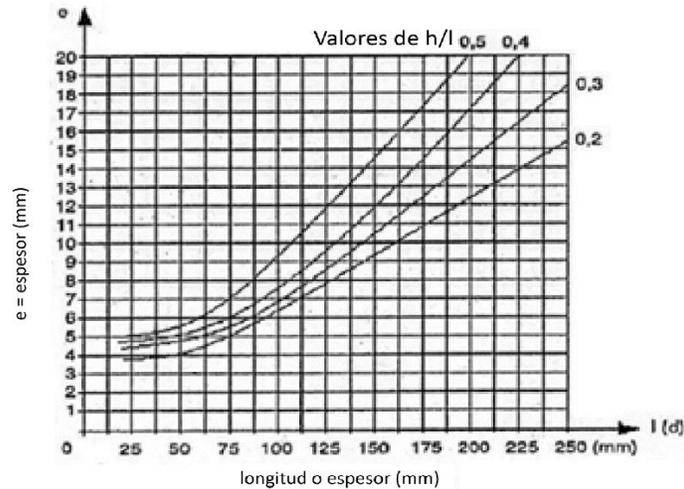
- La relación entre altura y ancho de la costilla del dado final y la preforma es definida por el diseñador.
- Durante la forja en la etapa de acabado, el flujo puede ser de dos tipos: compresión y extrusión. El primero donde la altura de la costilla del dado acabador es mayor que la del bloqueador y el ancho de la costilla del dado final, es menor que la del bloqueador. El segundo caso es donde la altura de la costilla del acabador es menor que la del bloqueador y el ancho de la costilla del acabador es mayor que la del bloqueador.
- Durante el proceso, si el flujo de metal es del modo extrusión, entonces el volumen que va a llenar la cavidad de la costilla está provisto con la inclusión de una costilla adyacente o una protuberancia opuesta.
- Durante el proceso si el flujo es de modo compresión y el volumen de la costilla final es mayor que las costillas del bloqueador, entonces el material extra para llenar la cavidad de la costilla se encuentra en una costilla adyacente.
- Durante el proceso si el flujo es del tipo de compresión y el volumen de la costilla final es menor que la costilla del bloqueador, entonces ningún material extra es proporcionado para asegurar el llenado de la cavidad.
- En el bloqueador los radios de las esquinas deben ser mayores que los del acabador, alrededor de 1.2 a 2 veces.

Para el diseño del alma:

- Si el ancho del alma del acabador es menor que el espesor de la costilla adyacente al alma entonces se espera la presencia de defectos.
- Si se esperan defectos y existe otra costilla en el lado opuesto de la costilla, entonces la protuberancia no es requerida.
- En el bloqueador el radio del filete entre la costilla y el alma debe ser mayor que el del acabador, alrededor de 1.2 a 2 veces.

Cuando la pieza posee un agujero pasante que no se podrá conseguir por forja, se puede trabajar mediante un agujero ciego cuando el diámetro interior es mayor a 15 mm. El alma será la zona plana obtenida por aproximación de los dos núcleos, por lo que se debe dimensionar su espesor.

Mediante la gráfica de la figura 1.24, se puede obtener el valor mínimo para el espesor del alma. Mediante la expresión  $h/l$ , siendo  $h$  la altura desde la superficie de partición y hasta la superficie superior y  $l$  el diámetro interior del agujero ciego.



**Figura 1.24 Gráfica para determinar el espesor mínimo del alma (Del Río, 2005) tomado a su vez de (Chamouard, 1964)**

## 1.12 Diseño del dado acabador

### 1.12.1 Sobre espesor de maquinado

Durante el proceso, los dados se deforman elásticamente bajo las presiones de forja. Esta deformación tiene que considerarse para mejorar la precisión dimensional de las piezas forjadas. Este fenómeno es más evidente en la forja en frío ya que las solicitaciones son mayores. Durante la deformación la cavidad del dado se expande dentro del rango elástico y provoca que la pieza tome esa forma, cuando se retira la carga la dimensión de la cavidad regresa a su tamaño original.

Adicionalmente, la temperatura máxima y la distribución de temperatura tienen una influencia significativa en el desgaste. El primer parámetro afecta la dureza de la superficie de la herramienta, mientras que el gradiente de temperaturas provoca variación dimensional, lo que genera campos de esfuerzos y deformaciones.

Durante la forja en caliente la superficie del dado se calienta por transferencia de calor con la pieza de trabajo y por la fricción en la intercara. Una parte del calor generado permanece en la zona donde el material es deformado, otra parte fluye hacia la herramienta y otra fluye hacia el material. Aproximadamente del 90 al 95% de la energía mecánica involucrada en el proceso se transforma en calor (Altan, 1983).

Existen operaciones donde las temperaturas son tan altas y el tiempo de contacto tan prolongado, que la herramienta se calentaría rápidamente, por lo que es necesario que la herramienta sea enfriada después de producir cada pieza, por lo general se lleva a cabo con agua, aprovechando esta operación para recubrir las superficies del dado con el lubricante, usando para tal fin grafito coloidal (Palmer et al., 1986).

La expansión no uniforme causada por los gradientes de temperatura desde la superficie hasta el centro del dado es el principal factor que contribuye al agrietamiento por calor. Una forma de minimizar este fenómeno es precalentar los dados de 260 a 315 °C.

Las temperaturas a las que se desarrolla el proceso influyen en la lubricación, la vida del dado, las propiedades finales de la pieza, pero en especial la velocidad de deformación máxima a la que se puede desarrollar el paso. La máxima temperatura de forja para aceros con diferentes porcentajes de carbono varía entre 1190 y 1290 °C y para aceros aleados entre 1175 y 1260°C (ASM International, 1988).

Cuando el proceso se lleva a cabo a una temperatura elevada en función del punto de fusión del material de trabajo, se debe tomar en cuenta la contracción térmica que presentará durante el enfriamiento para conseguir tolerancias más cerradas. El cuantificarlo no es sencillo, aunque se puede obtener una aproximación a partir de la ecuación 1.22.

$$\Delta L/L_0 = \alpha (\Delta T) \quad \text{Ec. 1.22}$$

Una forma de iniciar con el diseño del proceso de forjado, es partiendo de la pieza final maquinada, por lo tanto, se debe considerar el material que es removido en las etapas de acabado donde se eliminan los defectos superficiales (zonas descarburizadas, incrustaciones de óxidos y grietas) de las piezas forjadas, los valores típicos de sobre espesores de maquinado para prensas es de ±1.5 mm por cada superficie y de ±3 mm para estampas profundas. Los sobre espesores recomendados se pueden ver en la Tabla 1.5.

**Tabla 1.5 Sobre espesores de maquinado (Bralla, 1998)**

Familia de aleación	Tamaño de forja: área proyectada en la línea de partición [mm]		
	Hasta 640 [cm <sup>2</sup> ]	Hasta 2600 [cm <sup>2</sup> ]	Más de 2600 [cm <sup>2</sup> ]
Aluminio	0.5-1.5	1.0-2.0	1.5-3.0
Magnesio	0.5-1.5	1.0-2.0	1.5-3.0
Latón	0.5-1.5	1.0-2.0	1.5-3.0
Acero	0.5-1.5	1.5-3.0	3.0-6.0
Acero inoxidable	0.5-1.5	1.5-2.5	1.5-5.0
Titanio	0.8-1.5	1.5-3.0	2.0-6.0

### 1.12.2 Sobre dimensionamiento FIA

De forma complementaria a lo ya presentado, la Asociación de Industrias de Forja (FIA por sus siglas en inglés) con sede en EU, indica que para obtener las tolerancias del dado se debe tomar en cuenta, de qué material está hecho el dado, el desgaste, el equipo de forjado, contingencias en las operaciones y las dimensiones principales de la pieza buscada. Las tolerancias son guías basadas en datos promedio históricos y toma como referencia el estándar de la ASME Y14.8M (FIA, 2022).

El factor de tolerancia largo/ancho es  $\pm 0.003\text{mm}$  por milímetro y aplica a todas las dimensiones de la pieza. Este valor incluye contracción, deformaciones y variaciones en el acabado superficial. Este valor debe combinarse con la tolerancia asociada al desgaste del herramental expresada en unidades de decimales de 0.1 mm o mayores. Las tolerancias mencionadas son sumadas y llevadas al siguiente decimal. Las tolerancias de desgaste no aplican para dimensiones de centro a centro (El mínimo reportable total debe ser  $\pm 0.8\text{ mm}$ ).

Para las tolerancias de desgaste con dimensiones menores de 750 mm, se calculan multiplicando la longitud mayor de la pieza por el factor mostrado en la Tabla 1.6. Para dimensiones mayores se toma el valor directamente de la tabla 1.6. Las dimensiones externas son expresadas como valores sumados únicamente, mientras que para internas como valores restados únicamente.

**Tabla 1.6 Tolerancias de desgaste del herramental (FIA, 2022)**

<b>Material</b>	<b>Valor (pieza menor a 750 mm)</b>	<b>Valor (pieza mayor a 750 mm)</b>
<b>Aceros al carbono</b>	<b>0.005</b>	<b>3.81</b>
<b>Acero inoxidable</b>	<b>0.007</b>	<b>5.33</b>
<b>Aleaciones resistentes al calor</b>	<b>0.009</b>	<b>6.86</b>
<b>Titanio</b>	<b>0.009</b>	<b>6.86</b>
<b>Aluminio</b>	<b>0.004</b>	<b>3.05</b>
<b>Latón y cobre</b>	<b>0.004</b>	<b>3.05</b>

Por otro lado, se tienen las tolerancias de cerrado del dado (Tabla 1.7). No son tolerancias que incluyan la zona de rebaba, y son tolerancias positivas siempre. Al igual que las tolerancias anteriores son expresadas en unidades de decimales de 0.1 mm o mayores. En caso de tener valores en centésimas deben ser llevadas al siguiente decimal.

**Tabla 1.7 Tolerancias de cerrado del dado (FIA, 2022)**

Materiales	Área en la línea de partición [mm <sup>2</sup> ]						
	0 a	6501 a	20001 a	32001 a	65001 a	300001 a	Mas de
	6500	20000	32000	65000	300000	650000	650000
<b>Aceros bajo carbono</b>	1.1	1.6	2.3	3.3	4.1	4.9	6.4
<b>Acero inoxidable</b>	1.6	2.3	3.4	4.1	4.9	6.4	7.9
<b>Aleaciones resistentes al calor</b>	1.6	2.3	3.4	4.9	6.4	7.9	9.7
<b>Titanio</b>	1.6	2.3	3.4	4.9	6.4	7.9	9.7
<b>Aluminio</b>	1.1	1.3	1.8	2.3	3.4	4.9	6.4
<b>Cobre y bronce</b>	1.1	1.3	1.8	2.3	3.4	4.9	6.4

Para el caso de los radios y filetes, la tolerancia es más y menos la mitad del valor, es decir el radio se multiplica por 0.5 y por 1.5 para determinar el valor mínimo y el máximo, a excepción donde el radio de la esquina sea afectado por una remoción subsecuente por corte, donde la tolerancia negativa del radio (-0.5 del radio especificado) es comúnmente modificada para permitir la formación de una esquina cuadrada.

Por otro lado, se tienen las tolerancias para las dimensiones a lo largo del espesor de la pieza es decir en la dirección perpendicular de la línea de partición y se conocen como tolerancias de extremidades. Son independientes a las de cerrado del dado, desgaste u otras. Esta tolerancia se obtiene multiplicando la dimensión por 0.005. Ésta incluye la falta de llenado, contracción, variaciones de pulido y consideraciones especiales de desgaste. Esta tolerancia se suma a la del cerrado de dado y se reporta como mínimo el valor de  $\pm 0.8$  mm. Al igual que las tolerancias anteriores es expresada en unidades de decimales de 0.1 mm o mayores. En caso de tener valores en centésimas deben ser llevadas al siguiente decimal.

Las tolerancias de extensión de rebaba (Tabla 1.8), se basan en el peso de la forja después del desbarbado final, donde la rebaba es medida desde el cuerpo de la pieza a la orilla cortada.

**Tabla 1.8 Tolerancias de extensión de rebaba (FIA, 2022)**

Peso de la pieza después del corte [Kg]	Acero de bajo C y Aluminio	Inoxidable Aleaciones resist. al calor y Titanio	Bronce y Cobre
	5 y menores	0 to 0,8	0 to 1,6
Arriba de 5 y hasta 10	0 to 1,6	0 to 2,3	0 to 1,6
Arriba de 10 y hasta 25	0 to 2,3	0 to 3,3	0 to 2,3
Arriba de 25 y hasta 50	0 to 3,3	0 to 4,9	0 to 3,3
Arriba de 50 y hasta 100	0 to 4,9	0 to 6,4	0 to 4,9
Arriba de 100 y hasta 250	0 to 6,4	0 to 7,9	0 to 6,4
Arriba de 250 y hasta 500	0 to 7,9	0 to 9,7	0 to 7,9
Arriba de 500	0 to 9,7	0 to 12,7	0 to 9,7

La tolerancia de rectitud está relacionada con las desviaciones de las superficies y las líneas de centros de un contorno especificado. Éstas se aplican independientemente o en adición a otras tolerancias. Para el caso de bielas hay una categoría conocida como clase A donde una dimensión predomina sobre las otras dos. Para este caso la dimensión más grande de la pieza se multiplica por 0.003. Al igual que las tolerancias anteriores es expresada en unidades de decimales de 0.1 mm o mayores. En caso de tener valores en centésimas deben ser llevadas al siguiente decimal.

La tolerancia de ángulos de salida es de +2° -0° (FIA, 2022). Y por último están las tolerancias finales para maquinado (Tabla 1.9), que se refiere a la cantidad de material que será maquinado para obtener la pieza final. Las dimensiones de forja son comúnmente analizadas independientemente, con la consideración dada a las tolerancias de rectitud, longitud y ancho, pero sin incluir las de desgaste.

**Tabla 1.9 Tolerancias finales para maquinado (FIA, 2022)**

Dimensión mayor				Reserva mínima para	
Por encima de		Pero no arriba de		acabado por superficie	
in	mm	in	mm	in	mm
--	--	8	203	0,06	1,6
8	203	16	406	0,09	2,4
16	406	24	610	0,13	3,2
24	610	31	914	0,16	4,0
36	916	--	--	0,19	4,8

### 1.12.3 Geometría de la estampa

Los dados de forja pueden presentar diferentes fallas, como el desgaste, fatiga térmica y mecánica, formación de grietas, etc. Una investigación estadística arrojó que el 60% de las fallas se deben a los diferentes tipos de desgaste, mientras que la formación de grietas es la segunda razón con un 25% y la deformación plástica 5% (ASM International, 1988; Altan et al., 2005).

Lo anterior puede ser minimizado si se hacen las consideraciones geométricas correctas, ya que mediante éstas se aumenta la vida útil de la estampa, reduciendo las presiones de trabajo, evitando concentraciones de esfuerzos. El flujo de material está influenciado en gran medida por la geometría de la pieza, por lo que el diseño de los dados debe promover un flujo suave. Formas con secciones delgadas y largas presentan mayor dificultad para llenar, por lo que deben ser evitadas.

Son varias las consideraciones geométricas que se tienen que tomar en cuenta para el diseño correcto de una estampa. El diseño de la cavidad en las herramientas de la o las preformas es lo más complejo. Un diseño correcto asegura que el flujo no presente defectos, que el llenado sea completo y que la pérdida de metal sea mínima. La terminología utilizada para describir un dado se presenta en la figura 1.25.

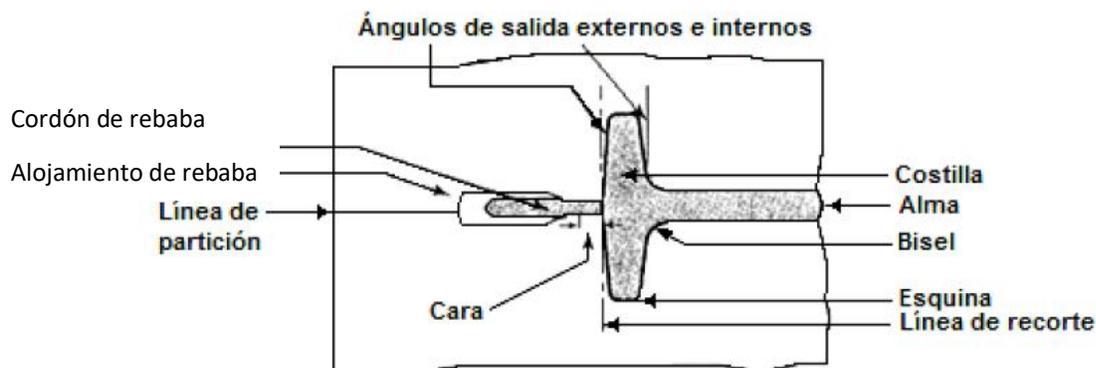
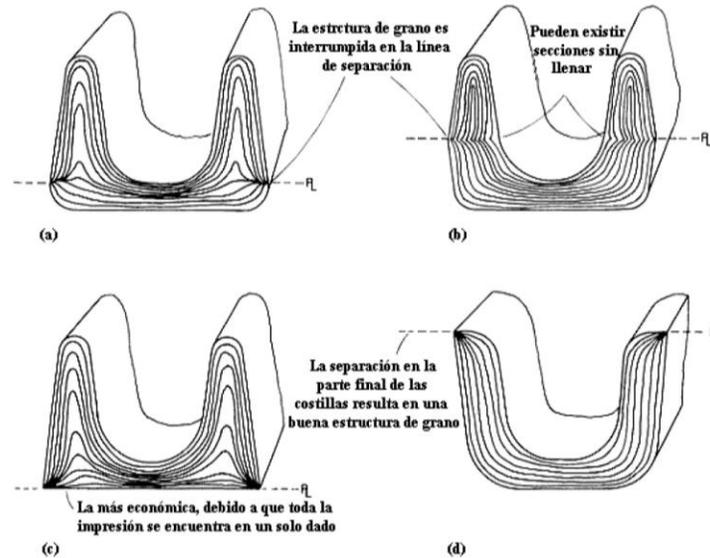


Figura 1.25 Terminología utilizada en un dado impresor de forja con rebaba (Altan et al., 2005)

Para el diseño del dado, en primer lugar, se tiene la elección de la línea de separación o partición, que es la superficie de separación entre el dado superior y el inferior. Para su posicionamiento se tienen que tomar en cuenta los siguientes puntos: la línea debe dividir la forja en dos mitades, de preferencia, igual profundidad, tiene que facilitar la operación de desbarbado, debe estar sobre el mismo plano de ser posible, debe ser colocada de tal forma que facilite el flujo y reduzca los posibles defectos (Figura 1.26).

En la mayoría de las forjas, la superficie de separación se encuentra en la sección transversal mayor de la pieza, debido a que es más sencillo hacer que fluya el material por esa sección, que forzar al material a introducirse dentro de las impresiones del dado. La línea de partición afecta directamente el flujo de material y en consecuencia las orientaciones de grano final.



**Figura 1.26 Efecto en los patrones de flujo de varias posiciones de la línea de partición; a) y b) No deseado ya que se producen defectos de forja, c) y d) Recomendados ya que los patrones de flujo obtenidos son suaves (ASM International, 1988) tomado a su vez de (The Aluminum Association, 1967)**

El ángulo de salida o ahusamiento es el grado de inclinación que se requiere en los lados de la pieza para asegurar su extracción, los ángulos típicos para el acero son de 3 a 7°, por otro lado, si el objetivo es disminuir los maquinados posteriores, entonces se buscan minimizar los ángulos a un valor cercano a 0°. Al enfriarse la pieza forjada se contrae en dirección radial y longitudinal a la vez, por lo que los ángulos de salida internos se hacen mayores que los externos. Los ángulos internos van de 7 a 10° y los externos de 3 a 5° (ASM Handbook, 1988).

De forma un poco más exacta los ángulos de salida interiores se pueden obtener mediante la tabla 1.10, que según Del Río (1980) deben sumarse 2° por ser salidas internas. Con los valores H altura interior del nervio, b espesor del nervio y L longitud del nervio en la parte superior, entrando a la tabla con H/b y L/b.

**Tabla 1.10 Ángulos de salida para paredes externas (García, 2019) tomado a su vez de (Chamouard, 1964)**

L/b	H/b						
	1	1-3	3-4,5	4,5-6,5	6,5-8	8	
<1,5	-	-	2°	2°	2°	2°	
>1,5	3°	5°	7°	10°	12°	15°	

Los filetes y los radios de las esquinas tienden a limitar el flujo e incrementan la resistencia en la superficie del dado y aumentan la velocidad de desgaste cuando son pequeños. Para el cálculo de los radios sobre las aristas salientes (*corner*) y aristas entrantes (*fillet*), se utilizan los parámetros como el sobreespesor, el sobreespesor de alma y los ángulos de salida.

Por una parte, se encuentran los radios de fondo (*corner*), dentro de los cuales se distinguen 2 tipos, los radios de fondo de cono superior  $R_2$  y los radios de fondo de la base  $R_1$  (Figura 1.27).

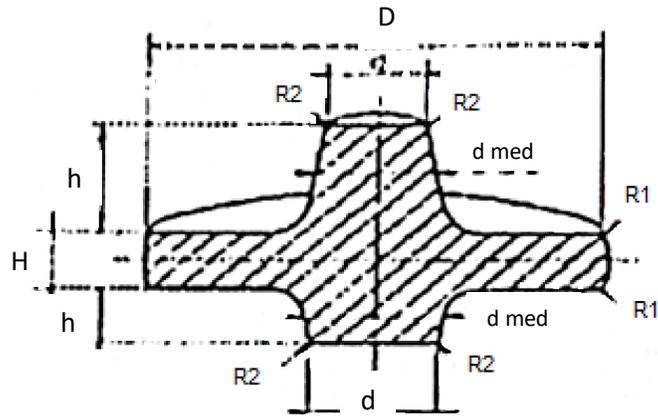


Figura 1.27 Radios de fondo  $R_1$  y  $R_2$  (García, 2019) tomado a su vez de (Chamouard, 1964)

Para el cálculo de  $R_2$  se utiliza la figura 1.28, entrando con los valores de  $k$  y del diámetro superior del cono. Al haber dos radios de fondo, uno de la parte exterior y otro por la parte interior, se calculan los dos y se aplica el mayor.

Para el cálculo de  $k$  se utiliza la ecuación 1.23, siendo  $h$  la altura del cono y  $d_{medio}$  el diámetro medio del cono. Cada radio tendrá un valor de  $k$  distinto, ya que tienen un diámetro medio distinto.

$$K = h / d_{medio}$$

Ec. 1.23

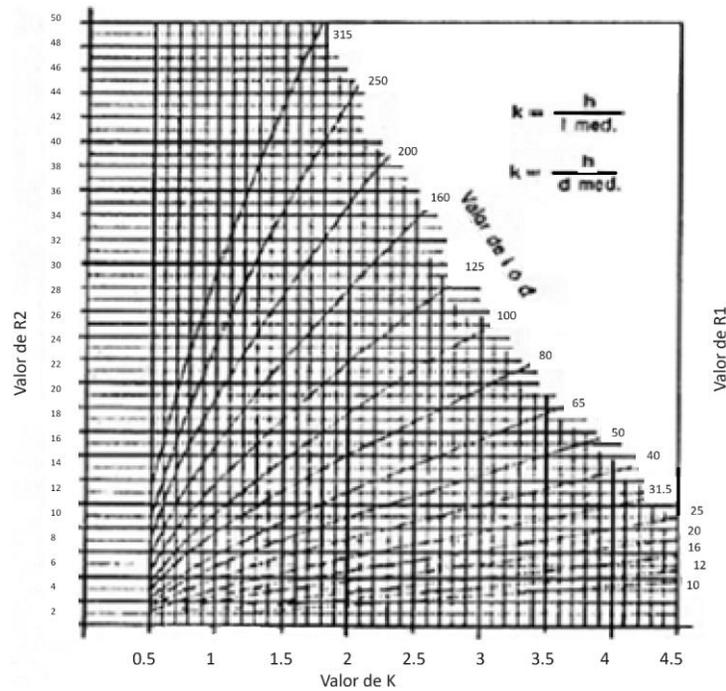


Figura 1.28 Cálculo de  $R_2$  (García, 2019) tomado a su vez de (Chamouard, 1964)

El radio  $R_1$  se determina mediante la figura 1.29, siempre y cuando cumpla la condición necesaria de la expresión 1.24. Siendo H la altura de la base y D su diámetro.

$$H/D > 0.03 \text{ mm}$$

Ec. 1.24

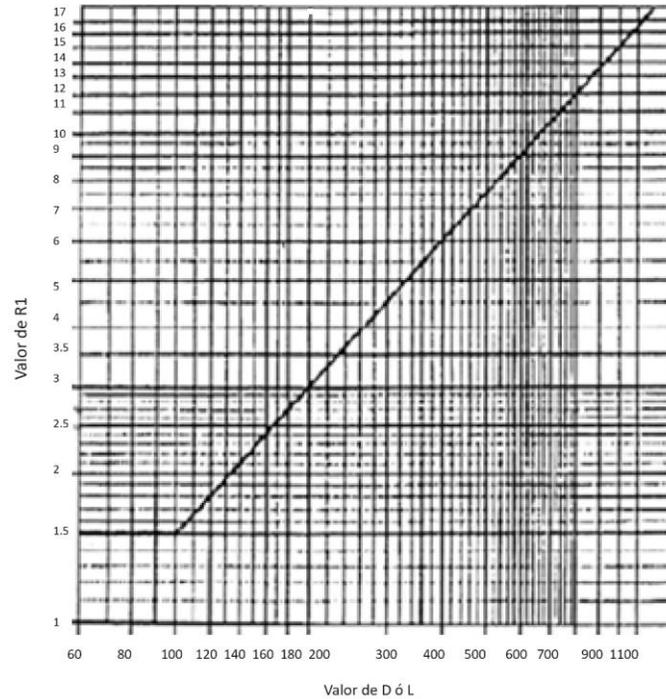
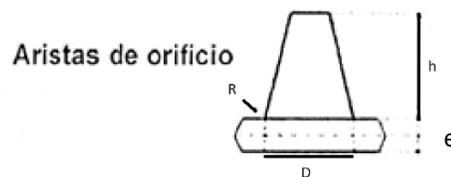


Figura 1.29 Cálculo de  $R_1$  (García, 2019) tomado a su vez de (Chamouard, 1964)

Por otra parte, para el cálculo de los radios (fillet), también se tienen dos tipos; aristas de orificio; las de la parte exterior del cono y aristas del núcleo; las de la parte interior.

Para el cálculo de las aristas de orificio, con los valores de la altura del cono y del diámetro de la parte inferior del cono, entrando a la tabla 1.11 se determina la relación, con la que se obtiene el valor del radio.

Tabla 1.11 Aristas de orificio (García, 2019) tomado a su vez de (Chamouard, 1964)



h	h=4 veces D	h=3 veces D	h=2 veces D	h=1 vez D
Redondeo ØØ	0,5 D	0,29 D	0,17 D	0,1 D

El radio de las aristas de núcleo se determina mediante la tabla 1.12 con los valores de h, la altura desde la superficie de partición hasta la parte superior, e el espesor del alma y D el diámetro medio del agujero ciego. En la tabla se obtiene el valor de radio mínimo para aplicar.

**Tabla 1.12 Aristas de núcleo (García, 2019) tomado a su vez de (Chamouard, 1964)**

h	e	Diámetro D ó anchura L [mm]													
		12-16	17-22	23-29	30-37	38-46	47-57	58-69	70-89	90-109	110-139	140-189	190-249	250-329	330-450
8	3	2.7	2.7	3	3.3	4.3									
8	4	2	2.3	2.7	3	3.7	5								
8	5	1.7	2	2.3	2.7	3	4.3								
12	3	2.7	3	3.3	4	4.7									
12	4	2	2.3	2.7	3.3	4	5.7	6							
12	5	1.7	2	2.3	2.7	3.3	5	5.3							
15	3	3.3	3.7	4	4.7	5.3									
15	4	2.7	3	3.3	4	4.7	5.3	5.7							
15	5	2	2.3	3	3.3	4	4.7	6							
18	3		3.7	4	5.3	6	6.7	7.4							
18	4		3	3.3	4.7	5.3	6	6.7							
18	5		2.3	2.7	3.7	4.6	5.3	6	7.3						
22	3			4.3	6	6.7	7.4								
22	4			3.7	5.3	6	6.7	8							
22	5			3	4.7	5.3	6	7.4	8						
28	4				6.7	8	8.7	9.3							
28	5				6	7.3	8	8.7	9.4						
28	6				5.3	6	6.7	7.3	8	9.3					
36	5					8.7	9.4	10	10.8	12					
36	6					8	8.7	9.3	10	11	14				
36	7					7.3	8	8.7	9.3	10	12.6				
45	7						10.5	11.3	12.5	14	15.7				
45	8						10	10.6	12	12.6	14.5	18			
45	9						8.7	9.3	10.5	12	13.3	16			
60	9							12	13.3	15.3	18.6	23			
60	10							11.3	12.6	14	16.6	20	23		
60	12							10	11.3	13.3	15.3	17.3	20		
80	12								15.3	17.3	21	27	29		
80	14								14.6	16.6	18.5	23	27	30	
80	16								13.3	14.6	17.3	19.3	23	26	
105	16									20	23	26	33	40	
105	18									18.6	21	25	30	35	39
105	20									17.3	19.3	23	27	31	33
140	20										26	29	37	42	50
140	23										24	28	33	40	45
140	26										22	25	30	39	40

En la figura 1.30 se observan todas las consideraciones a tomar en cuenta en el diseño de un dado. 0) Se observa la pieza que se busca obtener, 1) Se realiza un corte axisimétrico para visualizar los cambios con mayor facilidad, 2) Se suprime la región en rojo dado que esta no permitiría la salida del herramental una vez terminado el proceso, 3) y 4) Se agregan las tolerancias de maquinado y forja respectivamente, 5) Se suprimen las regiones estrechas, dada la complejidad de llenarlas y del aumento de fuerza requerido para su generación por forja, por lo que se opta a generarlas posteriormente por maquinado, 6) Se agregan los ángulos de salida, 7) Se agregan los radios y filetes que favorezcan el flujo del material dentro de la cavidad, 8) Se agregan costillas para que las diferentes regiones tengan la rigidez suficiente al momento de ser comprimidas y finalmente 9) Se observa la geometría que en realidad puede ser forjada.

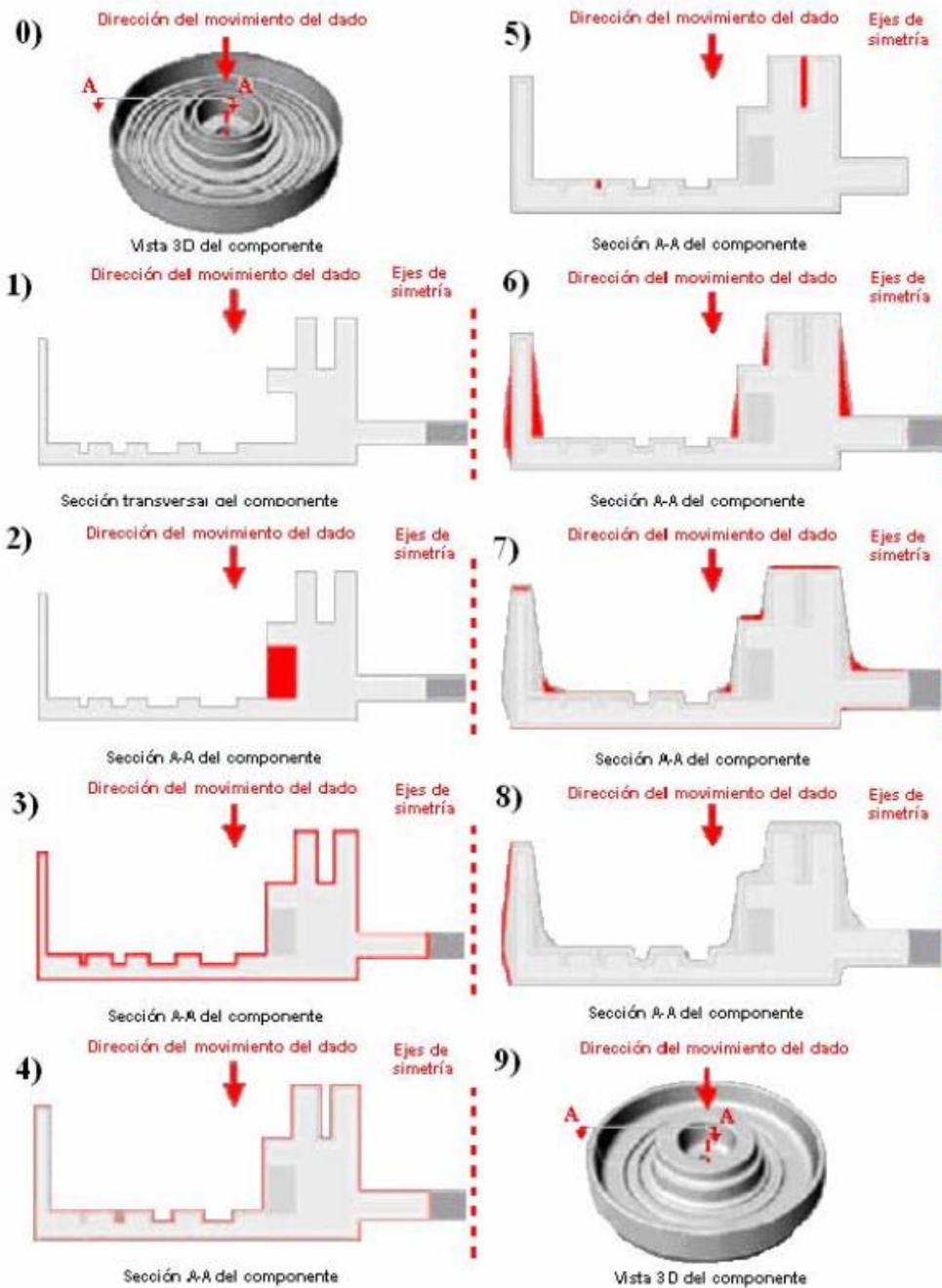


Figura 1.30 Consideraciones de diseño, 0) Geometría deseada, 1) Corte axisimétrico, 2) Regiones no forjables, 3) Tolerancias de maquinado, 4) Tolerancia de forja, 5) Secciones estrechas, 6) Ángulos de salida, 7) Radios y filetes, 8) Costillas, 9) Pieza forjable (Mynors, 2006)

### 1.13 Diseño de la zona de rebaba

Debido a la complejidad del flujo en el proceso de estampado final, es común considerar un excedente de volumen, que al final del proceso se convierte en una cinta perimetral de metal denominada rebaba, la cual con la finalidad de controlar su espesor se le diseña un canal conocido como cordón de rebaba.

El reto en el diseño de la rebaba se encuentra en ajustar su dimensión de tal forma que el flujo a través del cordón demande una mayor presión que la requerida para el llenado en las regiones más complejas del dado. Por otro lado, el sobrepasarse en este aspecto provocaría fuerzas elevadas que acelerarían el desgaste en los herramientales y en casos críticos podría incluso llegar a su fractura.

En la zona de rebaba se localizan dos regiones: el cordón de la matriz que sigue el contorno de la pieza y que está definido por su espesor  $\epsilon$  y por su ancho  $\lambda$ ; y el alojamiento de rebaba, que sigue en su contorno al cordón de la matriz y que está definido por su espesor  $e$ , por su ancho  $l$  y por el ángulo  $\alpha$ , este último se encuentra entre el cordón y el alojamiento (Figura 1.31).

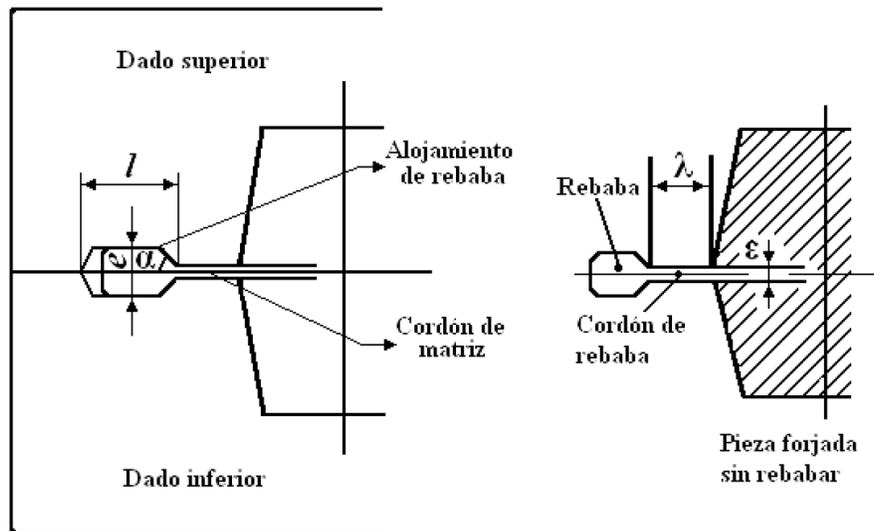
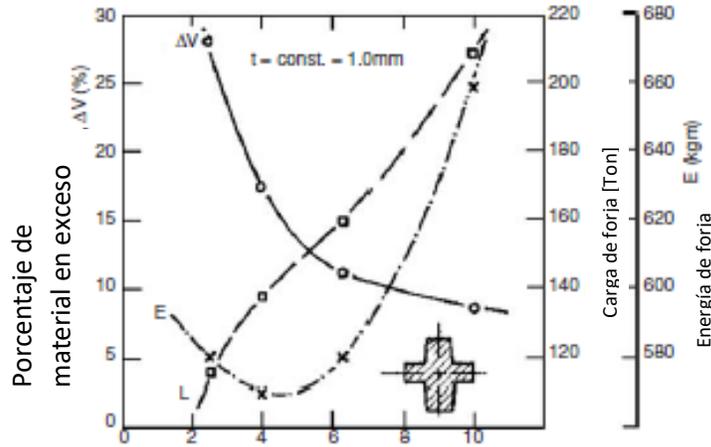


Figura 1.31 Regiones de la zona de rebaba (Del Río, 1980)

Si la forja es llevada a cabo con una relación  $\lambda/\epsilon$  tan baja como 2.5, el material fluirá fácilmente a través de la zona de rebaba y la cantidad de material en exceso puede ser tan grande como del 30% del total requerido para llenar la cavidad, aunque por otro lado la carga de forja y los esfuerzos sobre el dado serán bajos. Cuando la relación es mayor, la zona de rebaba es más estrecha, esto lleva a un aumento de la fuerza de forja y a un menor desperdicio de material. Por ejemplo, si la relación excede 5, los esfuerzos en el dado serán mayores y la vida útil del mismo se verá reducida (Figura 1.32).



Relación ancho entre espesor de rebaba  $\lambda/\epsilon$

Figura 1.32 Condiciones de forja dependientes del receptáculo de rebaba (Valberg, 2010) tomada a su vez de (Vieregge, 1968)

El alojamiento tiene un mayor espesor que el cordón de rebaba y provee un espacio en los dados para el excedente de material, por lo que debe ser lo suficientemente largo para evitar que se llene. Existen varias geometrías para el alojamiento, las principales se muestran en la figura 1.33.

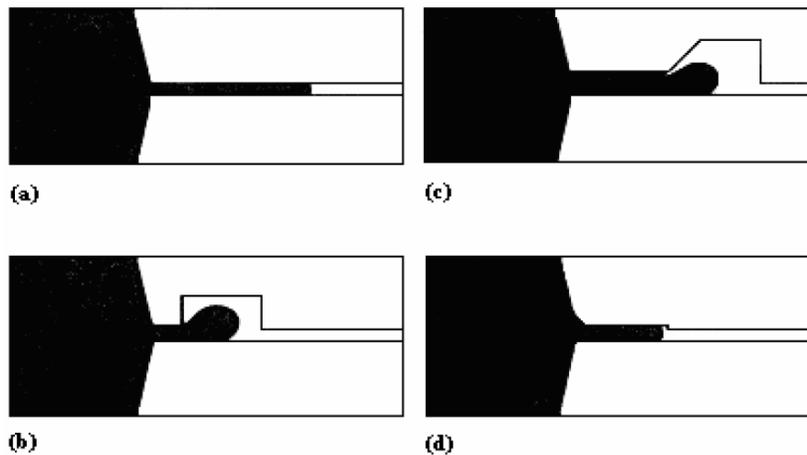


Figura 1.33 Cuatro distintos diseños de zona de alojamiento de rebaba, a) Paralela, b) Convencional, c) Cónico abierto y d) Cónico cerrado (American Machinist Magazine, 1988)

En los procesos de forjado son normales valores de 1-6 mm para el espesor de cordón de rebaba  $\epsilon$ , el cual puede ser determinado mediante la siguiente relación:

$$8 < (2\lambda/\epsilon) < 14$$

Ec. 1.25

La cual se puede utilizar una vez que se determina el valor del ancho del cordón  $\lambda$ , mediante la Tabla 1.13. Para el caso del alojamiento de rebaba, los valores para ancho y espesor pueden ser obtenidos mediante las siguientes relaciones:

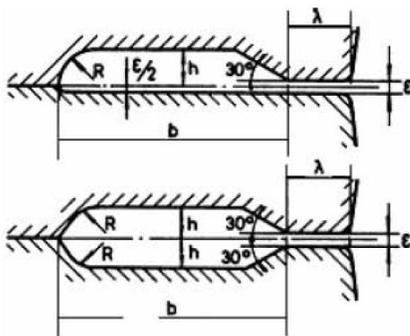
$$e \approx (2\varepsilon) \text{ a } (3\varepsilon) \quad l > (8e) \quad \alpha \approx 30^\circ \quad \text{Ec. 1.26}$$

**Tabla 1.13 Valores de ancho del cordón en función del diámetro o ancho de la pieza (Del Rio, 1980)**

Valor del diámetro o anchura mínima [mm]	$\lambda$ [mm] utilizando prensa	$\lambda$ [mm] utilizando Martillo
40	4	6
50	4.5	6.5
60	5	7
70	5.5	7.5
80	6	8
90	6.5	8.5
100	7	9
120	7.5	9.5
140	8	10
160	8.5	11
180	9	11.5
200	9.5	11.5
220	10	12
240	11	12.5
260	12	13
280	13	14
300	14	15
350	15	16
400	16	18
450	18	19

Para determinar los valores de los parámetros de la zona de alojamiento de la rebaba, que cumplan con contener todo el excedente de material, se utiliza la tabla 1.14.

**Tabla 1.14 Dimensiones de alojamiento de rebaba (Del Rio, 1980)**



$\lambda$ [mm]	h y R [mm]	b [mm]
4 a 6	3	20
7	3	22
8	3	24
9	3.5	26
10	4	28
12	5	32
14	6	36
15	8	42

Existen diferentes formas de determinar las dimensiones del cordón de rebaba, un resumen se presenta en la Tabla 1.15, donde el principal factor a tomar en cuenta es la geometría o masa de la pieza a forjar.

**Tabla 1.15 Expresiones para determinar las dimensiones del cordón de rebaba (Tomov, 2004)**

$\epsilon = 0.015 D_F$	
$\lambda / \epsilon = (1.34 - [D_F/600]) (3.7 + 0.25 [h_f / b_f] + 0.44 [h_f^2 / b_f^2] + 0.21\alpha)$	(1)
$\epsilon = (0.01 D_F + 1) / (0.03 + [100 / D_F])$	
$\lambda = 5 (1 + 0.01 D_F)$	(2)
$\epsilon = 0.016 D_F$	
$\lambda / \epsilon = 63 / (D_F)^{1/2}$	(3)
$\epsilon = 0.017 D_F + (1 / (D_F + 5))^{1/2}$	
$\lambda / \epsilon = 30 / (D_F [(1 + 2 D_F^2) / H_F (2 R_c + D_F)])^{1/3}$	(4)
$\epsilon = 1.13 + 0.089 (m_F)^{1/2} - 0.017 m_F$	
$\lambda / \epsilon = 3 + 1.25 \exp (-1.09 m_F)$	(5)
$\epsilon = 2.17 + 1.39 m_F^{0.2}$	
$\lambda / \epsilon = -1.985 + 5.258 m_F^{0.1} + 0.0256 (D_F / H_F)$	(6)

Donde  $\epsilon$  es el espesor del cordón de rebaba,  $\lambda$  es el ancho del cordón de rebaba,  $D_f$ ,  $H_f$  y  $m_f$  son el diámetro, la altura y la masa de la pieza a ser forjada,  $R_c$  es la distancia del eje de simetría al centro de gravedad de la sección media,  $h_f$  es la máxima profundidad en la cavidad del dado y  $b_f$  es el ancho de la máxima profundidad en la cavidad del dado.

Los criterios más usados debido a su sencillez para calcular el espesor del cordón de rebaba son la expresión 1 de la Tabla 1.15, así como la ecuación 1.27: (Tschaetsch, 2006)

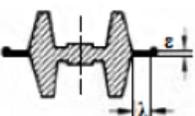
$$\epsilon = 0.015 (A_s)^{1/2} \quad \text{Ec.1.27}$$

donde  $\epsilon$  es el espesor de cordón de rebaba [mm] y  $A_s$  el área proyectada de la pieza sin rebaba [mm].

Con la variación de la relación del cordón de rebaba  $\lambda/\epsilon$ , la presión interna en el dado puede ser modificada hasta encontrar los requerimientos de la pieza, donde el material en el dado tiene que fluir una gran distancia de manera vertical, las piezas de trabajo necesitan una mayor presión interna y esto se refleja en la necesidad de una relación mucho mayor ( $\lambda/\epsilon=5$  a 10). Al igual que el espesor del cordón de rebaba la relación  $\lambda/\epsilon$  puede determinarse de diferentes formas.

La Tabla 1.16 muestra una clasificación de formas que permite determinar el factor de forma ( $\gamma$ ), la eficiencia de deformación ( $\eta_f$ ), pero principalmente se puede determinar cuál es la relación  $\lambda/\epsilon$ .

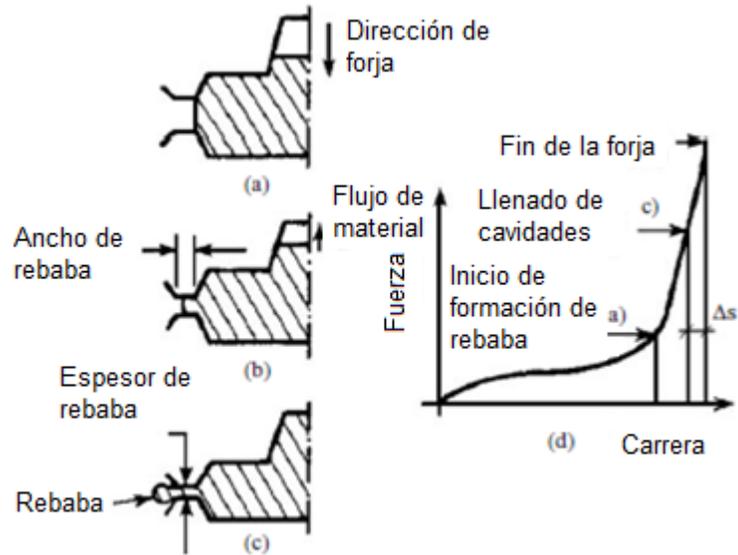
**Tabla 1.16 Factor de forma, eficiencia de deformación y relación de cordón de rebaba en función de la forma de la forja (Tschaetsch, 2006)**

Forma	Pieza de trabajo	$y$	$\eta_F$	$\lambda / \varepsilon$
1	Compresión en el dado sin la formación de rebaba 	4	0.5	3
2	Compresión en el dado con la ligera formación de rebaba 	5.5	0.45	4
3	Forja en estampa de partes simples con rebaba 	7.5	0.4	6-8
4	Forja en estampa de partes complicadas con rebaba 	9	0.35	9-12

La influencia del espesor y ancho del cordón de rebaba en la presión de forja son razonablemente bien entendidas desde un punto de vista cualitativo. Básicamente la presión de forja incrementa con la disminución del espesor de rebaba y con el incremento de su ancho debido a la combinación del incremento de la restricción, el incremento de fuerzas de fricción y con la disminución de la temperatura del metal en la región de la rebaba. Si por otro lado el espesor de cordón es muy grande, se tiene el riesgo de no llenar la cavidad de la estampa.

Una curva carga-carrera se observa en la figura 1.34 d) tal cual como se genera en un paso de forja cerrada, donde se observa que sólo existe un moderado aumento en la carga de forja en una primera etapa de la carrera, cuando aún existe mucho espacio por llenar dentro del dado, posteriormente cuando el flujo lateral alcanza la región de la rebaba (figura 1.34 b) hay un aumento en la carga, dado que el flujo lateral ahora está restringido, mientras flujo de material se desplaza en sentido contrario al movimiento del dado.

Al continuar el movimiento el espacio de rebaba se vuelve más estrecho y el flujo dentro de la cavidad del dado se acelera hasta que es llenada (figura 1.34 c), en este punto el flujo de metal es solo uno y es hacia afuera de la cavidad de rebaba. Aquí la fuerza de forja se eleva rápidamente.



**Figura 1.34 a-c) Etapas de llenado del dado, d) Carga de forja en función de la carrera (Valberg, 2010) tomado a su vez de (Altan et al., 1983)**

Aplicando todo lo presentado en este capítulo, en el capítulo 3 se presenta el uso de esta información para el diseño del proceso, partiendo desde la pieza final, aplicando ingeniería inversa para ir del final al inicio para diseño de preformas y en consecuencia de los herramientas.

## Capítulo 2 Estado del arte

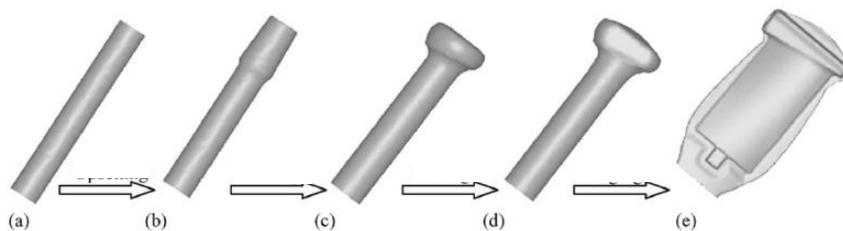
### 2.1 Introducción

En este capítulo se presenta una revisión del estado del arte en cinco temáticas que son relevantes para el desarrollo de la presente investigación, éstas son; i. Simulación del proceso de forjado en general, ii. Metodologías más recientes para el diseño de estampas de forja, su evaluación y validación principalmente mediante el uso de paqueterías de elemento finito, iii. Metodologías para el diseño de los pasos de forjado, el diseño de preformas y su análisis por FEM (*Finite Element Method*), iv. Modelado del proceso de fabricación de una biela, v. Modelado de forjado de materiales compuestos de matriz metálica.

### 2.2 Modelado mediante *Finite Element Method* (FEM) del proceso de forja

El modelado puede incluir tanto la parte mecánica como térmica. El proceso, como regla, es heterogéneo y transitorio a lo largo de toda la pieza, donde el flujo puede ser caracterizado por ser altamente irreversible y estocástico en naturaleza.

Un trabajo donde se llevó a cabo una simulación de conformado de metal mediante FEM en 3D fue el de Zuo et al. (1999), donde se analizó la forja multipasos de una cruceta. Un trabajo más completo es el presentado por Lu et al. (2008), donde se modeló el forjado de un alabe del compresor de una turbina de gas a partir de un tocho cilíndrico usando un modelo rígido-plástico en 3D. Mediante el modelo se predijo el diagrama completo de carga contra tiempo, así como las configuraciones de las etapas de preformado. Se utilizó DEFORM 3D™ y el análisis se enfocó en estudiar los efectos termomecánicos. El proceso de forjado del alabe se dividió en 4 pasos que se muestran en la figura 2.1.



**Figura 2.1 Etapas de formado de un alabe, a) Tocho inicial, b) Preforma comprimida, c) Cabeceo, d) Bloqueo y e) Forja final (Lu et al., 2008)**

El material considerado fue acero inoxidable y sus curvas esfuerzo-deformación a diferentes temperaturas y velocidades de deformación fueron nutridas dentro del programa. Por otro lado, se despreció el efecto elástico, mientras los herramientales fueron considerados como rígidos, también se utilizó un factor de fricción de 0.7 en el preformado y 0.3 en los pasos posteriores de forjado por el uso de lubricantes. Se usó una prensa mecánica de 25MN para la operación de forjado mientras que una de 5MN fue la utilizada para las preformas (Lu et al., 2008).

En la figura 2.2 se muestra la curva carga vs tiempo donde la carga aumenta rápidamente debido a la formación de la rebaba en la estampa final. La validez de los resultados de la simulación fue verificada a través de comparaciones con resultados industriales.

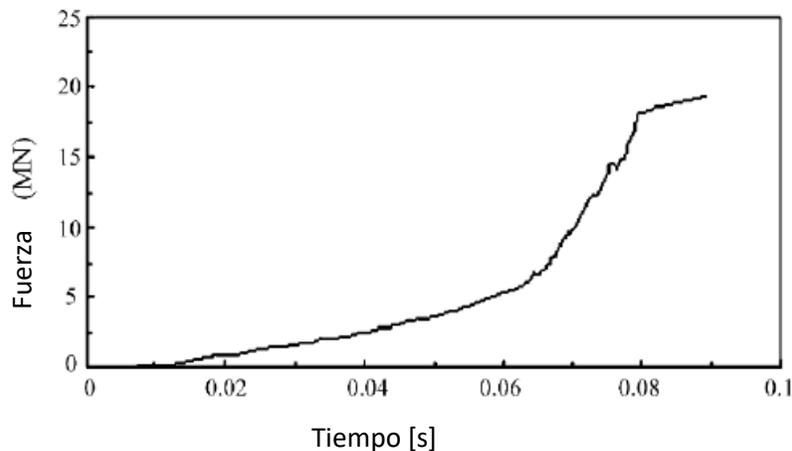


Figura 2.2 Curvas carga-tiempo para la operación de forja (Lu et al., 2008)

Por otro lado, Vasuki et al. (2017), han utilizado las simulaciones para optimizar parámetros de forjado, poniéndose como objetivo reducir la carga estableciendo un límite de 1600 Ton, así como reducir el espesor de maquinado. Utilizaron DEFORM 3D™ y las condiciones de carga fueron optimizadas en los dados de bloqueo y de terminado. Con el proceso de optimización el requerimiento de carga se redujo de 1600 Ton a 539 Ton, mientras el sobreespesor de maquinado se redujo de 15 a 8 mm.

Rajiev Y Sadagopan (2018), llevaron a cabo la simulación del proceso de forja en Ansys™ y discuten acerca del nivel de esfuerzos durante la operación en caliente de una sección transversal axisimétrica en los dados de forja. En este trabajo el análisis se enfocó en el llenado, esfuerzos residuales y las fuerzas de forjado. Llegaron a la conclusión en que la profundidad de desgaste es mínima en el dado precalentado a 150°C.

En todos estos trabajos se presentan, secuencias de forjado, así como las metodologías seguidas para su mejora u optimización, sirviendo de referencia para lo desarrollado en el capítulo siguiente.

### 2.3 Diseño y análisis de estampas finales de forja mediante FEM

Este subtema permitió complementar las bases para el diseño de los herramientas finales para los modelos a desarrollar en los siguientes capítulos, así como su análisis y evaluación por elemento finito.

En el trabajo de Lee et al. (1994), se presenta el proceso de forjado de un producto con forma de copa. Dado que se superaba la capacidad del equipo, el proceso se desarrolló en dos pasos para un acero AISI 4130, para esto, se inició el cálculo mediante la ecuación del Schey, considerando un factor de complejidad de 3.5 y mediante una ecuación que relaciona la energía teniendo que para este caso fueron 350 kJ y después sustituyendo en las ecuaciones respectivas obtuvieron que son equivalentes a 140 MN en una prensa hidráulica, con lo cual se calculó el área proyectada y por lo tanto el diámetro máximo forjable. Para un factor de complejidad de 5 el diámetro aumentó de 740 a 964 mm.

Utilizaron DEFORM 3D™ como programa en un análisis no isotérmico. Los datos fueron de acero de herramientas H13. De inicio se consideraron los datos a 250°C y la pieza de trabajo a 1200°C. La velocidad del dado superior fue de 5 mm/s y el coeficiente de fricción de 0.3 (Lee et al., 1994). Se obtuvieron las piezas deformadas, así como la curva fuerza contra desplazamiento. El modelo no excede la carga máxima hasta casi el final de la pieza terminada. Finalmente, desarrollaron el proceso de forma real y corroboraron los resultados.

La forja en frío analizada en el trabajo de McCormack y Monaghan (2001), se enfoca en la producción de cabezas hexagonales en pernos, donde se buscó predecir el nivel de esfuerzos durante el forjado y encontrar las condiciones de operación óptimas para incrementar la vida útil del dado. Se modeló utilizando DEFORM 3D™, iniciando con modelos 2D y haciendo extensivo el análisis a un modelo 3D.

El material de la cabeza es acero al carbono 0.9%, mientras que el de la herramienta es un acero M2. El caso del dado que tuvo el menor nivel de esfuerzos fue el que presentó un radio de 0.3mm (McCormack y Monaghan, 2001).

Para analizar el efecto de las distintas variables geométricas en los dados, se inició con la región plana de la punta de la herramienta *land width*, concluyendo que aumentar esa región incrementa el nivel de esfuerzos, en particular al final de la carrera. Para el caso del ángulo de pétalo se varió entre 20° a 45° cada 5°, donde, se observó un comportamiento parecido a la de la variable anterior llegando a la conclusión de que incrementar el ángulo de pétalo aumenta los esfuerzos dentro del dado de corte.

Para el ángulo de salida se utilizó un valor de 1° y de 3°, se encontró que esta variable tenía un efecto mínimo en el nivel de esfuerzos. Para analizar el efecto de la fricción se varió el coeficiente entre 0.05 y 0.15, donde para los tres modelos resueltos se obtuvo el mismo resultado hasta una carrera de 2.5 mm. Después de ese punto se nota la diferencia dado el aumento de la superficie de contacto (McCormack y Monaghan, 2001).

Jolgaf et al. (2003), se enfocaron en desarrollar mediante CAD/CAM el diseño de dados cerrados de forja, considerando 3 etapas: En la primera etapa el método de elemento finito se utilizó para modelar axisimétricamente el forjado de cobre, con lo que se analiza el flujo de metal, el llenado del dado, el cambio continuo de la superficie de contacto y el endurecimiento isotrópico del material. En una segunda etapa, mediante el análisis por elemento finito y un algoritmo de optimización, se examina la vida a la fatiga del dado, utilizando el software LUSAS™. En la tercera etapa se desarrolló e implementó un código de maquinado. Como resultado se obtuvo la curva carga vs desplazamiento, donde la carga crece de manera estable al inicio y exponencialmente a partir de la formación de la rebaba.

En el estudio de Song e Im (2007), se presenta el proceso de diseño de forja de dado cerrado de un engrane para el componente de la transmisión de un automóvil. Las variables de proceso de forja por dado cerrado fueron: tipo de presión, posición del punzón y el diámetro del tocho. Adicionalmente se diseñó el conjunto de dados, el inserto y el anillo de esfuerzos.

Tanto el punzón como la matriz fueron diseñados para facilitar el proceso de corte posterior y para ahorrar material. Basados en el primer diseño, se hicieron varias iteraciones con rediseños del proceso. Para sus simulaciones en elemento finito utilizaron el programa CAMPform 3D™, que utiliza un solver basado en un comportamiento termo-rigido-viscoplastico y un módulo de remallado, mientras el perfil del diente del engrane fue calculado a partir de ecuaciones encontradas en la literatura. Para la pieza de trabajo se utilizó un acero 4130, con valores de  $k=900$  MPa y  $n=0.2$  en la ley de Hollomon, a una velocidad de 1 mm/s y un coeficiente de fricción de 0.1 (Song e Im, 2007). Basado en los resultados por elemento finito, se llevó a cabo un diseño apropiado donde no hubo falta de llenado o pliegues.

#### 2.4 Diseño y análisis de preformas de forja mediante FEM

Este subtema se enfoca en las metodologías para la determinación de los pasos de forja a desarrollar para diferentes piezas y su evaluación y análisis mediante FEM.

Ejemplos de técnicas alternativas para el diseño de preformas basados en los métodos convencionales ingenieriles son técnicas secuenciales como el método de límite superior, el método de campo de líneas de deslizamiento y modelado físico utilizando materiales blandos.

Oh y Yoon (1994) aplicaron diferentes aproximaciones al diseño del dado bloqueador en el forjado de una pieza con costilla axisimétrica. Encontraron que la geometría del bloqueador puede ser generada eliminando los modos de alta frecuencia desde la geometría terminada y consecuentemente desarrollaron un procedimiento que usa filtros de paso bajo para convertir el dado de terminado en una preforma.

También Fourment et al. (1995), abordan el diseño de la preforma como un problema de optimización, donde asumen una función objetivo y calculan sus gradientes como una función de la geometría de la preforma. La aproximación es aplicada a una geometría axisimétrica con costilla, obteniendo una preforma adecuada después de varias iteraciones.

Siegert et al. (1997), dan ejemplos del diseño geométrico y térmico del proceso de forjado, la influencia del comportamiento del material en la pieza forjada y el procedimiento para la compensación de la deflexión del dado. La producción reproducible de partes forjadas exactas o casi exactas en grandes cantidades requieren de una planeación óptima, herramientas precisas y control de los parámetros de formado. Se modeló la forja de bielas a partir de barras extruidas de una aleación convencional Al-Cu con una adición de 17%Si, 5% Fe y 0.6%Zr, fabricadas en dos pasos de forja en tibio. Las tolerancias en general para la forja de precisión se reducen típicamente a la mitad que para forja convencional.

Las dimensiones de la cavidad son extendidas un 0.3% para reducir la contracción. Para el primer paso de forja, los insertos del dado fueron diseñados con una línea de partición simétrica y ángulos de salida convencionales al igual que los radios de transición. La herramienta para la etapa final de forja consiste en un punzón y un dado con una tolerancia lateral de 0.01 mm y ángulos de salida de 0° (Siegert et al., 1997).

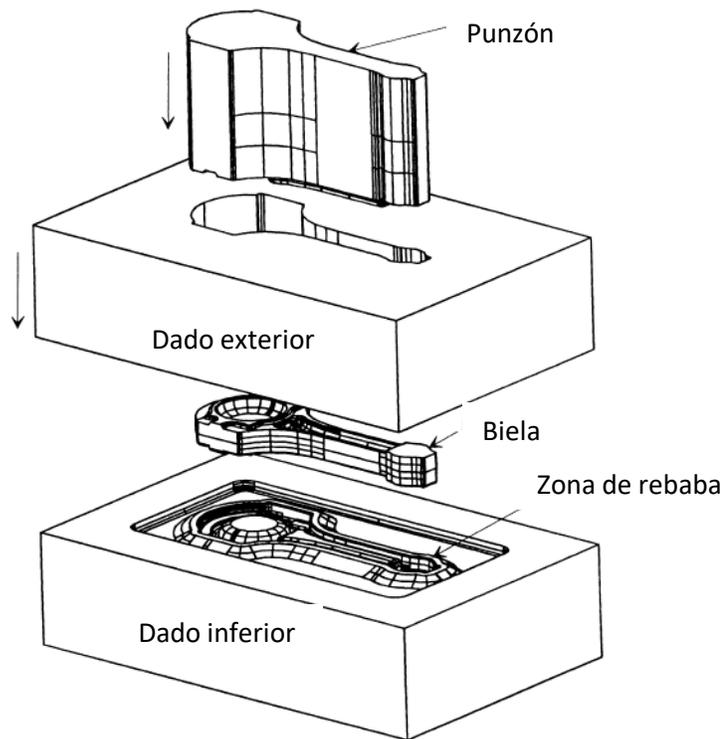
En la misma línea Di Lorenzo y Micari (1998) presentan una aproximación inversa aplicada para la optimización de la forma de la preforma, el método permite evaluar la función respuesta, la cual vincula el conjunto de parámetros que definen la preforma y cumpliendo con las especificaciones del diseño del producto.

Fue considerada una forja de dado cerrado con formación de rebaba. Casi todos los radios de la estampa fueron igual a 1 mm, los ángulos de salida de 5°, la altura del componente se asumió igual a 18 mm y un espesor de rebaba de 2mm (Di Lorenzo Y Micari, 1998), llegando a la conclusión que un volumen adicional de un 5% del volumen total de la pieza es necesario para completar el llenado de la cavidad.

El estudio de Vazquez y Altan (2000) se enfocó en el diseño de una preforma para forja sin rebaba de una biela e introduce un nuevo concepto de estampado para forjas complejas con una cantidad de rebaba controlada. Para la simulación FEM 3D del proceso de forja, es necesario un paso inicial de compresión de la preforma. Se consideró una aleación de Al 2618, una velocidad de impacto de 20 mm/s, bajo condiciones isotérmicas.

De los resultados para una primera preforma del análisis de flujo mediante FEM, concluyeron que en la cabeza de la biela era necesario rediseñar la preforma para que se llenara la cavidad, para el pie de biela era necesario controlar la distribución inicial de volumen y transferir el excedente a otras regiones y para la región intermedia se requería determinar el diámetro que promueva un comportamiento de deformación plana.

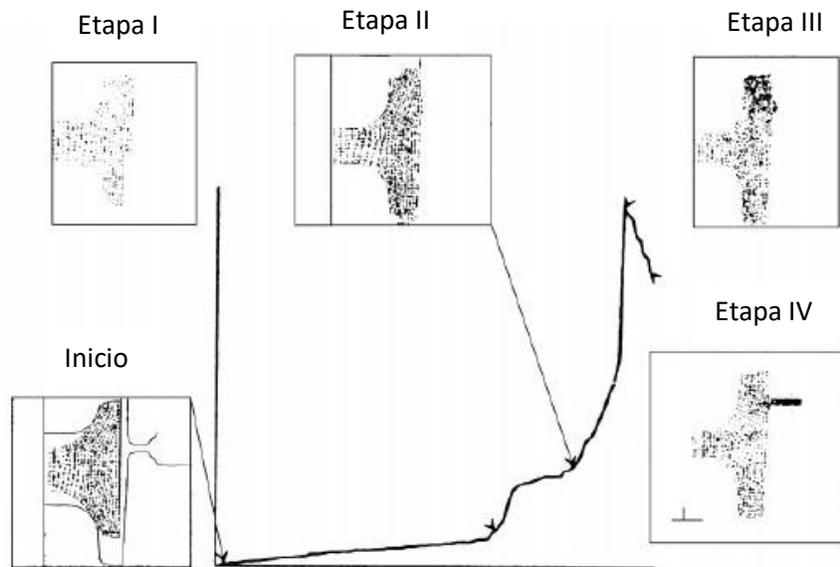
Una segunda simulación se realizó con la preforma optimizada. El flujo de material del proceso de forja resultó en que en la zona de pie de biela se forma completamente, en la zona intermedia fluye prácticamente bajo condiciones de deformación plana y la cabeza de biela llena casi por completo. El diseño consistió en un dado cerrado que fuera capaz de producir forjas con una cantidad de rebaba controlada (5%), para lo cual un modelo 3D fue desarrollado mediante I-DEAS™ (Figura 2.3).



**Figura 2.3 Explosivo del herramental para el forjado con rebaba controlada (Vazquez y Altan, 2000)**

Para las simulaciones en 2D utilizaron DEFORM-2D™ para la sección transversal en I, dado que estudios previos han demostrado que el modelado tridimensional en esa región solo es consumidor de tiempo (Takemasu et al., 1996). Adicionalmente, simulaciones isotérmicas con dado cerrado convencional fueron llevadas a cabo con un excedente del 18% para hacerlo comparativo.

En la figura 2.4 se tiene la deformación en la pieza, donde en la etapa 1 se tiene un 70% de la carrera, en la etapa II el 75% de la carrera, donde la pieza de trabajo toca las superficies del dado. En la etapa III la carrera es de un 95% y en esta región la pieza de trabajo llena las esquinas del dado y la carga crece rápidamente, alcanzando el valor más alto. Finalmente, en la etapa IV se observa el 100% de la carrera y la rebaba sale por la cavidad.



**Figura 2.4 Carga vs carrera para el forjado con rebaba controlada (Vazquez y Altan, 2000)**

Para un espesor de rebaba de 0.8 mm se alcanzaron las menores cargas con la zona de rebaba coincidente con la línea de partición. Cuando el espesor de rebaba disminuye, la carga al final del proceso aumenta. Al comparar con el proceso convencional con un excedente de rebaba del 18%, la forja con rebaba controlada da una carga 5% por arriba que el proceso convencional, pero para el caso de 5% de rebaba la cavidad del dado no se llena (Vazquez y Altan, 2000).

El trabajo de Kim y Chitkara (2001) presentó campos de velocidades cinemáticamente admisibles para una forja de dado cerrado de un engrane en forma de corona tomando en cuenta que el perfil de los dientes fue escogido cinemáticamente mediante la aproximación a un diente trapezoidal y después en la simulación utilizando los campos de velocidades para obtener el límite superior de la carga y las configuraciones deformadas de varias preformas.

El entendimiento sistemático de las diferencias dimensionales entre las herramientas de forja y los componentes forjados se han analizado tanto experimentalmente como mediante su modelado en elemento finito por Lee et al. (2002). La diferencia está principalmente influenciada por la deformación elástica de la herramienta y la recuperación elástica de la pieza forjada. Se llevaron a cabo de manera experimental medidas con galgas extensiométricas, y se hizo el comparativo con el modelado mediante elemento finito (DEFORM 3D™), de inicio considerando los herramientas como rígidos y posteriormente con un modelo que los considera deformables.

Para la pieza de trabajo consideraron la curva de un acero AISI 1010, obtenida a compresión. La pieza fue deformada como se muestra en la figura 2.5. La carga aplicada fue de 110 Ton. Se determinaron las curvas de fuerza aplicada contra carrera durante la carga, descarga y expulsión de la pieza del dado.



**Figura 2.5 Secuencia de forjado en frío (Lee et al., 2002)**

Todas las deformaciones simuladas fueron mayores que las medidas experimentalmente, teniendo una mayor aproximación en el modelo que considera los herramientales como elásticos que en el que se consideraron como rígidos. Cuando el factor de ajuste de encogimiento es adecuadamente compensado, las dimensiones finales quedaron en un rango de  $1 \mu\text{m}$  (Lee et al., 2002).

Simulaciones hacia adelante y hacia atrás del proceso basadas en métodos rígido viscoplásticos pueden proveer una forma de preforma partiendo de la pieza final a forjar. El objetivo del trabajo de Zhao et al. (2002), fue reducir el material que se pierde en la rebaba mediante el diseño de una operación mejorada.

Este artículo usó el elemento finito basado en un método inverso de rastreo de contacto, para diseñar la preforma de una sección transversal representativa considerando deformación plana. Este procedimiento establece el registro de la secuencia de las condiciones de frontera a través del tiempo vía simulación adelantada, utilizando la preforma candidata en la forma final forjada. El análisis se hace de acuerdo con el flujo de material y el llenado del dado para satisfacer los requerimientos de material y la calidad de la forja. Una vez obtenida la preforma, este diseño es evaluado mediante FEM y comparado con la operación original.

Para el enlace de seguimiento de forjado en una prensa mecánica, el tocho inicial empieza como un prisma rectangular con esquinas redondeadas o a partir de una barra cilíndrica, la cual es forjada mediante una prensa mecánica de 40000kN. En la primera operación se lleva a cabo el aplanado, la etapa de bloqueo provee la mayor deformación, posteriormente viene la etapa de acabado donde todo el material llena la cavidad y da la forma final de la pieza, para finalmente cortar el exceso de rebaba (Zhao et al., 2002).

Ambas simulaciones, directa o inversa requieren un campo de velocidades convergente en toda la pieza, pero la simulación inversa necesita además un procedimiento de ajuste geométrico para asegurar que la geometría deseada es obtenida a partir de la forma de la preforma.

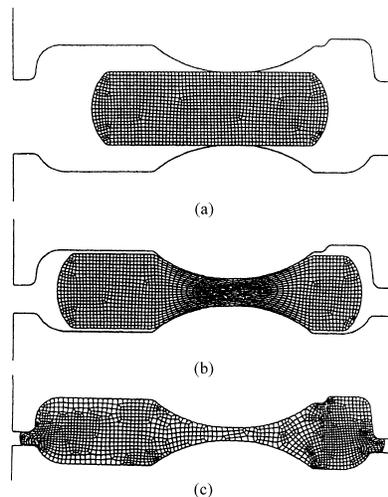
Los pasos primarios del proceso de simulación inversa se resumen a continuación.

- La geometría del producto final, datos de terminado y las condiciones de proceso son utilizadas para establecer el modelo inicial de elemento finito para la simulación de deformación inversa.
- Las condiciones de frontera están determinadas por el actual incremento de tiempo del paso.
- Un paso hacia atrás se hace para actualizar la geometría de la pieza de trabajo y la posición del dado basado en el campo de velocidades del paso previo. Este paso hacia atrás es después verificado completando el paso hacia adelante.

- El tercer paso se repite de manera iterativa hasta que la geometría generada en el paso hacia adelante coincide con la geometría al inicio del paso hacia atrás. Cuando la comparación es muy cercana el actual paso hacia atrás es tomado usando el último campo de velocidades.
- La simulación inversa progresa completando los pasos 3 y 4 para cada incremento de tiempo y termina cuando solo un nodo se mantiene en contacto con cada dado.

Para el modelo se asumió un factor de fricción constante de 0.3. La velocidad del dado superior fue de 254 mm/s y el dado inferior se consideró fijo (Zhao et al., 2002). En un primer intento, el volumen de rebaba fue de un tercio de la sección inicial, teniendo también que el material que sale por el lado izquierdo es mayor que el del lado derecho por lo que debió trabajarse un cambio de distribución.

En la figura 2.6 se observa el resultado optimizado, con poca rebaba, misma cantidad del lado izquierdo y derecho, así como las cavidades del dado completamente llenas.



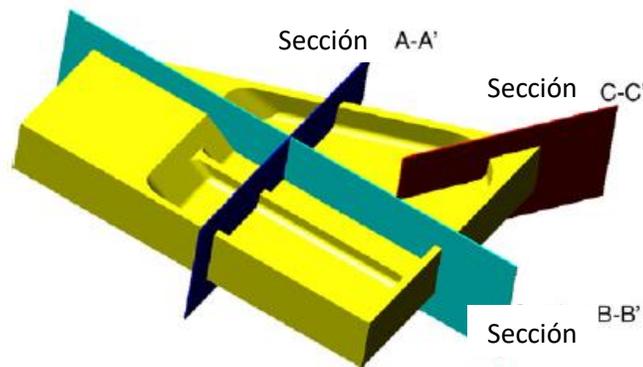
**Figura 2.6 Resultado del dado de bloqueo con el tocho redondeado, a) Al inicio, b) Paso intermedio, c) Pieza final (Zhao et al., 2002)**

La localización de la pieza de trabajo en la cavidad del dado fue un factor importante para alcanzar la distribución apropiada de volumen especialmente en deformación plana para forja con múltiples cavidades.

Los componentes con forma de costilla en aplicaciones aeroespaciales en general presentan un pequeño filete y radios en las esquinas. En el estudio de Park y Hwang (2007) se llevó a cabo un modelo de elemento finito para un componente de este tipo, considerando el material como rígido-plástico, prediciendo el flujo. Varias preformas fueron diseñadas y examinadas durante el trabajo.

El componente es asimétrico desde la vista superior. Las costillas muestran una relación de aspecto alta con un máximo de 4.5 y los radios de las esquinas son de 1 o 2 mm. El resultado del primer modelo en elemento finito mostró que el llenado es adecuado, pero el flujo es complejo y se presentó el defecto de empalme. En el rediseño con una preforma de espesor variable el resultado del modelo en elemento finito mostró que hace falta material en ciertas regiones, por lo que la pieza no se llena.

Después de estos intentos, se estableció un procedimiento sistemático para el diseño de preformas para este tipo de piezas, consistiendo en tres pasos. Primero seleccionar varias secciones transversales que representen las zonas más importantes de flujo, las cuales se simulan en 2D (Figura 2.7). Segundo, basado en el resultado del primer paso, se diseñó una preforma simple y fue evaluada en 3D. Finalmente, basado en este segundo paso, la redistribución de volumen es analizada para eliminar flujos innecesarios del material.



**Figura 2.7 Secciones transversales que representan el principal flujo de material (Park y Hwang, 2007)**

Con base en los resultados bidimensionales se propone una nueva preforma, donde los defectos de falta de llenado y empalmes disminuyeron significativamente. Se encontró que la clave en el diseño de la preforma es una distribución apropiada del material (Park y Hwang, 2007). Similar a este trabajo Behrens et al. exitosamente mostraron forja sin rebaba de geometrías complejas de acero (Behrens et al., 2009).

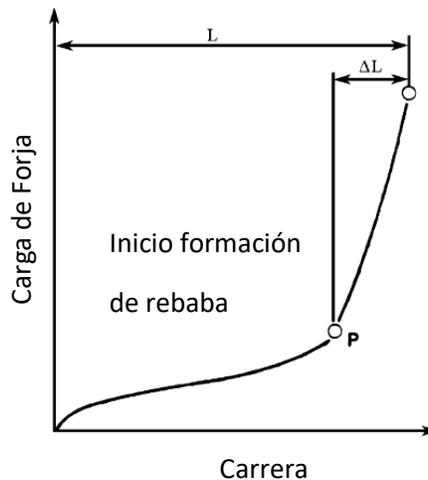
Sedighi y Tokmechi (2008) proponen un nuevo algoritmo, que presenta un método para la designación práctica de preformas para piezas complejas. Revisando las diferentes actividades en el diseño de preformas en muchos de los casos, las propuestas finales tienen formas no convencionales lo que las hace difíciles de manufacturar.

El algoritmo propuesto tiene dos etapas, en la primera se consideró una preforma preliminar que llene por completo la cavidad sin defectos. En una segunda etapa la preforma es mejorada utilizando un criterio de control ( $C_N$ ) el cual se obtuvo de la curva carga-desplazamiento para cada simulación en volúmenes finitos. Se aplicó a un caso de estudio de un soporte maestro aeronáutico, buscando minimizar el desperdicio de material, así como la carga de forja para dos conjuntos de dados (Sedighi y Tokmechi, 2008).

Dos conjuntos de datos con varios espesores de rebaba fueron seleccionados. En el primer conjunto las dimensiones de la rebaba fueron obtenidas mediante las ecuaciones de Teterin y Tarnovski (Byrer, 1985). El segundo conjunto de datos fue modelado reduciendo el espesor de la canaleta a 1.27 mm. Para el modelado se consideró una aleación de aluminio Al 7075 a una temperatura de 410°C, así como los coeficientes de deformación plástica. Un esfuerzo máximo de 35.8 MPa, un esfuerzo de fluencia de 24.8 MPa, una relación de Poisson de 0.33 y un módulo de elasticidad de 28.69 GPa (Altan et al., 1983).

Para las condiciones de contacto se consideró que el valor del coeficiente de fricción variaba entre 0.31 y 0.37 en forja en caliente para aleaciones de aluminio con grafito como lubricante a 430 y 375 °C respectivamente. En el trabajo se consideró  $m$  como 0.35. También se trabajó con una prensa hidráulica a una velocidad de 100 mm/s. Por otro lado, la temperatura ambiente 25°C, la temperatura inicial del dado 400°C, la conductividad térmica 149 W/mK, el calor específico de la pieza 1097 J/KgK, mientras que el coeficiente de expansión  $2.16 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$  (Altan et al., 1983).

En la figura 2.8 se muestra una curva típica para forja de dados cerrados. Es claro que la fuerza de forja aumenta de forma importante cuando la rebaba se empieza a formar, por lo que, para controlar la mejora y llevarlo a una forja sin rebaba, se definió el criterio de control  $C_N = \Delta L/L$  donde  $L$  es la carrera y  $\Delta L$  es la carrera a partir del punto donde la rebaba se empieza a formar hasta el final de proceso.



**Figura 2.8** Curva carga-carrera para dado cerrado con rebaba (Sedighi y Tokmechi, 2008)

Al final de cada simulación, la cantidad de rebaba formada en varias posiciones fue calculada utilizando diferentes secciones transversales de la pieza deformada (Figura 2.9). La cantidad de área de rebaba en la  $n$ -ésima sección  $A_{fN}$  fue calculada con

$$A_{fN} = A_{dN} + A_{tN} \quad \text{Ec.2.1}$$

Donde  $A_{dN}$  y  $A_{tN}$  son las áreas en la  $n$ -ésima sección transversal de la geometría deformada y de la geometría objetivo (pieza final sin rebaba) respectivamente. Para modificar cualquier sección transversal de la preforma, la corrección de la  $n$ -ésima área ( $\Delta A_{pN}$ ) se define con:

$$\Delta A_{pN} = \alpha A_{fN}$$

$$0 \leq \alpha \leq 1$$

Ec. 2.2

Donde  $\alpha$  es el factor de corrección y, si es igual a cero es que no hay corrección por hacer y si es igual a 1 es que toda la rebaba formada será sustraída de la sección transversal de la preforma. Se recomienda que sea menos de 0.3 de tal forma que se modifique la geometría gradualmente. El factor de corrección puede ser distinto para cada sección transversal.

Para modificar cada sección transversal de la preforma, un nuevo punto crítico es encontrado y se modificaron sus coordenadas generando la nueva preforma, este procedimiento se repitió hasta que las cavidades del dado no se llenaran completamente o el criterio de control aumentara.

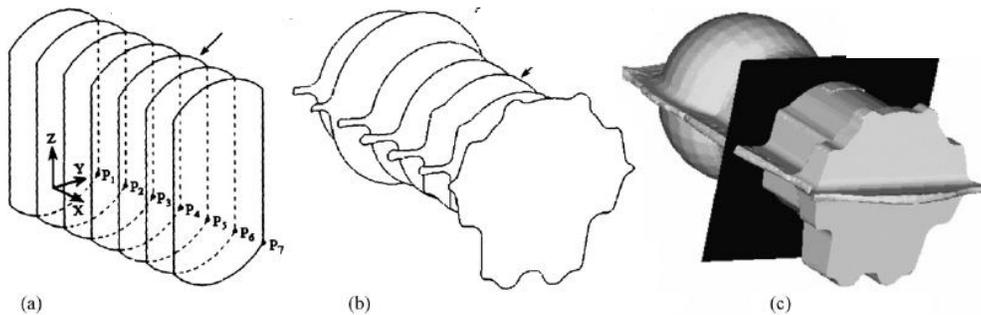


Figura 2.9 a) Secciones transversales de la preforma, b) Secciones transversales de la pieza deformada y c) Plano de corte (Sedighi y Tokmechi, 2008)

En un primer paso, el proceso fue simulado con una preforma cilíndrica, la simulación indicó que las cavidades de la estampa no se llenaron por completo. Con otras preformas se presentaron traslapes de material, por lo anterior la preforma optimizada (Preforma D) se propuso para posponer el flujo lateral de material y transferir ese material a secciones críticas, con lo cual se consiguió el llenado total, sin defectos (Figura 2.10).

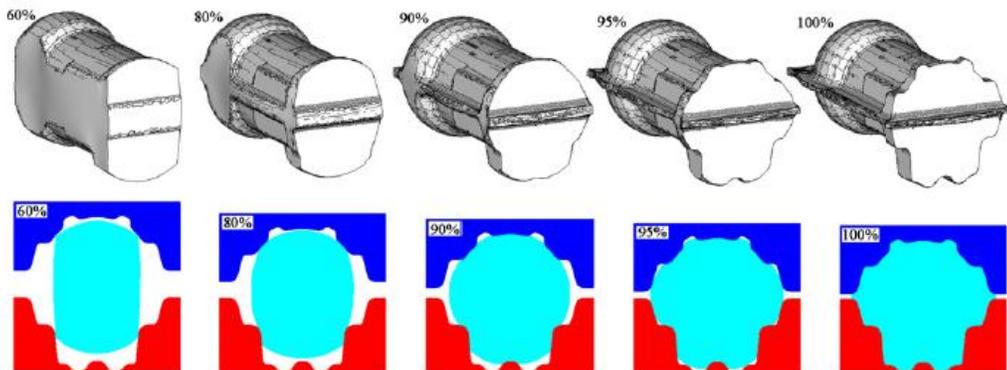


Figura 2.10 Tendencia de deformación de la pieza con la preforma D (Sedighi y Tokmechi, 2008)

En el trabajo de Hawryluk y Jakubik (2016), se llevaron a cabo simulaciones numéricas mediante elemento finito para analizar a mayor profundidad las causas de los defectos usando Forge 2011™. Consideraron una temperatura ambiente de 30°C y una de forja de 1150°C, mientras las temperaturas de los herramientas fueron de 250°C. El modelo de fricción toma en cuenta el agente refrigerante-lubricante (solución acuosa de grafito). Se utilizó un acero al carbono 1045 para la pieza de trabajo y un acero de herramienta AISI H13 para el dado. El estudio cubre las temperaturas de: 650, 750, 850, 1000 y 1150 °C y velocidades de deformación 0.1, 1 y 10 s<sup>-1</sup>.



**Figura 2.11 Comparación de pieza real forjada vs el modelo numérico (Hawryluk y Jakubik, 2016)**

Los coeficientes de transferencia de calor entre el tocho, herramientas y ambiente fueron considerados respectivamente 30 y 0.35 W/mm<sup>2</sup> K. En la figura 2.11 se observa el comparativo entre la pieza real y la modelada teniendo pequeñas diferencias en la forma de la rebaba, debido a la posición del lingote.

En los procesos de forja, el posicionamiento adecuado de la sección transversal a lo largo del eje longitudinal de la preforma y la preparación última antes del formado es muy importante para el llenado correcto de la estampa. Como resultado, se redujo un 10% el volumen del tocho, contribuyendo a un mejor llenado de la cavidad del dado, cambiando el flujo de material y reduciendo el riesgo de ocurrencia de pliegues (Hawryluk y Jakubik, 2016).

El diseño y optimización de la preforma para forja afecta el flujo de material, la carga de formado, exactitud dimensional y desgaste de la herramienta. En el estudio de Ngo et al. (2017), se llevó a cabo el análisis, simulación y optimización del proceso utilizando MATLAB™ y DEFORM 2D™.

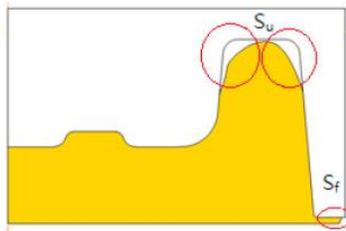
Para lo anterior, métodos de optimización estructural evolutivo fueron utilizados en la optimización de preformas, en particular el método BESO ya que puede remover material ineficiente y agregar material útil al mismo tiempo, de tal forma que el esfuerzo de cada parte en una estructura sea similar dentro de un rango seguro (Ngo et al., 2017).

Dado que la estructura interna de la pieza de trabajo debe ser continua, el proceso de optimización únicamente se presenta en la superficie. Después del análisis FEM, un rastreo de datos y una operación de interpolación es llevada a cabo para recabar información sobre las mallas del paso final y del paso inicial y se interpola para las mallas de fondo.

El objetivo fue obtener la mejor preforma para el proceso de forjado que permita el llenado y el uso mínimo de material. La función objetivo fue calculada mediante un índice de desempeño (PI por sus siglas en inglés).

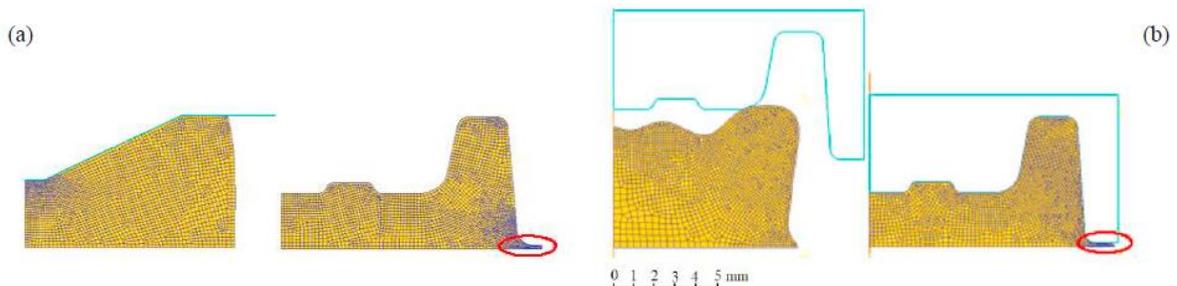
$$PI = (S_u + S_f) / S_d \quad \text{Ec. 2.3}$$

Donde  $S_u$  es la longitud sin llenar,  $S_f$  es la longitud de la rebaba y  $S_d$  la longitud de la cavidad del dado (Figura 2.12). Si PI es menor a la tolerancia la optimización se da como concluido el proceso y la forma de la preforma se modifica en consecuencia (Ngo et al., 2017).



**Figura 2.12 Definición de falta de llenado y longitud de rebaba (Ngo et al., 2017)**

Se utilizó una temperatura inicial de la pieza de trabajo de 980°C, un coeficiente de fricción de 0.4 y una velocidad del dado móvil de 100 mm/s (Ngo et al., 2017). Al hacer un comparativo entre el trabajo de Tang et al. (2008), con el de Ngo et al., se observa que el primero propone una preforma más sencilla, aunque el llenado en ambos casos es total (Figura 2.13).



**Figura 2.13 a) Preforma optimizada y forma final forjada (Tang et al., 2008), b) Preforma optimizada y forma final forjada (Ngo et al., 2017)**

En la misma línea en el trabajo de Richter et al. (2017), se presenta la investigación sobre la generación de una rebaba delgada en un proceso de forjado de precisión de una pieza larga de una aleación de aluminio, mediante FEM y pruebas de forjado. Para este propósito los procesos de forjado fueron variados mediante el uso de diferentes preformas con volúmenes iguales pero diferente distribución de masa, mientras que la geometría final se mantuvo igual. El análisis por elementos finitos se enfocó en el llenado. Las piezas forjadas experimentalmente, fueron analizadas en la zona de rebaba para validar los modelos FEM.

Durante el proceso de forjado debido a las tolerancias geométricas y las expansiones térmicas complejas, existe un pequeño espacio entre punzón y matriz. Al material que fluye hacia esas cavidades es a lo que se le llama rebaba delgada. Esta rebaba complica el posicionamiento de la pieza para los pasos subsecuentes de formado y lleva a defectos. Este tipo de rebaba es más recurrente de encontrar en aluminio que en aceros. La generación de esta rebaba no es prevenible con los conceptos de diseño de herramental.

Richter et al. (2017), emplearon la paquetería FORGE NXT 1.0™ usando una prensa hidráulica y dados no deformables. El material considerado es una aleación de aluminio AA6082 T6, mediante la ecuación de Hensel y Spittel. En esta se describe el comportamiento en función de la temperatura, la deformación efectiva, el esfuerzo de fluencia y la velocidad de deformación (Hensel y Spittel, 1978).

$$\sigma = A \epsilon^{m1T} \epsilon^{m2} \exp(m4/\epsilon) \dot{\epsilon}^{m3} \quad \text{Ec. 2.4}$$

Para la simulación se consideraron los siguientes parámetros: Temperatura del dado = 250°C, Temperatura ambiente= 50°C, Coeficiente de fricción= 0.15, Factor de fricción= 0.3, difusividad térmica= 2e-4 [J/m²Ks<sup>0.5</sup>] y el coeficiente de transferencia de calor= 1.1763e-4 [W/m²K] (Richter et al., 2017). La velocidad de la prensa fue de 25 mm/s, mientras la temperatura del tocho fue de 400°C y el ancho del claro se fijó en 0.15 mm. En la zona cercana a la salida de rebaba se generó una malla ultrafina de 0.1 mm.

Se consideraron 3 diferentes preformas. El llenado de la forma fue primero alcanzado por la preforma III a una altura de 9.2 mm. Con el objetivo de visualizar el transitorio se graficó también para 9.7 mm y se observan las regiones sin llenar fácilmente, que aparecen en colores distintos al azul. En todas las regiones que presentan llenado prematuro de la forma, la generación de rebaba delgada se puede presentar (Figura 2.14).

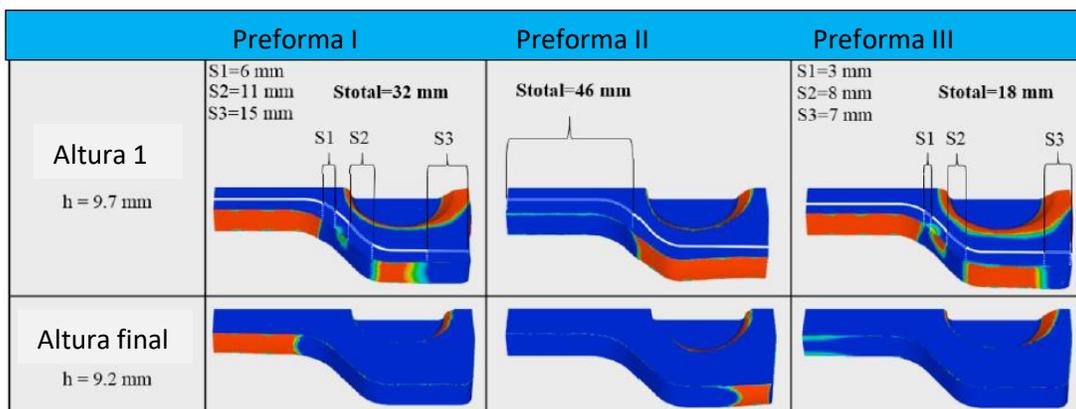


Figura 2.14 Llenado de la forma dependiendo de la preforma usada a dos distintas alturas (Richter et al., 2017)

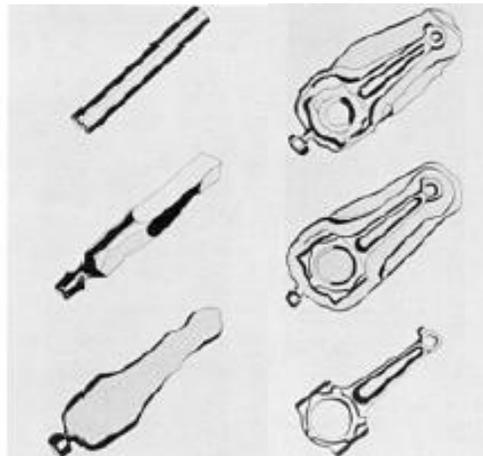
Comparativamente, las preformas I y III presentan una menor cantidad de rebaba delgada, mientras que la preforma II muestra una mayor cantidad. Se mostró que la geometría de la preforma influye fuertemente en la generación de una rebaba delgada. Preformas con valores más elevados de simultaneidad en el llenado muestran menos posibilidad de generar una rebaba delgada, mientras que preformas con los valores más bajos muestran un aumento en la generación (Richter et al., 2017).

En este apartado se abordaron trabajos con metodologías más modernas para el diseño y optimización tanto de herramientas finales como de dados para preformas, normalmente llevando el análisis a cortes bidimensionales o axisimétricos.

## 2.5 Modelado mediante FEM del proceso de forja de bielas

En este rubro se buscaron referencias sobre modelado mediante paqueterías de elemento finito, pero ya en particular para la pieza de interés. Una biela es un elemento mecánico, articulado para transmitir longitudinalmente movimiento entre dos partes de un mecanismo, donde las solicitaciones principales son a flexión y compresión. Normalmente son fabricadas de acero, pero también hay de aleaciones de aluminio y titanio, generalmente son forjadas, aunque existen maquinadas, fundidas y sinterizadas.

La forja de una biela es un buen ejemplo de los pasos que se requieren para producir una pieza forjada. En la figura 2.15 se muestra la secuencia partiendo de una barra.



**Figura 2.15** Secuencia de forja de una biela (ASM Handbook, 1988)

En la industria de forja se intentan optimizar los procesos en caliente mediante: la disminución del número de pasos de deformación, mayor exactitud en las piezas forjadas, disminuir la masa del tocho forjando sin rebaba, ahorrando las etapas de desbarbado y mejorando las propiedades mecánicas mediante el flujo óptimo de material.

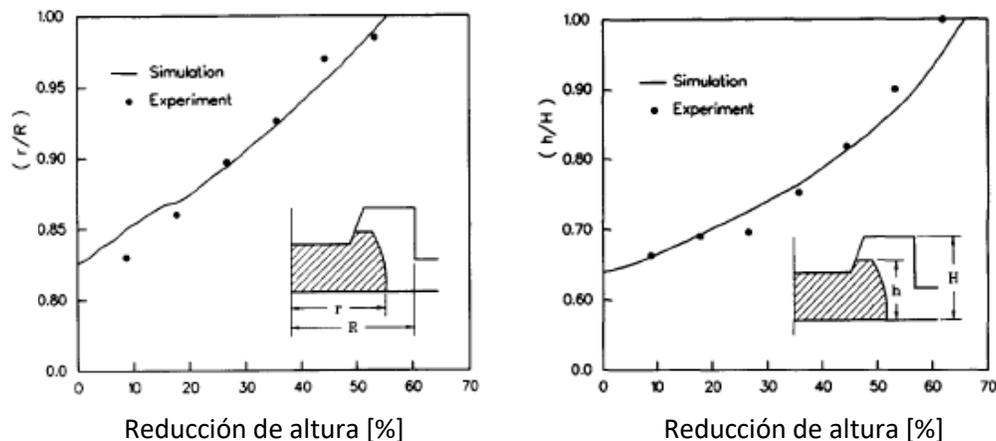
Park et al. (1983), propusieron un esquema de diseño de preformas, llamado rastreo hacia atrás mediante elemento finito. El concepto del esquema es rastrear el patrón de carga de un proceso de conformado a partir de una configuración final dada. Bramley (1987) propuso un esquema de diseño de preformas utilizando UBET (Upper Bound Elemental Technique, Técnica Elemental de Límite Superior) tan solo cambiando la dirección de los vectores velocidad obtenida de la configuración actual. Kim y Kobayashi (1990), aplican el método de diseño de preformas en una forja sin rebaba de una pieza con forma H considerando endurecimiento por deformación y comparándolo con materiales sin endurecimiento, mediante elemento finito.

En el trabajo de Kim y Kim (1994), se desarrolló un programa basado en UBET para analizar el proceso de forja en dado cerrado, considerando el efecto de endurecimiento por deformación, donde además un nuevo procedimiento de diseño de preforma es propuesto, acompañado de un esquema de rastreo hacia atrás y un criterio de control de las condiciones de frontera.

El esquema de rastreo hacia atrás es introducido para determinar la forma del cuerpo previo al tiempo actual. El concepto del esquema es rastrear el patrón de carga del proceso de formado hacia atrás para una configuración dada. Dado que el campo de velocidad en el paso previo depende de la configuración previa de la pieza de trabajo, el campo de velocidades  $U_{t-\Delta t}$  es desconocido en el paso actual y la ecuación por sí misma es no lineal. Por lo tanto, es necesario asumir una primera hipótesis del campo de velocidades, a partir del cual la primera iteración se lleve a cabo.

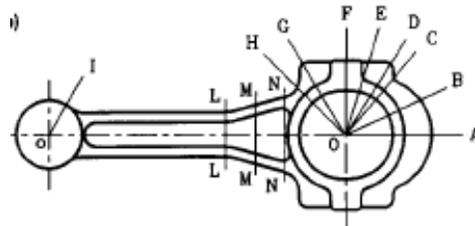
Ya que el rastreo hacia atrás es usado como retroalimentación para decidir la forma inicial, la cual se convertiría en la configuración actual después de la deformación, el manejo de las condiciones de frontera es extremadamente importante (Kim y Kim, 1994).

Como resultado obtienen la variación de la carga con respecto a la reducción de la altura para la simulación y el experimento. La fuerza de forja aumenta rápidamente a una reducción del 60% simultáneamente el material empieza a escapar por la zona de rebaba. La figura 2.16 representa el flujo radial y el flujo vertical del material en la cavidad durante la deformación donde los resultados son cercanos a los valores experimentales.



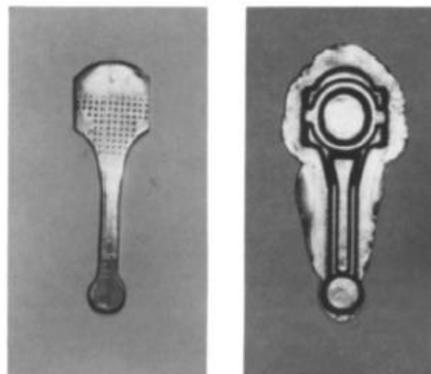
**Figura 2.16 a) Relación entre flujo radial ( $r/R$ ) y la reducción de altura, b) Relación entre flujo vertical ( $h/H$ ) y reducción de altura (Kim y Kim, 1994)**

Para la biela el modo de flujo de material se asumió como si fuera axisimétrico en ambos extremos y deformación plana en el cuerpo de la biela. Después de que la forja fue dividida en secciones características mostradas en la figura 2.17, el proceso hacia atrás es aplicado en cada sección. La preforma tridimensional fue obtenida de la suma de todas las preformas de las unidades de deformación.



**Figura 2.17 Secciones transversales representativas de la biela (Kim y Kim, 1994)**

En la figura 2.18 se observa la pieza forjada en plomo. Finalmente, se obtuvo una buena aproximación en las cargas de forja y el comportamiento de flujo de material entre simulación y experimento.



**Figura 2.18 Preforma y biela forjada (Kim y Kim, 1994)**

En el trabajo de Takemasu et al. (1996) se buscó la optimización de la preforma para lograr una biela final sin rebaba. El diseño inicial se plantea a partir de experimentos y la optimización mediante elemento finito. El forjado sin rebaba ofrece la posibilidad de obtener bielas de compuestos de aluminio a costos competitivos. El diseño de estos procesos es más complejo que el del proceso convencional. El modelado se llevó a cabo mediante Deform 3D™, pero antes de esto se llevaron a cabo experimentos físicos con materiales suaves y modelado 2D para definir la preforma. La distribución volumétrica en la biela fue obtenida cortando varias secciones transversales y graficando el área de cada una y con esto se plantearon los dados.

La geometría de la biela real es una modificación de una de Nissan™. Para el modelado se partió de la preforma I (Figura 2.19).

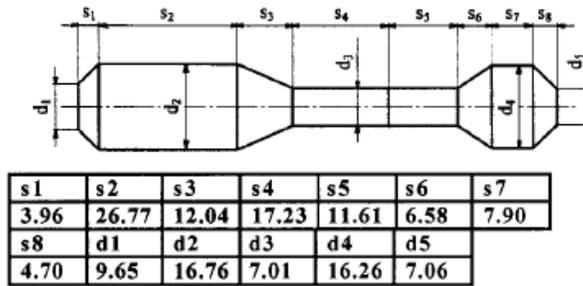


Figura 2.19 Preforma I para la biela (Takemasu et al., 1996)

Durante la simulación por FEM, inicialmente se lleva a cabo un proceso de compresión, dado que el lado más pequeño de la preforma inicial es muy grande para la cavidad de la estampa.

La simulación de la forja sin rebaba se llevó a cabo utilizando un dado superior con la estampa y una herramienta de apoyo a una velocidad de 20 mm/s y una carrera de 4.5 mm. En la figura 2.20a) se observa el flujo de material y en la 2.20 b) las regiones sin contacto con el dado por lo que no se llenaría la cavidad con el uso de esa preforma (Takemasu et al., 1996). Por lo anterior, de inicio, para la cabeza de la biela se encontró que se necesita optimizar la preforma para su llenado, para el pie de la biela controlar el volumen inicial y redistribuirlo a otras, así como optimizar el diámetro de la preforma para acercarse más a condiciones de deformación plana.

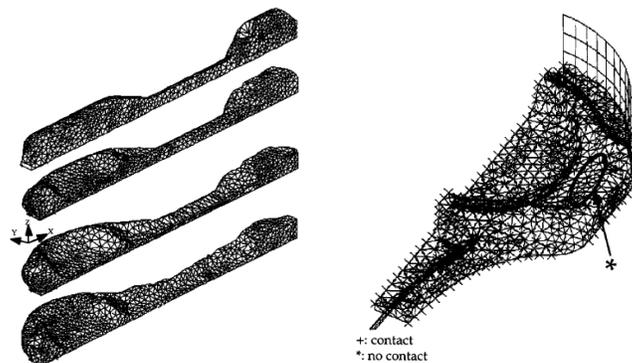


Figura 2.20 a) Flujo de material en la biela, b) Condición de contacto con las herramientas (Takemasu et al., 1996)

Para la optimización de la geometría de la preforma, se dividió en tres regiones: cabeza, conector y pie de biela. Para la cabeza de la biela se consideraron 7 parámetros, los cuales fueron simplificados de tal manera que se generaron 3 diseños para esa región a ser evaluados mediante FEM.

Para el pie de biela, se trabajó también con sus correspondientes 7 parámetros geométricos, teniendo también tres propuestas y se concluyó que el patrón de deformación de esta zona no es sensible a la geometría inicial dado que se forma por compresión antes del proceso de forjado.

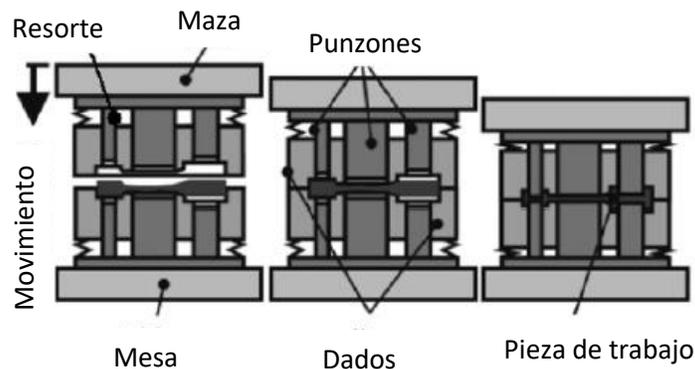
Para el conector se consideraron solo 3 parámetros y generaron 3 propuestas, para con lo anterior generar una segunda preforma, teniendo como resultado para flujo de material que el pie de biela se llena por completo, el conector actúa bajo condiciones de deformación plana, mientras la cabeza de la biela casi se llenó por completo.

En la forja de bielas se han utilizado tres métodos. En el primero se hace una preforma robusta de un tocho no poroso que es golpeado varias veces hasta que se obtiene la forma final. Este método resulta en un desperdicio de rebaba que va del 20-40%. Una ventaja de este método es que las dimensiones de la preforma pueden variar mucho más que en la forja sin rebaba y esto provoca que sea más fácil manufacturar productos con la misma calidad (Vazquez y Altan, 2000).

El segundo método es una forma exacta de forja sin rebaba. Durante este proceso la preforma está completamente rodeada por la cavidad del dado, no hay rebaba y en consecuencia no hay desperdicio de material. Sin embargo, hay un control muy cerrado del volumen de la preforma. El tercer método es el forjado en caliente de preformas mediante metalurgia de polvos. Este método no provoca desperdicio y genera productos prácticamente exactos. Sin embargo, el uso de polvos es más caro en comparación con materiales convencionales (Vazquez y Altan, 2000).

Generalmente, la forja de precisión se lleva a cabo para garantizar calidad continua en la pieza de trabajo y eliminar daños en etapas subsecuentes. Durante la deformación en la fabricación de piezas exactas se requieren elementos adicionales de cerrado para proveer la presión necesaria. Típicamente las variaciones de masa para piezas exactas van de  $\pm 0.5$  y  $\pm 1\%$ . El espacio entre dado superior y dado inferior es menor que 0.1 mm para evitar la rebaba (Doege y Bohnsack, 2000).

Estos autores utilizan una herramienta de doble acción para el proceso de forjado desarrollado en IPH en Hanover considerando tres pasos: Rolado transversal del tocho, preformado en un dado y el dado de cerrado final. El dado utilizado es similar al de la figura 2.21, donde tres punzones hacia arriba y tres contra punzones forman las dos cavidades y las costillas del cuerpo de la biela. Con lo cual se logra evitar el 40% de rebaba del proceso convencional (Figura 2.22).



**Figura 2.21** Secuencia de movimiento en un proceso de forja de precisión de una biela

(Behrens, et al., 2007)



**Figura 2.22 Comparación entre forja de precisión vs convencional de una biela (Doege y Bohnsack, 2000)**

Grass et al. (2006), desarrollaron un modelo acoplado termomecánico tridimensional mediante FEM para la producción de una biela. Las piezas en todas las etapas fueron examinadas tanto en su geometría, microestructura y propiedades mecánicas locales. Existen pocas publicaciones en la simulación del proceso de producción de bielas forjadas. Solo en piezas simétricas o geometrías muy simplificadas o procesos de forja sin rebaba. Pero un proceso completo no ha sido reportado en la literatura.

Para la producción de preformas, se utiliza el proceso de rolado, después se lleva a cabo una distribución de material mediante herramientas planas y finalmente el forjado se lleva a cabo en dos pasos, después del paso final de forja, se remueve la rebaba y la pieza se enfría a temperatura ambiente.

Llevaron a cabo su simulación mediante el software MSC.Superform™ usando un material elasto plástico. Las herramientas fueron consideradas como rígidas, el material de la pieza de trabajo fue un acero con 0.35%C. Los coeficientes de transferencia de calor entre la pieza de trabajo y el medio ambiente, así como con las herramientas fueron determinados mediante una combinación entre la experimentación y simulación numérica (Messner et al., 2002).

Para el cálculo del esfuerzo por fricción se consideró la ley de fricción constante, la cual asume una proporcionalidad entre el esfuerzo de fricción y el esfuerzo cortante a la fluencia dado que describe mejor el comportamiento que la ley de fricción de Coulomb especialmente bajo condiciones de altas presiones en el formado de materiales (Behrens y Shafstall, 1998).

Para la simulación del proceso de rolado la pieza se hace pasar a través de los rodillos que giran a una velocidad constante, después de cada pasada la pieza se rota 90° sobre su propio eje y se mueve hacia atrás a la posición inicial para el próximo paso (Figura 2.23).

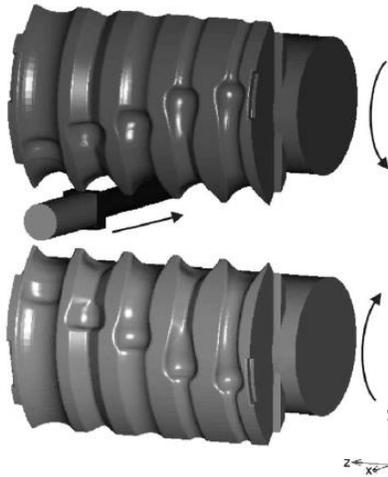


Figura 2.23 Esquema de los 5 pasos del proceso de rolado (Grass et al., 2006)

Para la simulación del proceso de forjado, la pieza pasa a una operación de aplanado *flattening* y subsecuentemente a dos estampas como se observa en la figura 2.24. Los parámetros de la simulación fueron una temperatura ambiente de 50°C, de los rodillos 120°C, de los dados 150°C, el factor de fricción de 0.6 para casi todas las operaciones con excepción del último paso que fue de 0.3. Se simularon los 8 pasos descritos anteriormente, donde al comparar las geometrías al final del proceso mostraron una gran similitud entre el modelo numérico y el proceso real.

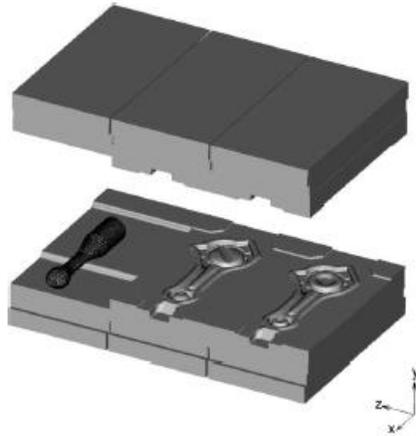
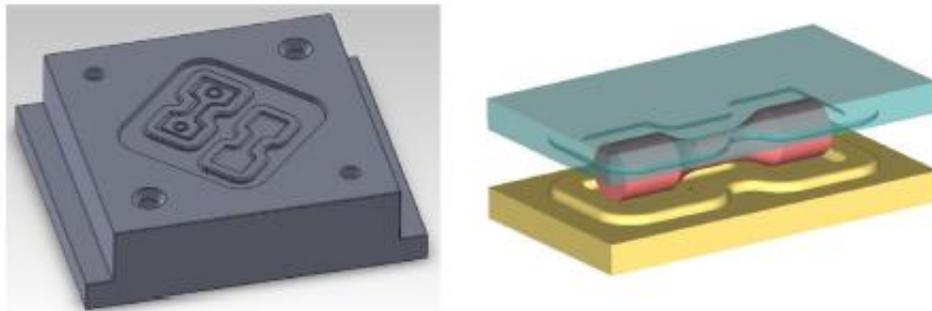


Figura 2.24 Esquema de las estampas de forjado; aplanado *flattening* (izq), preformado (en medio) y Forja final (der) (Grass et al., 2006)

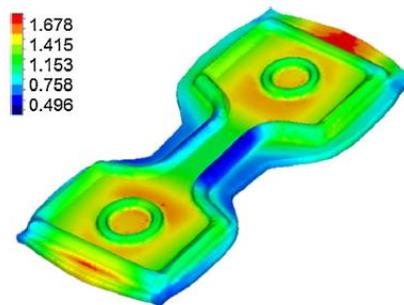
En el estudio de Fuertes et al. (2016), se muestra el diseño y la experimentación del proceso de forjado, desde la etapa de diseño mediante simulaciones de elemento finito hasta los experimentos y el uso de técnicas metalográficas.

Para el diseño del tocho inicial y de los dados de forja se consideró una prensa hidráulica con una capacidad de 3000KN. Para obtener un diseño óptimo fue necesario llevar a cabo un proceso iterativo. El primer tocho y dado se diseñaron basándose en lo básico, después se obtuvo mediante simulaciones de volúmenes finitos para analizar la fuerza, el flujo del material y el llenado del dado. Si alguno de estos resultados fue deficiente, se desarrolló un nuevo diseño para el tocho inicial, aumentando material en las zonas donde no se llena y disminuyéndolo si la rebaba es muy grande. Se debe considerar que el tocho inicial tiene unas dimensiones máximas de un diámetro de 18mm y una longitud de 80mm. Después de varias simulaciones se llegó a la preforma y dados adecuados (Figura 2.25).



**Figura 2.25 a) Diseño final del dado inferior, b) Dados y preforma (Fuertes et al., 2016)**

Las simulaciones consideraron la regla de flujo para la aleación de aluminio AA5083 nanoestructurada después de dos pasadas en ECAP. Para modelar el daño se utilizó el criterio de Cockcroft-Latham's. En la figura 2.26 se observan los resultados para el segundo paso donde se obtiene la geometría final, teniendo una distribución de deformación muy homogénea.



**Figura 2.26 Deformación plástica equivalente total (Fuertes et al., 2016)**

Se observó que hay una mejora en las propiedades mecánicas cuando el material de partida es previamente trabajado mediante ECAP, teniendo un aumento del 20% en la dureza de la biela final con un tamaño de grano de 500nm, esto comparado con el proceso convencional de manufactura.

Revisando los trabajos sobre optimización de la preforma de una biela, normalmente se enfocan en la topología y en la geometría. Rajeshkannan et al. (2008) simularon la forja de la preforma de polvos mientras Abdullin et al. (2014) utilizaron FEM para simular el proceso de formado de metal.

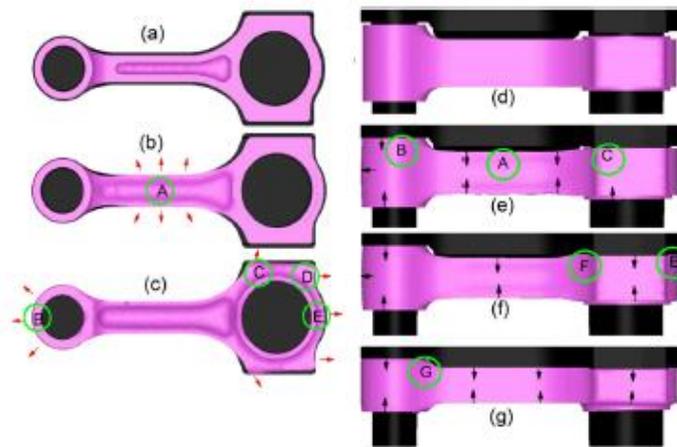
La forja de polvos de una biela, integra las ventajas de la forja de precisión sin rebaba y la metalurgia de polvos en una misma operación. Esta tecnología permite obtener una geometría exacta o casi exacta con una distribución homogénea de densidad y excelentes propiedades mecánicas, lo que permite disminuir el material de desperdicio de la rebaba.

Li et al. (2019), plantean que las propiedades intrínsecas y el comportamiento a la falla de las preformas de bielas fabricadas por metalurgia de polvos (P/M), tienen efectos importantes en el comportamiento del flujo de material durante la forja sin rebaba con una densificación sustancial.

La ecuación constitutiva fue establecida utilizando pruebas de compresión isotérmicas y posteriormente analizaron el flujo del material durante el forjado sin rebaba de la biela por simulación en elemento finito. El diseño de la preforma se basó en los mecanismos de flujo encontrados. Para verificar la exactitud de las simulaciones se desarrollaron algunas forjas sin rebaba de forma experimental. Se trabajó con una aleación Fe-3Cu-0.5C %wt con una densidad relativa de 0.8 de partida. En las operaciones de forjado, la velocidad del punzón fue de 250 mm/s, mientras la temperatura de la preforma y de los moldes fue 1130 y 300 °C respectivamente.

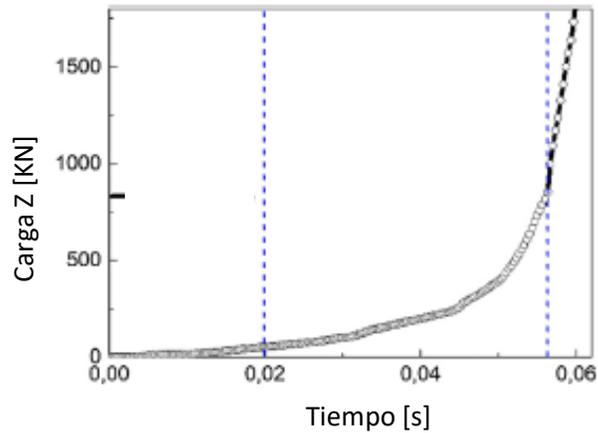
La simulación termomecánica de la forja sin rebaba de la biela fue llevada a cabo mediante Deform™ 3D, donde los herramientas fueron considerados como rígidos. Utilizaron un coeficiente de fricción de 0.3 para la preforma y el dado. Además, utilizaron un criterio de falla de Cockcroft-Latham, que da resultados exactos en tres dimensiones. Los coeficientes de convección utilizados fueron  $h_1=28$  W/m<sup>2</sup>K y  $h_2=4.8$  W/m<sup>2</sup>K. El esfuerzo de fluencia en este material depende de forma importante de la temperatura y la velocidad de deformación (Li et al., 2019).

En este trabajo, se utilizó la ecuación de velocidad cinética dada por Zener y Hollomon (1944) y Shi et al. (1997). La figura 2.27 muestra el comportamiento de las preformas.



**Figura 2.27 Comportamiento del flujo de metal de la preforma durante el forjado a) 0 s, b) 0.38 s y c) 0.48 s desde una vista vertical, d) 0 s, e) 0.38 s, f) 0.48 s y g) Final desde una vista lateral (Li et al., 2019)**

El flujo de material de la preforma durante el proceso de forja fue determinado por el historial de carga del dado superior como se observa en la figura 2.28. La fuerza de forja fue más elevada con el aumento de la resistencia del flujo del metal.



**Figura 2.28 Curva de carga del dado superior (Li et al., 2019)**

Se utilizó el método de diseño ortogonal para optimizar la geometría de la preforma en función de la densificación, tomando 6 dimensiones críticas y tomando rangos de valores de evaluación. De los resultados se observa que es más sencillo que se presenten grietas a elevadas velocidades de deformación y a elevadas velocidades de enfriamiento.

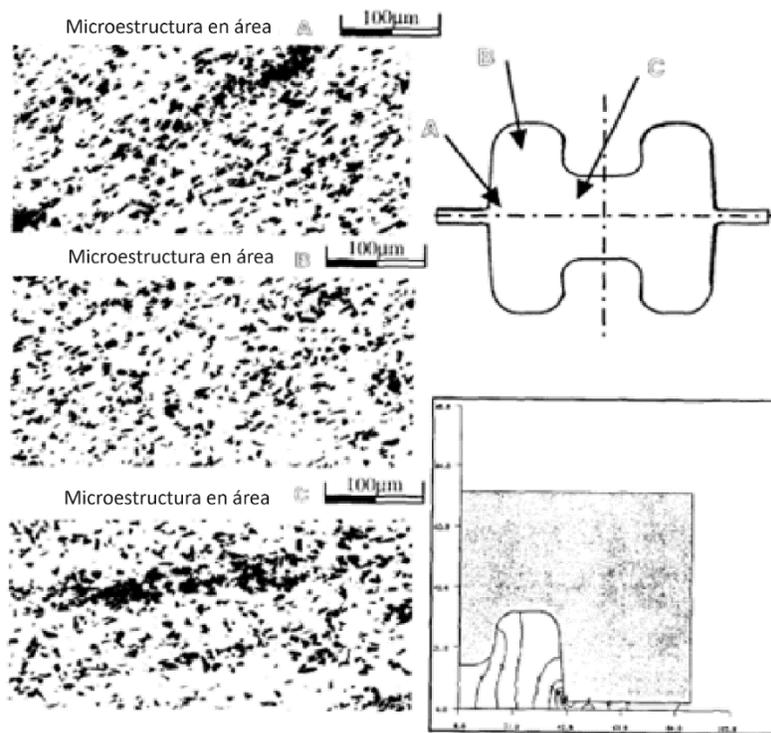
En este apartado se presentaron trabajos que se enfocan en el modelado del proceso de forjado de una biela mediante FEM y dejan en claro la importancia de la optimización de las preformas.

## 2.6 Modelado de forja de MMC's mediante FEM

Hung y Kobayashi (1992), modelaron el comportamiento de MMCs analizando el flujo plástico de un compuesto de matriz metálica reforzado con fibras continuas, utilizando el método de elemento finito, considerando dos patrones de arreglos de fibras, donde ambas fases son tomadas en cuenta.

Para una mayor explotación de los MMCs en aplicaciones automotrices, en particular en componentes forjados, es necesario entender las diferencias en comportamiento entre estos materiales y las aleaciones ya utilizadas. Roberts et al. (1994), comparan los resultados de corridas de forjado en las cuales barras de Al- SiC MMC son llevadas a secciones H tanto de forma experimental como mediante el modelado en elemento finito utilizando DEFORM™ y ABAQUS™, a nivel macro considerando valores promedio de propiedades mecánicas.

Al comparar los resultados entre ambas paqueterías, se encontró que concuerdan. La figura 2.29 ilustra la variación en la microestructura, indicando el daño más significativo observado según la posición. Comparando los contornos de la deformación efectiva obtenidos mediante FEM y los patrones de daño obtenidos experimentalmente, se pudo observar una correlación entre los dos parámetros en las regiones A y C correspondiente a los más elevados niveles de deformación mientras que a menores niveles que corresponden a la zona B no es tan clara la correlación (Roberts et al., 1994).



**Figura 2.29 Comparación del daño microestructural y la deformación efectiva (Roberts et al., 1994)**

Kim et al. (1994), modelaron un proceso de forjado isotérmico de una pieza que tiene dimensiones similares a una biela de Nissan™, pero con la geometría simplificada. Consideraron un material compuesto de aluminio con 10% y 20% vol SiC. Los objetivos del estudio fueron comparar las propiedades del material antes y después del forjado, investigar la factibilidad del modelado físico para establecer la mejor preforma y comparar modelos en DEFORM™ y DEFORM 3D™. Como resultado, se obtuvo la deformación buscada mediante remallados, pero estos demostraron consumir mucho tiempo de cómputo.

Otros autores han estudiado la optimización de los parámetros de forjado. En el trabajo de Forcellese et al. (1996), se utiliza un método de toma de decisiones basado en un proceso jerárquico analítico AHP (*Analytic Hierarchy Process*) para la selección de la mejor condición de forjado para la manufactura de componentes automotrices.

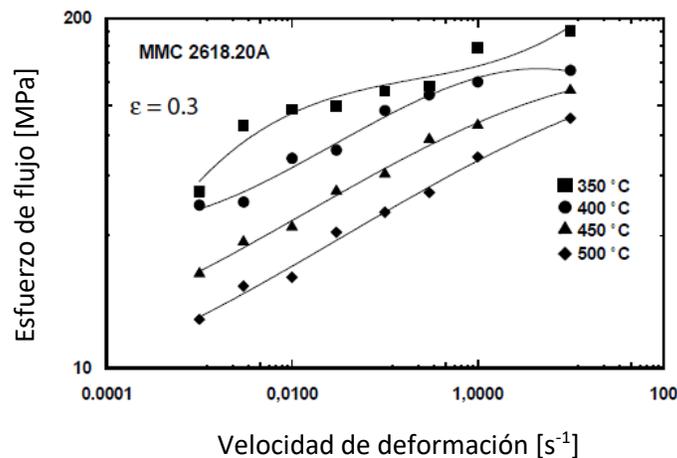
Como pieza de trabajo se consideró una sección H, dado que es una geometría clásica en brazos de suspensión y bielas. Las diferentes condiciones de forjado fueron escogidas utilizando los resultados de formabilidad para el material compuesto 6061/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/I0p, obtenidos mediante pruebas de compresión y torsión, en rangos de temperatura y velocidades de deformación entre 350-500 °C y 0.001-10 s<sup>-1</sup>, respectivamente (Evangelista et al., 1994).

Los datos de esfuerzo de fluencia fueron utilizados para el cálculo de la eficiencia de disipación de potencia y la localización de las regiones de flujo plástico inestable de acuerdo con un modelo de dinámica de material (DMM) (Gegel, 1987). El método AHP permitió establecer que la alternativa caracterizada por una temperatura inicial del dado de 350°C, una temperatura inicial del tocho de 400°C y una velocidad del dado de 3 mm/s es la solución óptima (Forcellese et al., 1996).

Cavaliere (2004) realizó una serie de análisis FEM y los comparó con experimentos de forja isotérmica. Consideró el material con una formulación rígida viscoplástica para un material compuesto con matriz de aleación de aluminio AA2618 reforzado con 20% de partículas de alúmina. Las propiedades del material compuesto fueron determinadas experimentalmente asumiendo un medio continuo isotrópico, lo cual es aceptable dado que las partículas de refuerzo son del orden de 10 µm. Todo se modeló en la paquetería Deform™. Se utilizaron las geometrías reales de los herramientas y del tocho.

Las simulaciones se llevaron a cabo a 450 y 500°C y a las velocidades de deformación  $10^{-2}$  y  $10^{-1} \text{ s}^{-1}$ . Como resultado se obtuvieron esfuerzos de 55 y 77 MPa para 500 y 450°C respectivamente. La zona de rebaba es la que muestra los esfuerzos más elevados. La mejor combinación para llenado del molde y microestructura resultó ser a 500°C y  $10^{-2} \text{ s}^{-1}$  (Cavaliere, 2004).

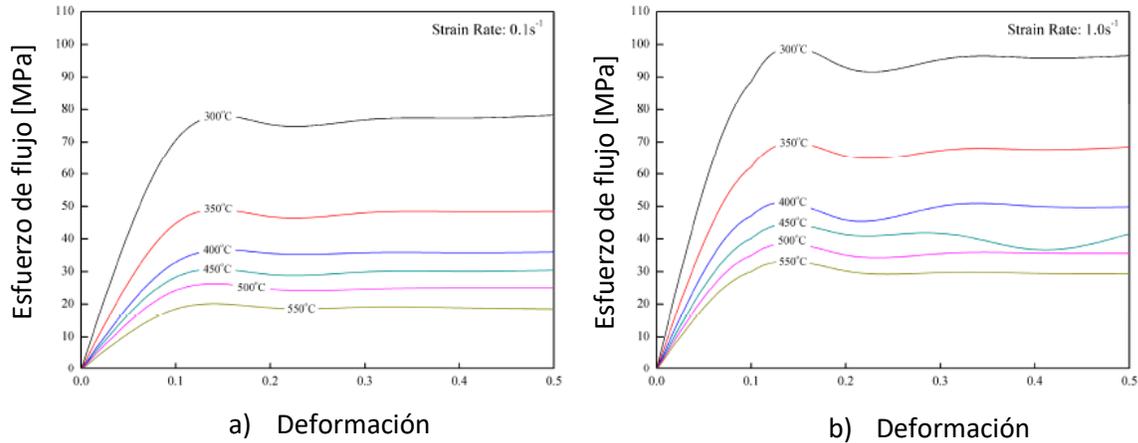
Como una extensión del trabajo de Cavaliere (2004) está uno del mismo autor donde se presentan las curvas de flujo del material en todas las condiciones de prueba (Figura 2.30) y que fueron utilizadas para modelar el forjado isotérmico de un componente aeroespacial mediante DEFORM 3D™. Se evaluaron los esfuerzos, deformaciones, velocidad de deformación y daño a lo largo de la carrera de tal forma que se identificaron las mejores condiciones de forjado obteniendo un producto libre de defectos.



**Figura 2.30** Curvas esfuerzo verdadero vs velocidad de deformación del compuesto AA2618 + 20%  $\text{Al}_2\text{O}_3$  para diferentes temperaturas (Cavaliere et al., 2004)

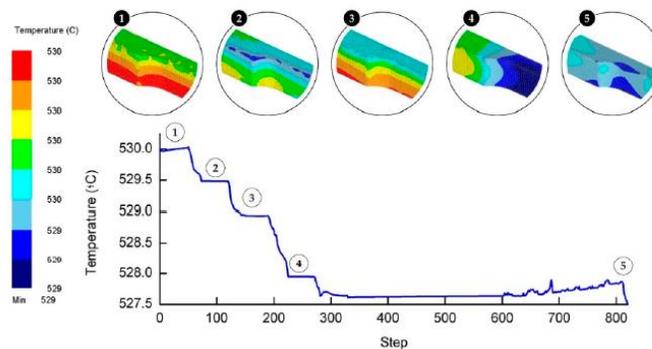
Ahmad et al., estudiaron mediante paquetería de elemento finito (DEFORM 3D™) el comportamiento de un compuesto con matriz de aluminio reciclado que se forma mediante un proceso de forjado en caliente (Ahmad et al., 2018). Los datos son considerados como termo rígidos mientras que la pieza de trabajo como termo-viscoplástica, la prensa hidráulica fue limitada a 35 ton.

El coeficiente de fricción de 0.3 fue escogido para todos los contactos de acuerdo con las bases de datos para forja en caliente con lubricante. La figura 2.31 muestra las curvas esfuerzo-deformación para el material compuesto 6061- $\text{Al}_2\text{O}_3$  a varias temperaturas y velocidades de deformación obtenidas mediante pruebas de compresión isotérmicas (Prasad et al., 2015).



**Figura 2.31** Curvas esfuerzo-deformación del compuesto 6061- $\text{Al}_2\text{O}_3$  a una velocidad de deformación a)  $0.1 \text{ s}^{-1}$  y b)  $1 \text{ s}^{-1}$  (Ahmad et al., 2018)

Como resultado reportan que las áreas juegan un rol importante en la uniformidad de la distribución de esfuerzos. En la figura 2.32 se observa que, cuando el dado entra en contacto con la pieza, la temperatura disminuye ligeramente, mientras que, la caída es exponencial cuando la herramienta se separa de la pieza de trabajo debido a que la pieza queda expuesta al aire.



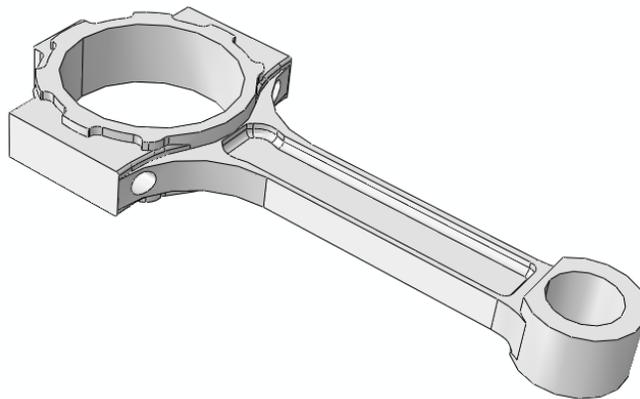
**Figura 2.32** Temperatura medida durante el proceso (Ahmad et al., 2018)

De este último grupo de trabajos se observan las consideraciones hechas en los modelos desarrollados por distintos autores para tomar en cuenta materiales compuestos de matriz metálica en los procesos de conformado mecánico.

## Capítulo 3 Modelado del proceso de forja de una biela

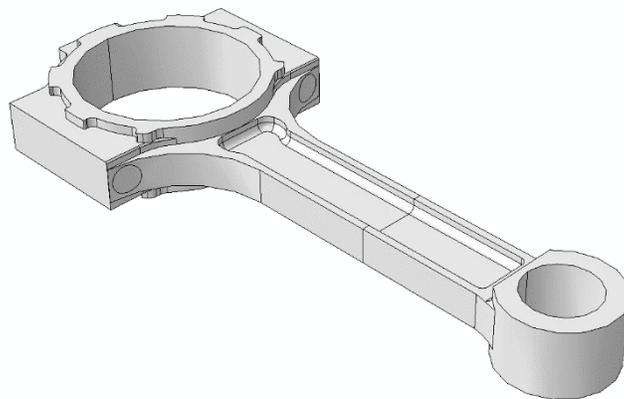
### 3.1 Pieza a fabricar y dimensiones

Para el diseño del proceso se partió de la pieza final, tomando una biela de automóvil como elemento mecánico genérico, la cual fue dibujada en un trabajo previo dentro de la UDIATEM en la Facultad de ingeniería de la UNAM (Torres, 2015). La figura 3.1 muestra el dibujo de la biela sin rebaba y ya con maquinados finales, es por esto, que para el diseño de las estampas se deben hacer algunas modificaciones al dibujo para tener la pieza final forjable.



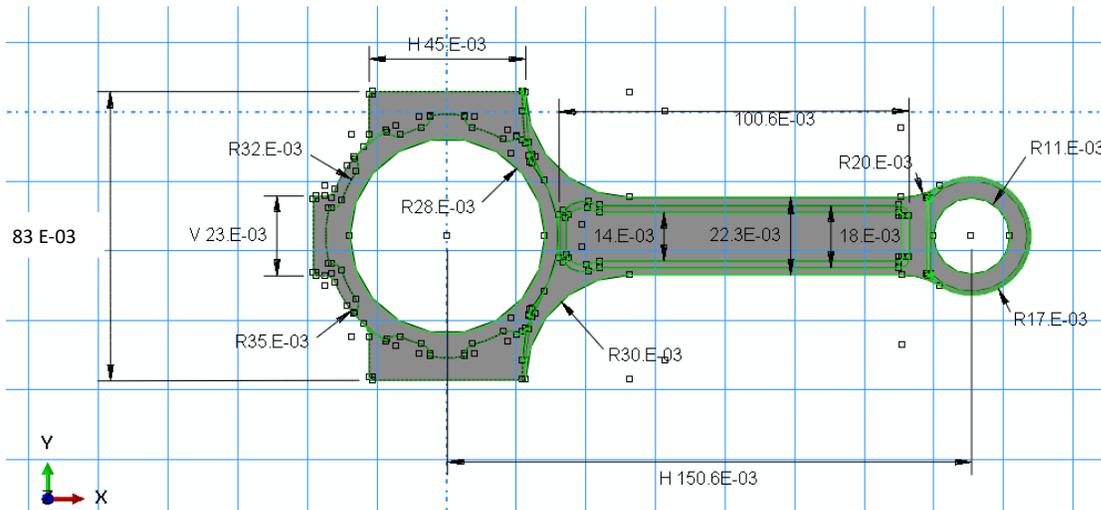
**Figura 3.1 Biela automóvil**

En la figura 3.1 se observan dos barrenos que son maquinados, los cuales son perpendiculares al movimiento de los dados por lo que no pueden ser creados mediante este proceso (Figura 3.2).

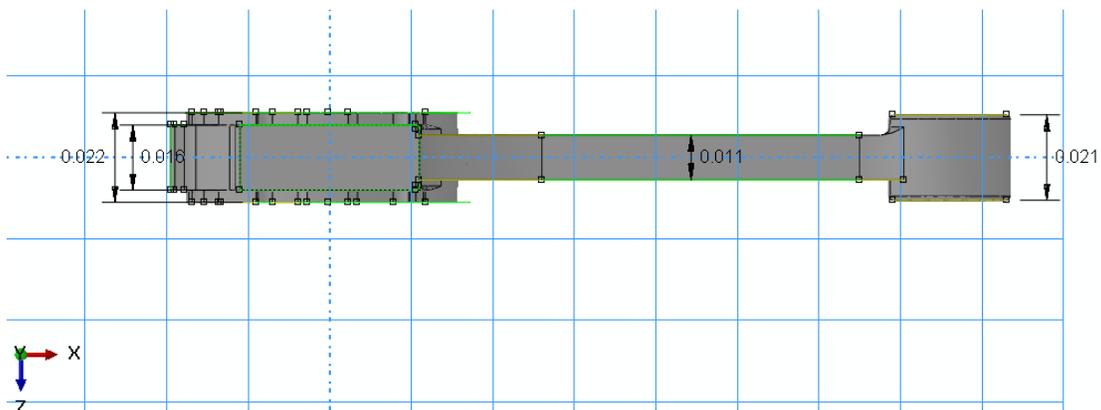


**Figura 3.2 Biela sin barrenos**

A partir de las dimensiones de la pieza terminada se establecieron las tolerancias (Figuras 3.3 y 3.4).



**Figura 3.3 Dimensiones biela vista superior (Unidades m)**



**Figura 3.4 Dimensiones biela vista lateral (Unidades m)**

### 3.2 Diseño estampa final

Para el diseño de la estampa el primer paso fue posicionar la línea de partición, que es la superficie de separación entre el dado inferior y el superior y que en este caso es simple dada la simetría de la pieza a lo largo de la dirección z en la figura 3.4. Para la obtención del sobre espesor existen diferentes formas para determinarlo, aquí se presentan las más comunes y en función de los resultados se determinó el o los valores para el caso particular de la biela.

La recomendación general es de 1.5 mm y para el caso en específico de estampa profunda 3mm para cada superficie. Ahora, si lo que se considera como dato de partida es la superficie de la sección transversal en la línea de partición, que para la pieza en estudio es de 52.4 cm<sup>2</sup>, ya sea para aluminio o para acero, la recomendación está en el rango de 0.5 a 1.5 mm según la Tabla 1.5 (Bralla, 1998).

Un método alternativo a lo presentado en el párrafo anterior es el sobredimensionamiento propuesto por la Asociación de Industrias de Forja (FIA, 2022), donde, para explicarlo, se tomará como ejemplo la dimensión del diámetro exterior del pie de biela que es de 34 mm.

Primero, se multiplica la dimensión por el valor de la tolerancia largo/ancho de  $\pm 0.003$  que incluye contracción y deformaciones, de donde se obtiene  $\pm 0.102$  mm. Posteriormente, se determina la tolerancia asociada al desgaste que se obtiene de multiplicar la dimensión máxima de la pieza, que en este caso es 206.1 mm, por 0.005 que es el valor que le corresponde por ser menor a 750 mm y por tratarse de un acero al carbono según la Tabla 1.6 (FIA, 2022), lo que da como resultado 1.03 mm. Después, considerando que se trata de una superficie externa se toma como una tolerancia positiva. Al sumarse las dos cantidades determinadas, se obtuvo +1.132 mm para la tolerancia positiva, mientras que para la negativa solo queda el -0.102, redondeando al siguiente decimal la dimensión quedaría en 34 +1.2 mm -0.2 mm. Pero dado que la tolerancia mínima reportable es  $\pm 0.8$  mm, por lo tanto, se tiene finalmente 34 +1.2 -0.8 mm. Este mismo procedimiento se aplicó a todas las dimensiones para establecer el sobredimensionamiento.

Cabe mencionar que esta misma metodología se puede desarrollar para una biela de aluminio, la única diferencia es el factor de desgaste que sería de 0.004 según la Tabla 1.6 (FIA, 2022).

La segunda dimensión de la tabla 3.1 es un ejemplo con una medida interna (22 mm), por lo que se siguió el mismo procedimiento, pero en este caso la suma de ambas tolerancias se da únicamente para el signo negativo.

Los resultados obtenidos del procedimiento propuesto por la FIA son los que se tomaron, dado que son más específicos para cada región y que además quedan dentro del rango entre 0.5 y 1.5 mm que son los valores extremos determinados y recomendados mediante la otra metodología. Para el caso del acero los resultados dan dentro de un rango entre 1.1-1.4 mm, mientras que para el aluminio entre 0.9-1.2 mm, es decir para este último caso se tienen tolerancias más cerradas.

**Tabla 3.1 Dimensiones y sus tolerancias para una biela de acero al carbono (vista superior)**

Dimensión sin tolerancia [mm]	Tolerancias [mm]	Región
34	+1.2 -0.8	D ext. PB
22	+0.8 -1.1	D int. PB
40	+0.8 -1.2	D transic. PB-CP
22.3	+1.1 -0.8	A <sub>1</sub> CP
13.5	+0.8 -1.1	A <sub>2</sub> CP
17.5	+0.8 -1.1	A <sub>3</sub> CP
100.6	+0.8 -1.4	L <sub>1</sub> CP
96.6	+0.8 -1.4	L <sub>2</sub> CP
60	+0.8 -1.3	D transic. CP-CB
82.5	+1.3 -0.8	A CB
56	+0.8 -1.2	D int. CB
64	+1.3 -0.8	D <sub>1</sub> ext. CB
70	+1.3 -0.8	D <sub>2</sub> ext. CB
45	+1.2 -0.8	L CB
23	+1.1 -0.8	A sup. CB
77.2	+1.3 -0.8	D <sub>3</sub> ext. CB

PB- pie de biela, CP- cuerpo biela, CB- cabeza de biela, D- diámetro, A- ancho, L- largo

Para las tolerancias a lo largo de la profundidad de la pieza se toman las que se conocen como de cerrado del dado. Se tiene un área transversal en la línea de partición de 52.4 cm<sup>2</sup> y considerando un acero al carbono, de la tabla 1.7 (FIA, 2022) se obtiene un valor de 1.1 mm. Cabe aclarar que, si para la sección transversal se considerara el cambio del área tomando en cuenta las tolerancias obtenidas previamente, el resultado se mantendría en 1.1 mm, mismo resultado si se tratara de una biela de aluminio.

Para las tolerancias en dirección perpendicular a la superficie de partición conocidas como tolerancias de extremidades, su resultado se suma a la tolerancia de cerrado de dado. Para explicar el procedimiento, se tomó como ejemplo la primera dimensión de la Tabla 3.2, donde el 21 se multiplica por 0.005, lo que resulta en 0.105, al sumarla a la de cerrado de dado se obtiene la tolerancia de +1.205 y llevándola al siguiente decimal se tiene +1.3 dado que siempre es una tolerancia positiva.

**Tabla 3.2 Dimensiones con sobredimensionamiento para biela de acero al carbono (vista lateral)**

Dimensión sin tolerancia [mm]	Tolerancia [mm]	Región
21	+1.3	PB
11	+1.2	CP
3	+1.2	A CP
22	+1.3	H <sub>1</sub> CB
16	+1.2	H <sub>2</sub> CB

PB- pie de biela, CP- cuerpo biela, CB- cabeza de biela, H- altura, A- alma

Para las regiones de tolerancias cerradas que posteriormente deben ser maquinadas, como los diámetros internos del pie y de la cabeza de biela. Según la tabla 1.9 (FIA, 2022) y el rango donde se encuentra la longitud más grande de la pieza (206.1 mm), se tendría que utilizar un valor de 2.4 mm, pero dada la cercanía con el rango anterior de la tabla y que este trabajo tiene como uno de sus objetivos conseguir una pieza con elevada exactitud que minimice los maquinados, se consideró la propuesta de 1.6 mm, por lo que los valores determinados previamente de 1.1 y 1.2 para los diámetros internos de pie y cabeza de la biela, se sustituirán por el 1.6 aquí obtenido.

Para las tolerancias de los radios observados en la figura es muy simple su determinación a la dimensión se le suma y resta la mitad de su valor (FIA, 2022). En el caso de ser un radio correspondiente a un ángulo externo se toma la dimensión menos la tolerancia, mientras que si se trata de un radio asociado a un ángulo interno se toma la dimensión más la tolerancia, de esta manera se deja mayor cantidad de material en la preforma.

**Tabla 3.3 Tolerancias para los radios de la biela**

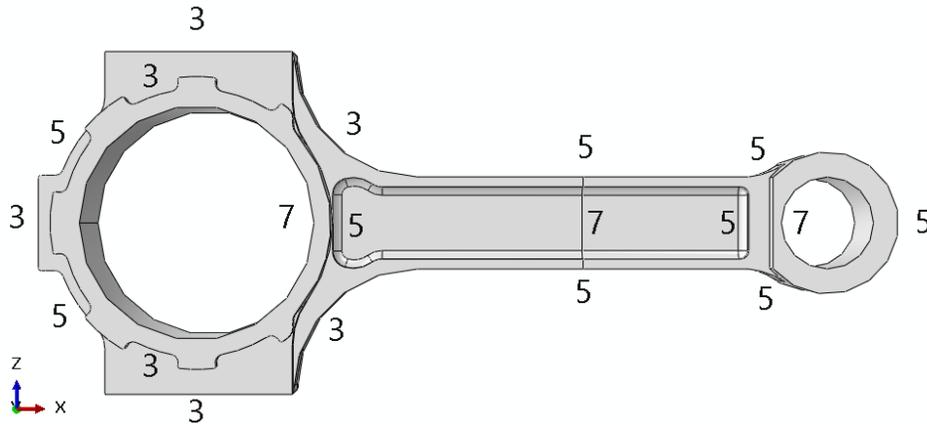
Dimensión sin tolerancia [mm]	Tolerancia [mm]	Región
0.5	±0.25	CB
1	±0.5	PB
2	±1	CP

**CB- cabeza de biela, PB-pie de biela, CP- cuerpo biela**

Para la determinación de los ángulos de salida se utilizó la tabla 1.10, utilizando la propuesta de del Río (1980) sumando 2° adicionales para salidas internas. Los ángulos típicos utilizados para acero están entre 3 y 7°, pero estos buscan disminuirse lo más posible. Se explicará el cálculo sólo para el diámetro interior y exterior del pie de la biela.

Considerando las dimensiones ya modificadas por las tolerancias para el diámetro interno del pie de biela se determinó una  $L=64.09$  mm que corresponde con el perímetro de esa región, una  $b=7.4$  mm que es el ancho y una  $H$  de 11.15 mm que es la mitad de la altura de la biela, de donde  $L/b= 8.66$  y  $H/b= 1.51$  por lo que se obtuvo un ángulo de 5°, pero dado que es una medida interna el resultado final es 7°.

Para el diámetro externo se determinó una  $L=110.58$  mm correspondiente con el perímetro de esa región, una  $b=7.4$  mm que es el ancho y una  $H$  de 11.15 mm que es la mitad de la altura de la biela, de donde  $L/b= 14.94$  y  $H/b= 1.51$  obteniendo un ángulo de 5°. Cabe mencionar que los ángulos resultantes sin considerar el sobredimensionamiento dieron los mismos valores en comparación con los que si consideran el sobredimensionamiento. Siguiendo la misma metodología se determinó el ángulo de salida para cada región de la biela (Figura 3.5).



**Figura 3.5 Ángulos de salida por región de la biela**

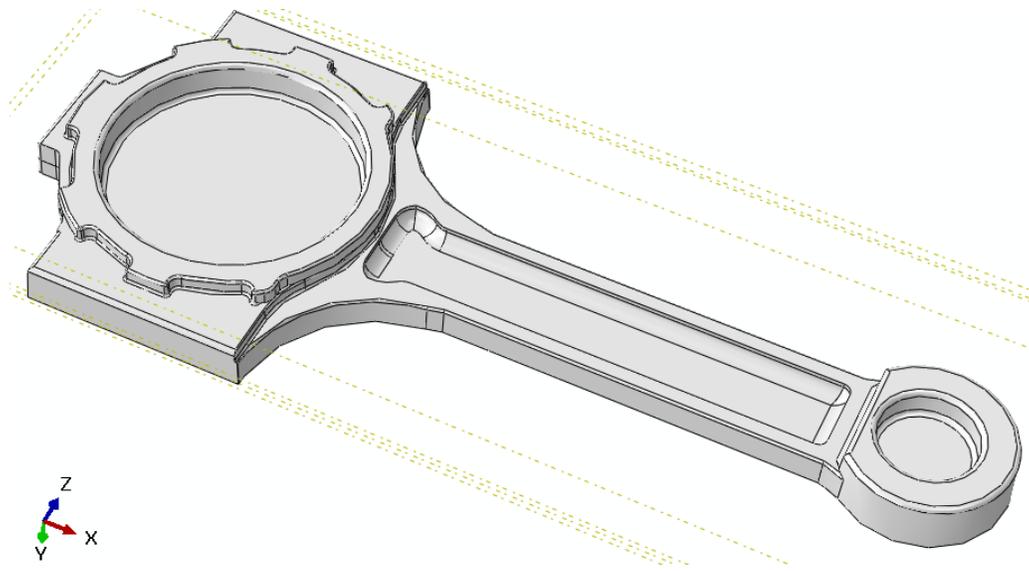
Por lo anterior, para los dos diámetros interiores de la biela se consideró un ángulo de salida de  $7^\circ$ , para las superficies internas del cuerpo de la biela se tomó el valor de  $7^\circ$  tomando en cuenta que para superficies internas el valor mínimo recomendado es igual a este valor y que tener el mismo ángulo en una región continua facilita la manufactura, mientras que en el caso de las superficies exteriores de la biela se considerarán  $3^\circ$  dado que es el ángulo mínimo recomendado para esta región y que finalmente se buscan minimizar los maquinados finales.

La pieza posee dos agujeros pasantes que normalmente no se pueden conseguir mediante forja, sin embargo, se pueden trabajar como agujeros ciegos dado que en ambos casos el diámetro interior es mayor a 15 mm, por lo que debe determinarse el espesor del alma (Choi, 1995).

Mediante la figura 1.24 (Chamouard, 1964) y la relación  $h/l$  tanto para la cavidad de la cabeza y pie de la biela se tiene: Para la primera una relación  $h/l = 0.214$  ( $h = 11.65$  mm y  $l = 54.4$  mm) y para la segunda  $h/l = 0.547$  ( $h = 11.15$  mm y  $l = 20.4$  mm), utilizando las curvas de 0.2 y 0.5 respectivamente, por lo que el espesor del alma propuesta para la cabeza de la biela queda en 4.2 mm y de 5mm para el pie. De nuevo, cabe mencionar que, al considerar las dimensiones sin tolerancias, los valores resultantes para las almas de cada región no se modifican.

Finalmente, para la obtención de la pieza final forjable falta determinar los radios de las aristas para facilitar el flujo de material durante el forjado. Se tomará el ejemplo del pie de biela, donde se utiliza la figura 1.28, para lo cual se calcula  $k=1.17$  y  $d=7.4$ , lo que da como resultado un radio aproximado de 1 mm, el cual se aplicará en todas las aristas del pie de biela y a las aristas de la cabeza de la biela. Para el caso del cuerpo de la biela  $k=0.57$  y  $d=7$ , lo que da como resultado un radio aproximado de 0.5 mm, mismo valor obtenido para el  $D_1$  y  $D_2$  de la cabeza de la biela.

Redimensionando con todas las consideraciones antes descritas, a continuación, se presenta la mitad de la biela forjable (Figura 3.6).

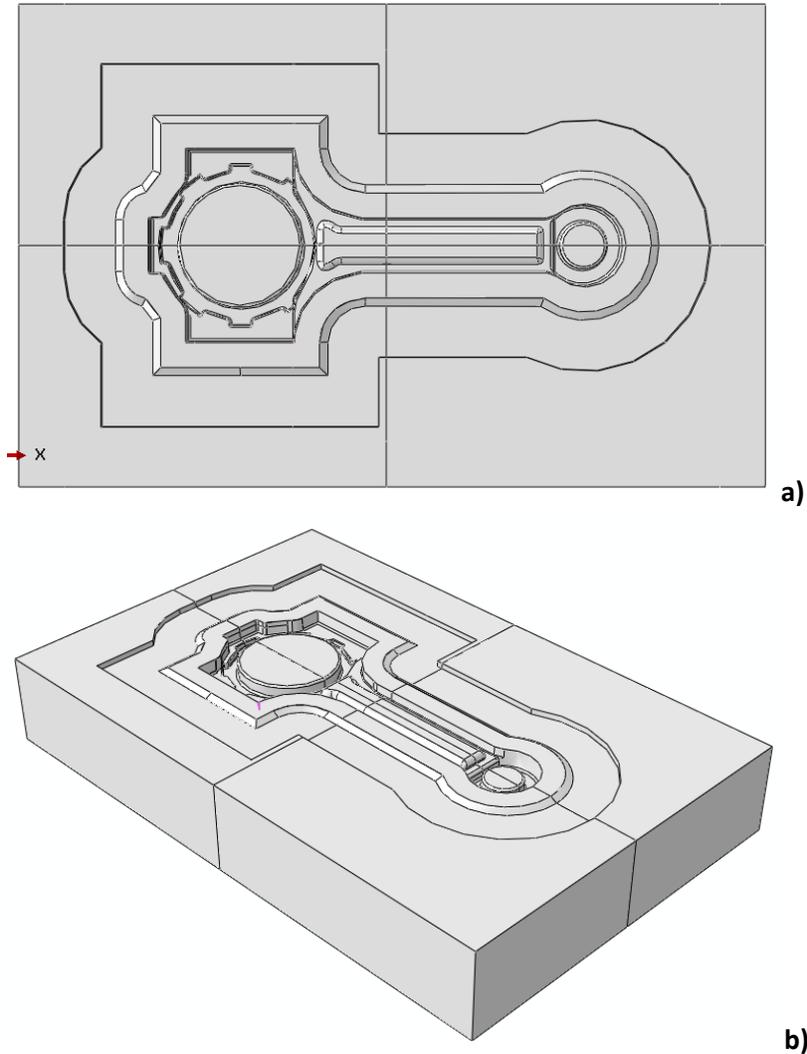


**Figura 3.6 Media simetría biela forjable**

### 3.3 Diseño del alojamiento de rebaba

Basado en la figura 1.32 y considerando que como objetivo final se buscó tener un desperdicio aproximado a un 10% del volumen de la pieza, con una tendencia hacia la forja de precisión, pero tomando en cuenta las recomendaciones hechas por otros autores presentados en el capítulo 1, donde se menciona que un buen resultado es un excedente menor al valor objetivo, lo cual también representa una preforma fácil de fabricar. Se consideró de inicio una relación  $\lambda/\epsilon=10$  y tomando en cuenta la tabla 1.16 (Tschaetsch, 2006), donde para el estampado de piezas complejas se recomienda un valor entre 9 y 12, entonces se reafirma la relación seleccionada. Ahora utilizando la ecuación 1.27 y considerando que el área proyectada de la pieza sin rebaba es  $52.4 \text{ cm}^2$ , entonces  $\epsilon = 1.08 \text{ mm}$  y  $\lambda = 10.8 \text{ mm}$ . Para las dimensiones del espacio para el alojamiento de rebaba, se consideran las ecuaciones presentadas en 1.26,  $e = 3.2 \text{ mm}$ , mientras que  $l = 25.9 \text{ mm}$  y  $\alpha \approx 30^\circ$ .

A partir de la pieza sobredimensionada mediante una operación de corte en el CAD se genera en un prisma rectangular la cavidad de la estampa y posteriormente se agrega el receptáculo de rebaba, la estampa final queda como se observa en la Figura 3.7.



**Figura 3.7 Estampa final para la biela, a) Vista superior, b) Isométrico**

### 3.4 Número de etapas

Basado en la figura 1.17 y observando la sección transversal H del cuerpo de la biela, teniendo una  $h=6.1$  mm y una  $b=3.52$  mm, entonces  $h= 1.7b$ , por lo que la complejidad de la geometría está mucho más cercana al caso II. Ahora si se hace lo mismo para el pie de biela con una  $h=11.15$  mm y una  $b=7.4$  mm, entonces  $h= 1.5b$ , cayendo también en el caso II y finalmente la cabeza de la biela con una  $h=11.65$  mm y una  $b=8.47$  mm, entonces  $h= 1.4b$ , por lo que la complejidad de la geometría cae en el mismo caso que los anteriores, teniendo que en todos los casos el resultado coincide en que se requiere una etapa de bloqueo previa a la estampa final.

Desde el punto de vista de la clasificación de Spies (1959) se cae en la clasificación del tercer grupo de piezas alargadas y una subclasificación entre pieza corta y de media longitud, lo cual corrobora que se requiere de por lo menos una preforma. Por otro lado, después de la revisión de trabajos presentada en el capítulo anterior, se observa que todos los autores, para el caso de modelado del proceso de fabricación de bielas, tienen uno o dos pasos intermedios, por lo que para este trabajo se considerará el diseño de una preforma.

### 3.5 Diseño preformas

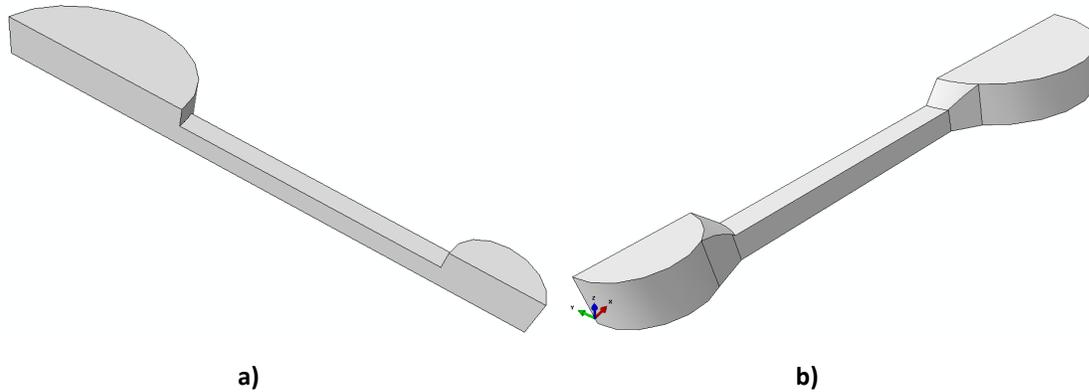
Un objetivo de este trabajo es la mejora en la propuesta de la geometría de la preforma por lo que se partió de una geometría simple (Figura 3.8) con un volumen igual al de la pieza final forjable media simetría ( $54.4 \text{ cm}^3$ ) más un 25% adicional ( $68 \text{ cm}^3$  aproximadamente) buscando que en un inicio se garantice el llenado y que después de la optimización se alcance un excedente menor al 10%.

En un inicio se dividió la pieza en tres regiones. Para la cabeza se requiere un volumen final de  $36.7 \text{ cm}^3$  y con un 25% adicional da un valor de  $45.8 \text{ cm}^3$ , lo que indica que el 67.4% del volumen total de la biela se encuentra en esta región, mientras que el volumen requerido para el cuerpo es de  $9.3 \text{ cm}^3$  y con su excedente es de  $11.6 \text{ cm}^3$  y por último para el caso del pie de biela su volumen es de  $8.5 \text{ cm}^3$  y con su excedente es de  $10.6 \text{ cm}^3$ .

Para la cabeza y pie de biela se considerará una altura uniforme 15% superior a la altura en la región más alta de la pieza final forjable que es de 11.65 mm, considerando 13.4 mm pensando en que el flujo sea preferentemente compresivo, eso provocó que la superficie para obtener el volumen requerido en la región de la cabeza de la biela fuera de aproximadamente  $34.2 \text{ cm}^2$ , donde se consideró una sección circular con un diámetro de 6.6 cm. Siguiendo la misma lógica para el pie de biela se tiene una superficie de  $8 \text{ cm}^2$  y en consecuencia un diámetro para la sección circular de 3.2 cm.

Para el cuerpo de la biela la altura máxima de la región es 6.1 mm por lo que para la preforma se consideraron 7 mm, siguiendo la lógica de lo aplicado a las otras dos regiones, la superficie rectangular fue de  $16.6 \text{ cm}^2$ , si una de las longitudes se fijó en 10 cm entonces la otra es de 1.66 cm aproximadamente.

Finalmente se propuso agregar chaflanes en cada cambio de sección para tener cambios más suaves entre regiones y favorecer el flujo. Obteniendo un volumen total de  $69.2 \text{ cm}^3$  y considerando solo un cuarto simetría como en el resto del modelo (Figura 3.8).



**Figura 3.8 Cuarto de simetría preforma 1 a) preforma 1 sin chaflanes y b) preforma 1 propuesta final.**

### 3.6 Parámetros del modelo numérico

Se decidió modelar en todos los casos el proceso como un modelo CEL (Coupled Eulerian Lagrangian), dadas las ventajas que representa en comparación con uno netamente Lagrangiano donde el control de distorsión de la malla representa dificultades adicionales, dada la cantidad de remallados que se requieren para que la distorsión de la malla no afecte los resultados numéricos.

El análisis CEL establece una malla o dominio estacionario por el cual el material que se definirá puede fluir, este material adopta las condiciones aplicadas en los nodos y elementos del dominio. Para definir el material se crean un conjunto de elementos y nodos mediante una partición y se asocian localmente las propiedades deseadas. Dentro de dicha partición se define un campo predefinido que usa fracciones del elemento que varían entre 0 y 1, si se requiere una condición inicial del material con una forma definida entonces la definición del campo se hace con una parte de referencia para establecer la intersección con el dominio y generar un campo discreto que tendrá una distribución de fracciones que coincida con la pieza usada (Simulia, 2010).

El primer análisis buscó la disminución de la rebaba a partir de la geometría de la preforma, considerando un modelo mecánico isotérmico analizado a la temperatura de forjado. La herramienta se definió como discretamente rígida, mientras que las preformas se analizaron para dos distintos materiales como se planteó desde un inicio en este trabajo. El primero es un acero con 0.35% de carbono que sirvió para validar el modelo y para lograr la optimización de la rebaba a partir de la geometría de la preforma y el segundo es un MMC-Al reforzado con un 20% de alúmina, que es el material objetivo de análisis en este trabajo y que se presenta en el capítulo 4.

Adicionalmente dado que es un modelo Euleriano se crea una región conocida como dominio que abarca la preforma y toda región aledaña hasta donde el material pueda fluir debido a la deformación plástica.

### 3.7 Análisis de resultados Acero 0.35%C

Presenta las propiedades siguientes en general se tiene densidad  $7870 \text{ kg/m}^3$ , módulo de Young  $150 \text{ GPa}$  a  $1000^\circ\text{C}$ , relación de Poisson  $0.29$  (Matweb, 2022).

Para la parte plástica se utilizaron únicamente los datos enmarcados en azul en la tabla 3.4, para aquellos modelos únicamente enfocados en la optimización de preforma y validación del modelo (Datos extraídos de las curvas reportadas por Messner et al., 2002).

Se consideró un paso dinámico explícito y el tiempo seleccionado fue de  $0.051 \text{ s}$ , esto en función de la velocidad considerada para el dado superior que fue de  $254 \text{ mm/s}$ , que además se encuentra dentro del rango reportado en la Tabla 1.2 para prensas mecánicas (Zhao et al., 2002).

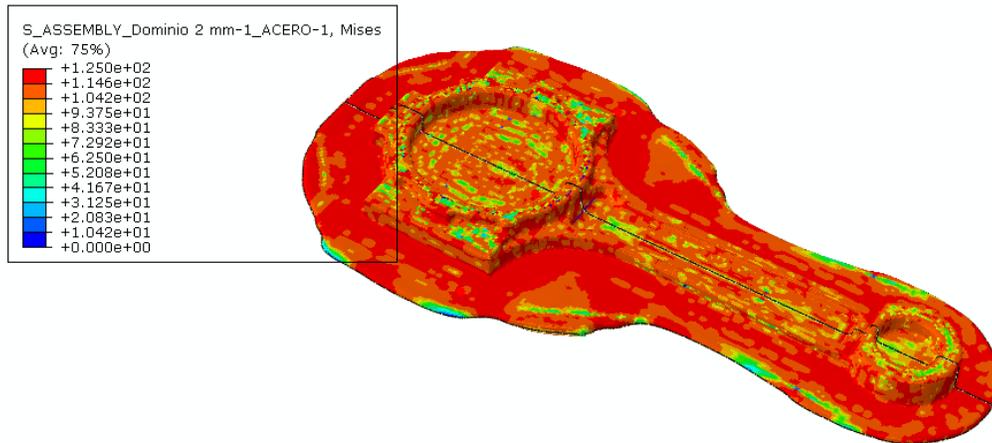
Para la interacción se consideró un coeficiente de fricción constante de  $0.3$  (Grass et al., 2006).

**Tabla 3.4 Datos obtenidos de las curvas plásticas reportadas por Messner et al., 2002 (En azul se remarcan las propiedades utilizadas a una temperatura de  $1100^\circ\text{C}$  y una velocidad de deformación de  $20 \text{ 1/s}$ )**

T= $800^\circ\text{C}$	T= $900^\circ\text{C}$	T= $1100^\circ\text{C}$		
$\sigma$ [MPa]	$\sigma$ [MPa]	$\sigma$ [MPa]	$\epsilon$	$\dot{\epsilon}$ [1/s]
60	60		0	0.5
130	120		0.1	0.5
150	135		0.2	0.5
165	145		0.3	0.5
170	145		0.4	0.5
170	135		0.5	0.5
170	130		0.6	0.5
170	130		0.7	0.5
65	65	45	0	2
125	125	75	0.1	2
145	145	90	0.2	2
160	160	100	0.3	2
170	170	100	0.4	2
175	175	95	0.5	2
175	170	90	0.6	2
175	165	85	0.7	2
85	55	40	0	20
175	120	90	0.1	20
190	150	110	0.2	20
205	160	120	0.3	20
210	170	125	0.4	20
210	175	125	0.5	20
210	180	120	0.6	20
210	175	115	0.7	20

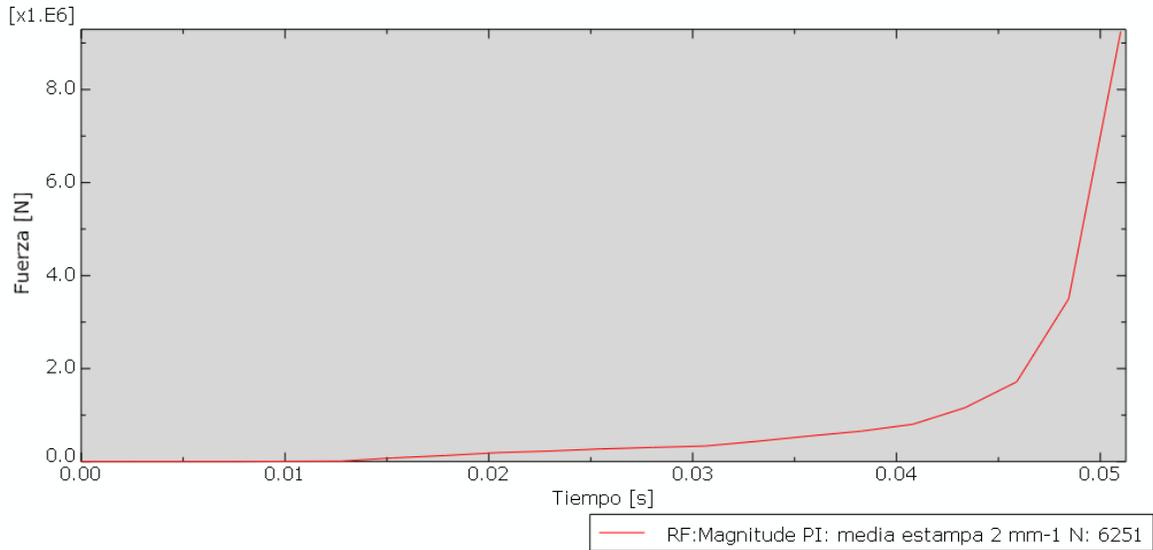
### 3.7.1 Análisis de resultados primera preforma

Para tener una referencia inicial sobre los resultados del modelo, se hizo el cálculo de la fuerza de forja para formas complejas con rebaba, mediante la ecuación de Dieter, para lo cual se seleccionó  $C_1=8$  (Dieter, 1988), posteriormente, se determinó el área proyectada incluyendo la rebaba. Si el área de la pieza (media simetría) sin rebaba es  $43.5 \text{ cm}^2$  y el área aproximada de la rebaba (media simetría) resultado de la primera simulación es de  $49.7 \text{ cm}^2$ , entonces el área que se consideró fue de  $93.2 \text{ cm}^2$  (Figura 3.9). Finalmente, considerando el esfuerzo como  $115 \text{ MPa}$  dado que es el esfuerzo reportado dentro de la tabla a las deformaciones mayores, se obtuvo  $F = 8 (9320 \text{ mm}^2) (115) = 8.57 \text{ MN}$ , que difiere de los  $9.25 \text{ MN}$  obtenidos como fuerza máxima en la simulación, ambos para media simetría.

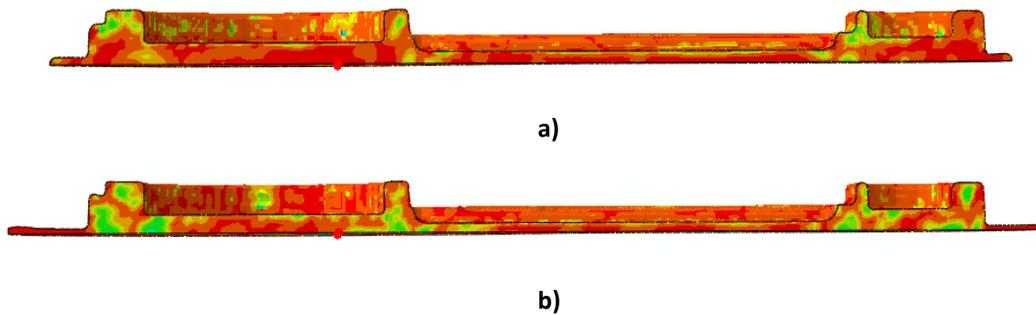


**Figura 3.9 Esfuerzos en la biela forjada con rebaba (preforma 1)**

La curva de fuerza presenta un comportamiento exponencial, se observa un incremento por un factor de aproximadamente 2.5 veces en el 5% final de la carrera (Figura 3.10). Esto podría explicarse a que en ese momento el mayor flujo se da en el receptáculo de rebaba, dado que la estampa solo ultima detalles en ese instante (Figura 3.11), por lo que en la optimización de la preforma al tener un excedente menor también podría esperarse un aumento menor en la fuerza en la etapa final.

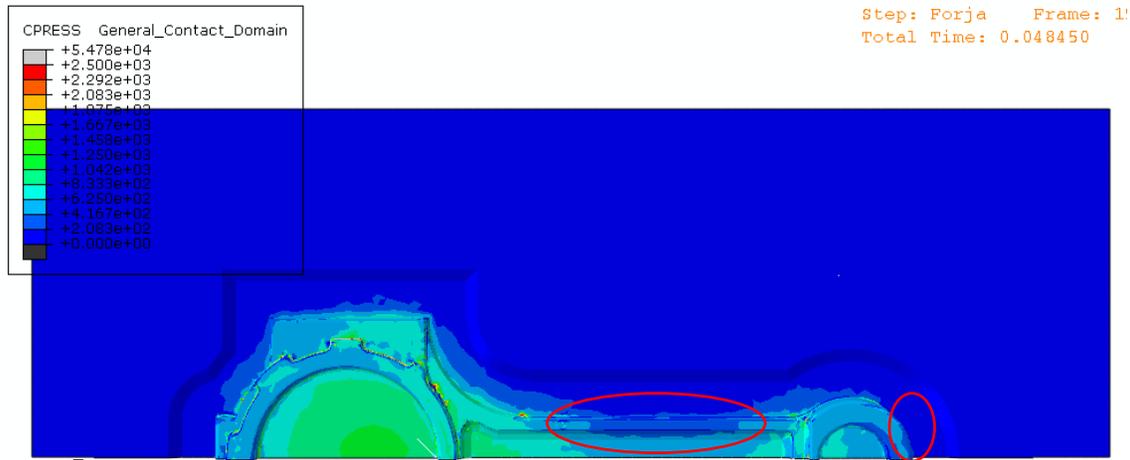


**Figura 3.10 Fuerza de reacción en el dado vs tiempo para la primer preforma**

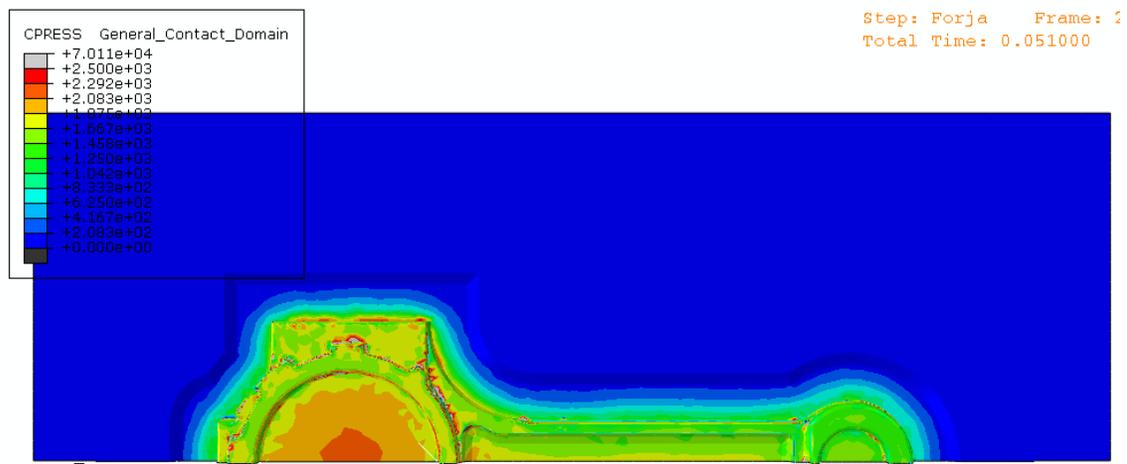


**Figura 3.11 Geometría transversal de la biela forjada a) 95% de la carrera, b) 100% de la carrera**

Utilizando como variable adicional la presión de contacto sobre la estampa para observar con mayor claridad y de una forma objetiva las superficies donde el material tiene contacto con la herramienta (Figura 3.12), se observa que a un 95% de la carrera prácticamente toda la estampa de la biela ya tiene contacto con el material, notando las presiones más bajas en la parte externa del cuerpo de la biela y en la parte final del pie de biela (zona señalada Figura 3.12 a), pero denotando que ya hay contacto en toda la estampa. En la figura 3.12 b, es evidente ya el contacto en todas las cavidades de la estampa.



a)

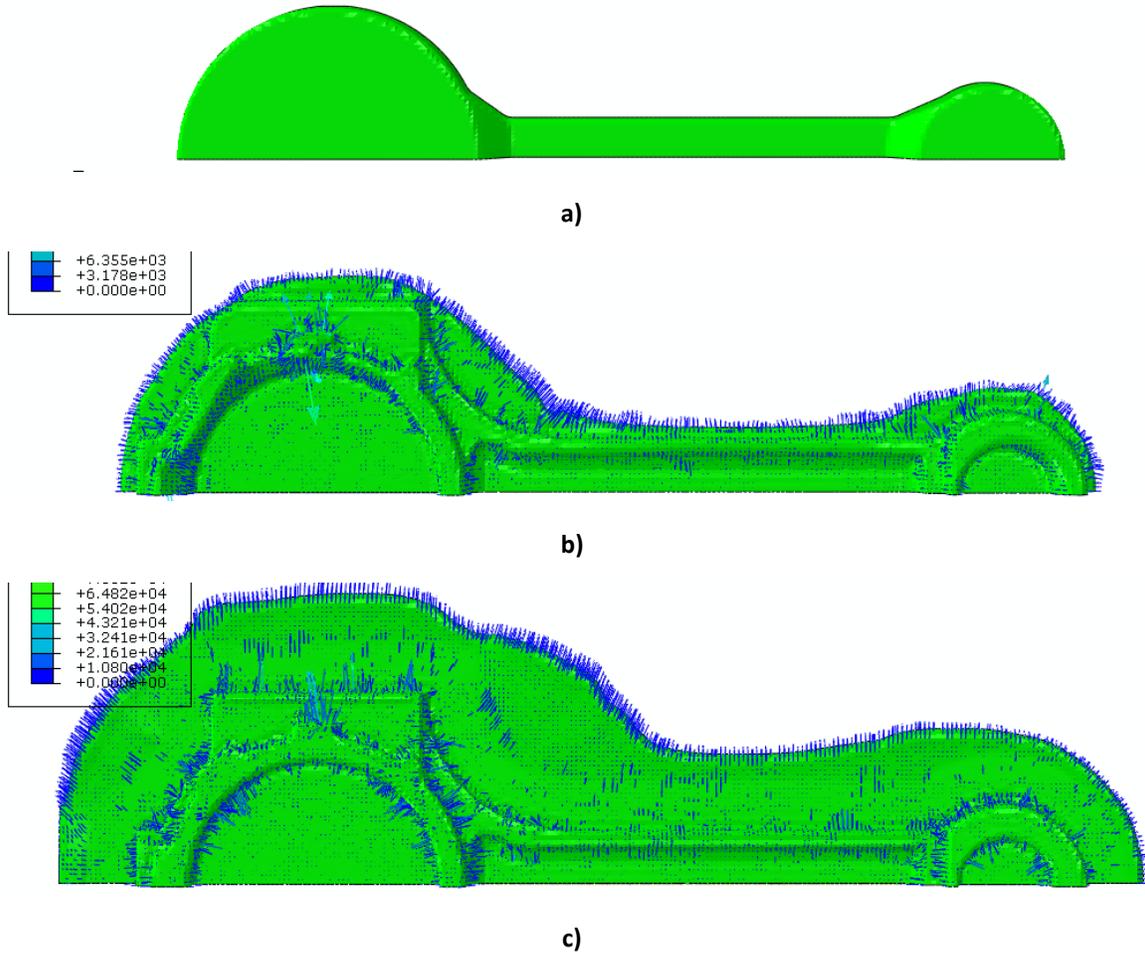


b)

Figura 3.12 Presión de contacto en el dado a) 95% de la carrera, b) 100% de la carrera

### 3.7.2 Diseño preforma 2

Después de los resultados obtenidos con la preforma 1, se plantea una segunda preforma intentando disminuir la rebaba a aproximadamente un 10% del volumen de la pieza, siguiendo una metodología similar a la planteada para la generación de la primer preforma, esto debido a que el flujo observado fue radial en cabeza y pie de biela y lateral en la zona del cuerpo, como se observa en la figura 3.13, lo que dio como resultado una longitud muy similar de rebaba alrededor de la pieza por lo que una disminución proporcional para cada región es una buena alternativa.



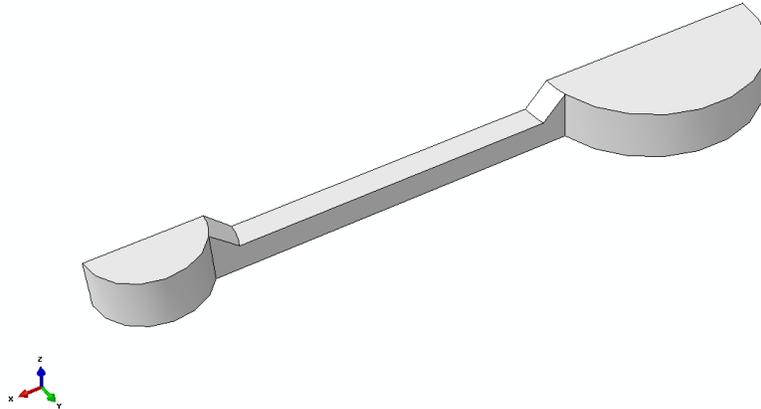
**Figura 3.13 Flujo de material en la preforma 1 a) Al inicio, b) Al 90% de la carrera y c) Condición final**

Considerando que el volumen de la mitad de la pieza final es  $54.4 \text{ cm}^3$  más un 10% adicional se tiene un volumen de  $59.8 \text{ cm}^3$  aproximadamente. Para la cabeza se requiere un volumen final de  $36.7 \text{ cm}^3$  y con un 10% adicional da un valor de  $40.4 \text{ cm}^3$ , mientras que para el cuerpo el volumen requerido es de  $9.3 \text{ cm}^3$  y con su excedente es de  $10.2 \text{ cm}^3$  y por último para el caso del pie de biela su volumen es de  $8.5 \text{ cm}^3$  y con su excedente es de  $9.4 \text{ cm}^3$ .

Para las tres regiones se mantuvieron las alturas de la preforma 1, para la cabeza y pie de biela de 13.4 mm. Eso provocó que la superficie para obtener el volumen requerido en la región de la cabeza fuera de aproximadamente  $30.1 \text{ cm}^2$ , considerando una sección circular con diámetro de 6.2 cm. Siguiendo la misma lógica para el pie de biela se obtuvo una superficie de  $7 \text{ cm}^2$  y en consecuencia un diámetro para la sección circular de 3 cm.

Para el cuerpo de la biela la altura fue de 7 mm al igual que para la preforma 1, si se tiene una superficie rectangular fue de  $14.6 \text{ cm}^2$  y una de las longitudes se fijó en 10 cm, entonces la otra es de 1.46 cm aproximadamente.

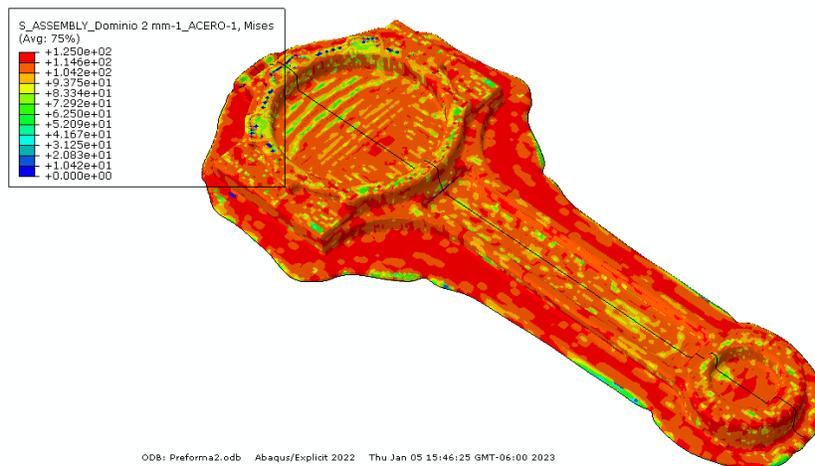
Finalmente, se proponen agregar chaflanes en cada cambio de sección para tener cambios más suaves entre regiones y favorecer el flujo, pero eliminando los chaflanes laterales de la preforma 1, dado que esas regiones en la simulación anterior mostraron el mayor excedente de material. Finalmente se tuvo un volumen total de la media simetría de  $60.3 \text{ cm}^3$ .



**Figura 3.14 Media simetría preforma 2**

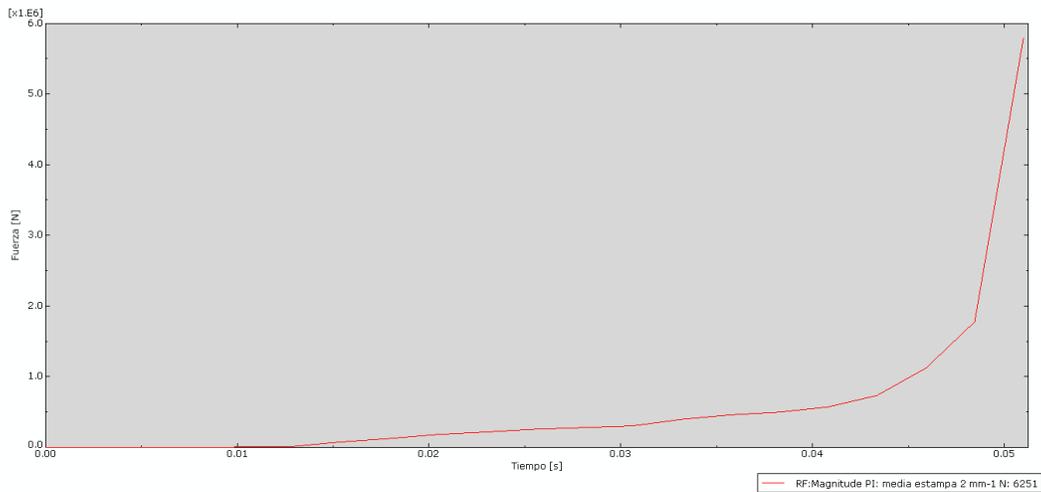
### 3.7.3 Análisis de resultados segunda preforma

De nuevo se hizo el cálculo de la fuerza de forja, modificando únicamente el área proyectada incluyendo la rebaba de media simetría. Si el área de media simetría de la pieza sin rebaba es  $43.5 \text{ cm}^2$  y el área aproximada de la rebaba de media simetría resultado de la segunda simulación fue de  $23.7 \text{ cm}^2$ , entonces el área considerada fue de  $67.2 \text{ cm}^2$  (Figura 3.15). Por lo tanto,  $F = 8 (6720 \text{ mm}^2) (115) = 6.18 \text{ MN}$ , que difiere en menor medida de los  $5.8 \text{ MN}$  obtenidos como fuerza máxima en la simulación para la preforma 2.



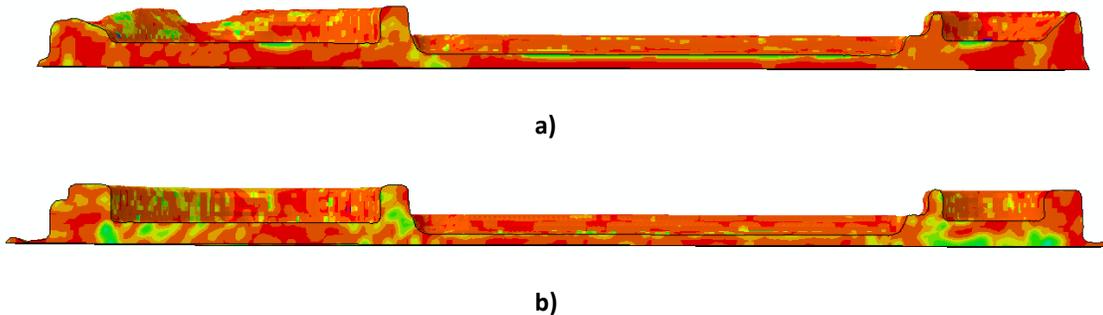
**Figura 3.15 Esfuerzos en la biela forjada con rebaba (preforma 2)**

El comportamiento de la fuerza sigue siendo exponencial (Figura 3.16).



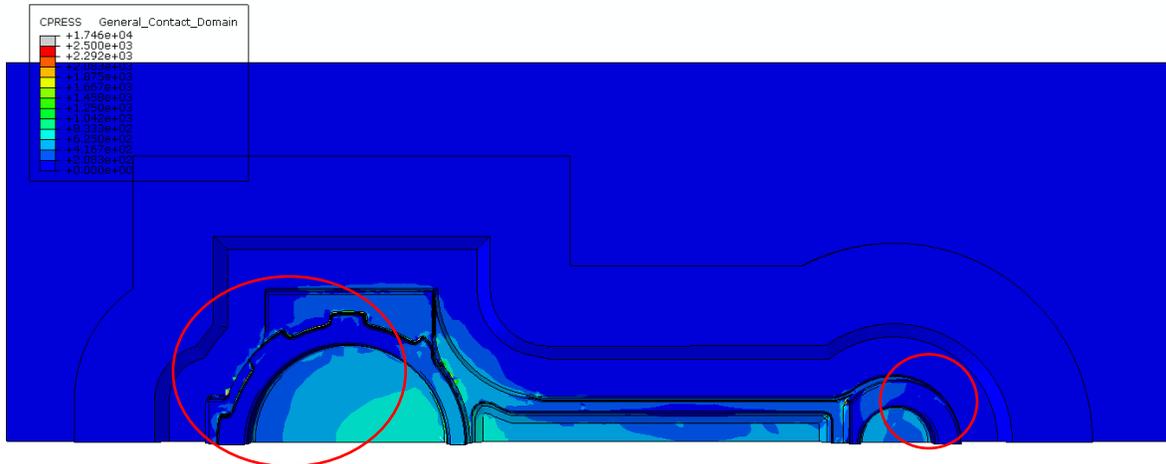
**Figura 3.16** Fuerza de reacción en el dado vs tiempo para la segunda preforma

A diferencia de la primer preforma donde al 95% de la carrera la estampa se encontraba completamente llena, en este caso se observa que tanto en la cabeza como en el pie de biela existen regiones aun sin llenar (Figura 3.17a). Esto se corrobora en la presión de contacto (zonas remarcadas figura 3.18 a) donde faltan por llenar más de la mitad de las zonas más altas de la cabeza y del pie de biela, que están en tono azul rey como el resto de las regiones con las que no hay contacto con la preforma.

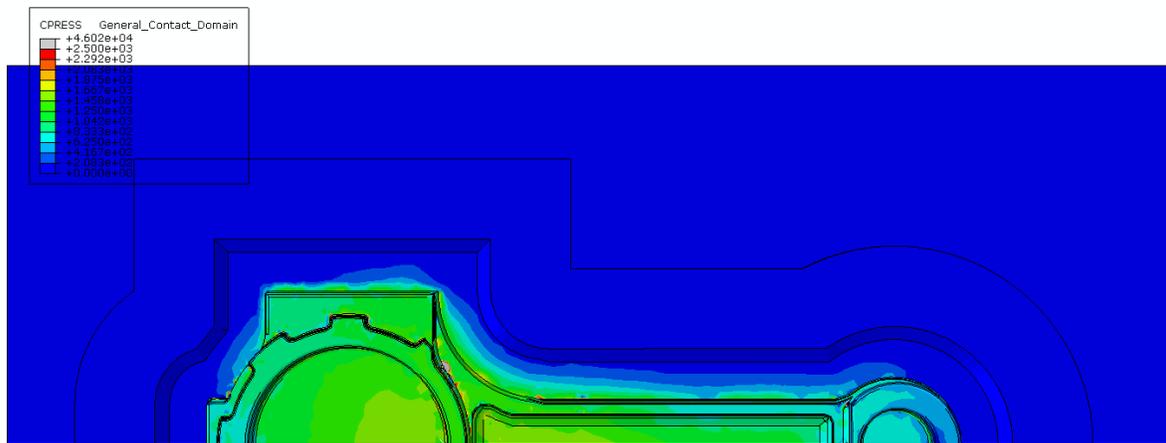


**Figura 3.17** Geometría transversal de la biela forjada (preforma 2) a) 95% de la carrera, b) 100% de la carrera

Finalmente, para el 100% de la carrera se observa el llenado total de la pieza, pero en la presión de contacto se observa que este se da con dificultad en la zona del pie de biela por lo que se propuso aumentar el volumen para garantizar el llenado.



a)



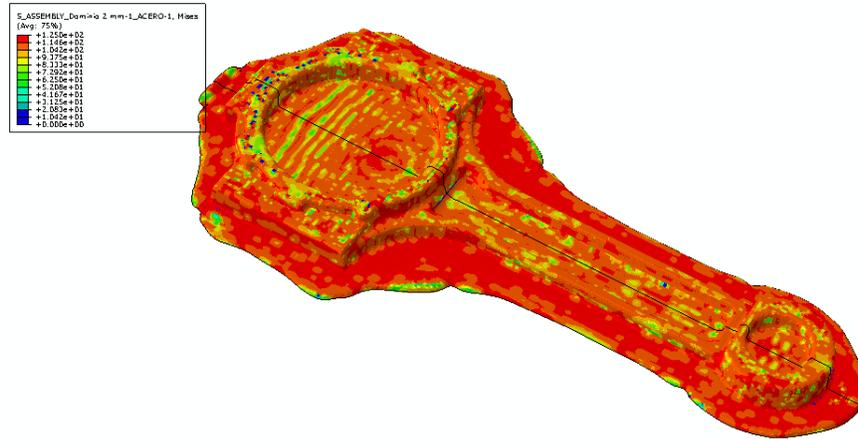
b)

**Figura 3.18 Presión de contacto en el dado para la preforma 2 a) 95% de la carrera, b) 100% de la carrera**

### 3.7.4 Análisis de resultados tercer preforma

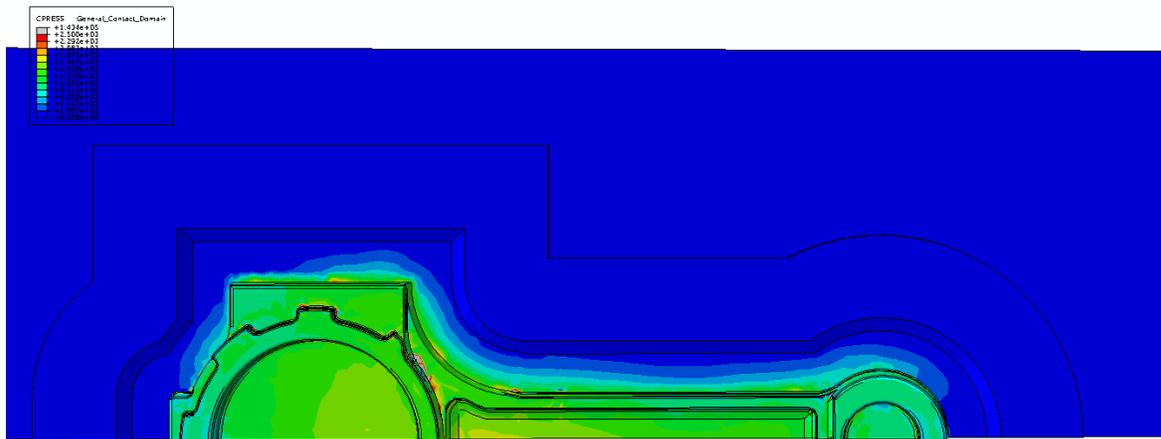
Buscando tener un llenado garantizado de la estampa, se respetó la geometría de la preforma 2 y solo se aumentó el diámetro de la zona circular en la región de la cabeza de la biela a 6.25 cm y a un diámetro en la zona del pie de biela de 3.1 cm, manteniendo el cuerpo con las dimensiones de la preforma 2.

Calculando la fuerza de forja mediante la ecuación de Dieter (1988), modificando el área proyectada incluyendo la rebaba de media simetría. Si el área de la pieza sin rebaba es  $43.5 \text{ cm}^2$  y el área aproximada de la rebaba de media simetría resultado de la tercera simulación fue de  $28.9 \text{ cm}^2$ , entonces el área considerada fue de  $72.4 \text{ cm}^2$  (Figura 3.19), por lo que  $F = 6.66 \text{ MN}$ , que es muy cercano a los 6.5 MN obtenidos como fuerza máxima en la simulación para media simetría de la preforma 3.



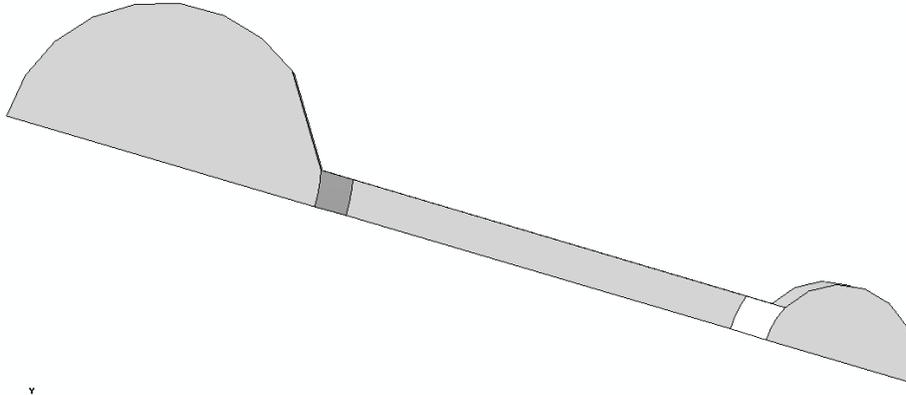
**Figura 3.19 Esfuerzos en la biela forjada con rebaba (preforma 3)**

Al igual que en la segunda preforma, al 95% de la carrera se observa que tanto en la cabeza como en el pie de biela existen regiones aun sin llenar. Pero al 100% de la carrera se observa la estampa completa y eso se corrobora en la presión de contacto (Figura 3.20) donde además se observa una presión más homogénea en toda la estampa. Por lo anterior, con esta tercer preforma se garantiza el llenado sin un aumento significativo en el volumen y la fuerza obtenida (Tabla 3.5).



**Figura 3.20 Presión de contacto en el dado a 100% de la carrera para la preforma 3**

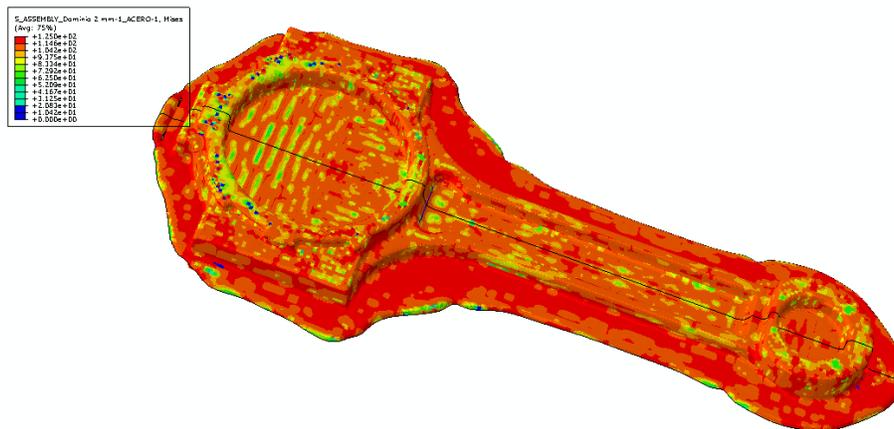
Posteriormente, se hace otra propuesta buscando disminuir el porcentaje de volumen de rebaba enfocándose en el cambio de sección entre la cabeza y cuerpo de la biela donde la cantidad de rebaba ha sido mayor en los tres modelos anteriores. Para este fin, se toma la preforma 3 y se le hace un corte que disminuye su volumen en  $0.7 \text{ cm}^3$  (Figura 3.21).



**Figura 3.21 Media simetría preforma 4**

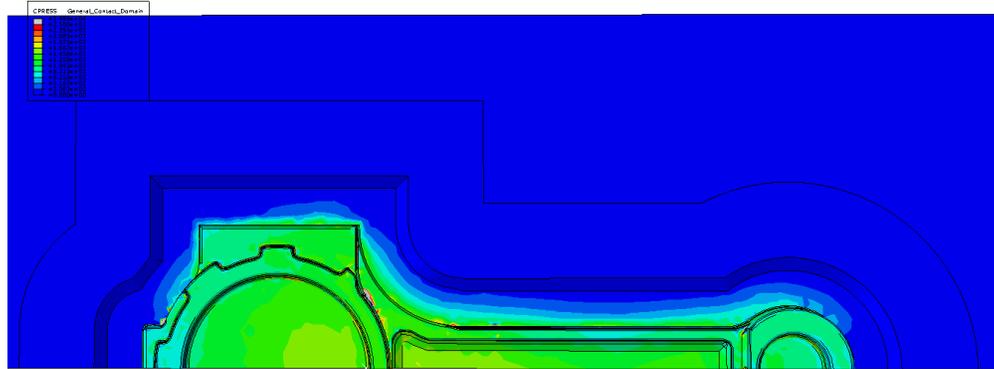
### 3.7.5 Análisis de resultados cuarta preforma

Calculando la fuerza de forja, modificando el área proyectada incluyendo la rebaba de media simetría. Si el área de la pieza sin rebaba es  $43.5 \text{ cm}^2$  y el área aproximada de la rebaba resultado de la tercera simulación fue de  $25.1 \text{ cm}^2$ , entonces el área considerada fue de  $68.6 \text{ cm}^2$  (Figura 3.22), por lo que  $F = 6.31 \text{ MN}$ , muy similar a los  $6.1 \text{ MN}$  obtenidos como fuerza máxima en la simulación para media simetría.



**Figura 3.22 Esfuerzos en la biela forjada con rebaba (preforma 4)**

Al 95% de la carrera en la cabeza y pie de biela se observan regiones sin llenar como para las dos preformas anteriores, pero al 100% la estampa se completa, corroborándolo con la presión de contacto y teniendo una presión de contacto homogénea en toda la estampa (Figura 3.23).



**Figura 3.23 Presión de contacto en el dado a 100% de la carrera para la preforma 4**

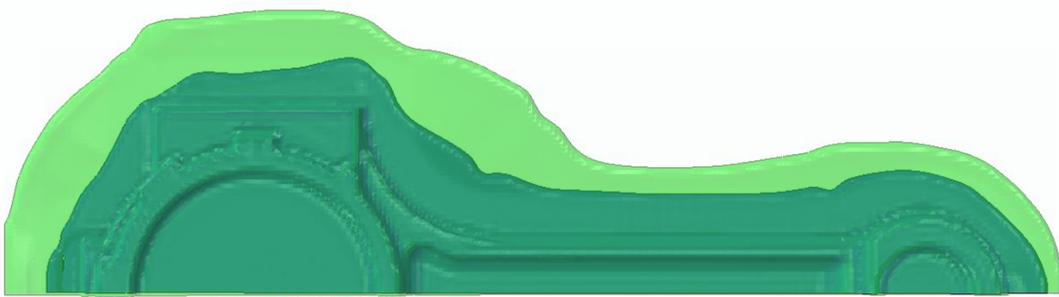
### 3.7.6 Análisis comparativo de resultados

El análisis de las preformas se resume en la Tabla 3.5, presentando un comparativo entre las fuerzas obtenidas de manera numérica y las obtenidas mediante ecuaciones simples. En la figura 3.24 se sobreponen las vistas superiores para la preforma 1 y para la 4 donde se hace evidente la diferencia en la rebaba. Esta última preforma es la que garantiza el llenado y disminuye la fuerza respecto a la primera en aproximadamente 34% y el volumen de rebaba en un 56%.

**Tabla 3.5 Resultados para las distintas preformas**

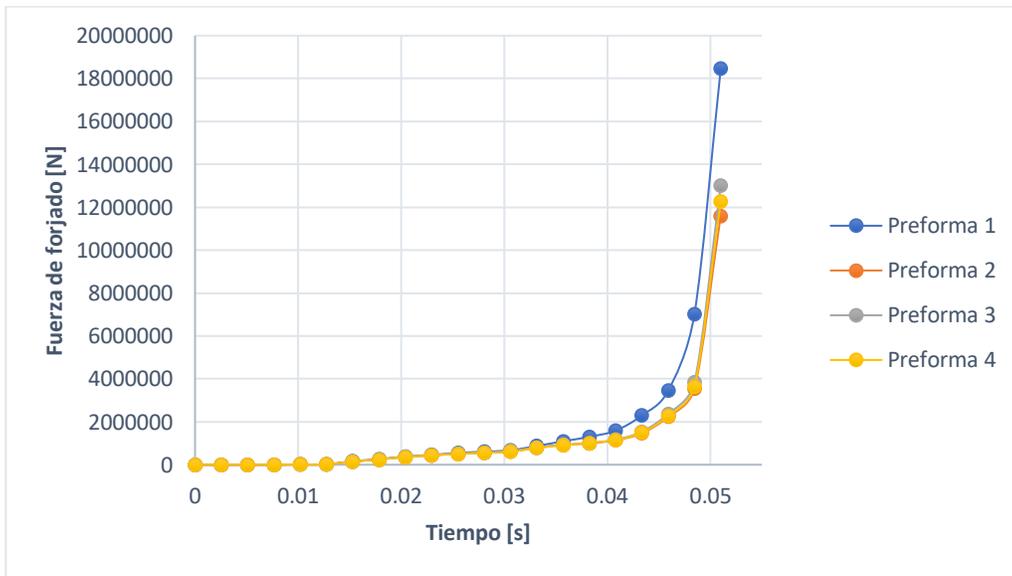
Preforma	Volumen preforma media simetría [cm <sup>3</sup> ]	Porcentaje de volumen de rebaba [%]	Fmax (Abaqus) [MN]	Fmax (Ec. empírica) [MN]	% Error	Llenado
1	69.2	27.2	18.5	17.15	7.87	Sobrado
2	60.3	10.8	11.6	12.36	6.15	Justo
3	61.6	13.2	13	13.32	2.4	Correcto
4	60.9	11.9	12.2	12.62	3.33	Correcto

Cabe mencionar que las fuerzas presentadas en la tabla ya son las fuerzas de forjado sin simetrías y en todos los casos se encontró un error menor al 8% entre el cálculo numérico y el obtenido mediante ecuaciones analíticas. Este error es relativo ya que depende directamente del valor utilizado en la constante del modelo que oscila entre 8 y 12 para piezas complejas con rebaba. Pero sirve como referencia para establecer que el modelo está dando resultados en el orden de magnitud adecuado, teniendo claro que como trabajo a futuro debe compararse con resultados experimentales desarrollados bajo las mismas condiciones de modelado.



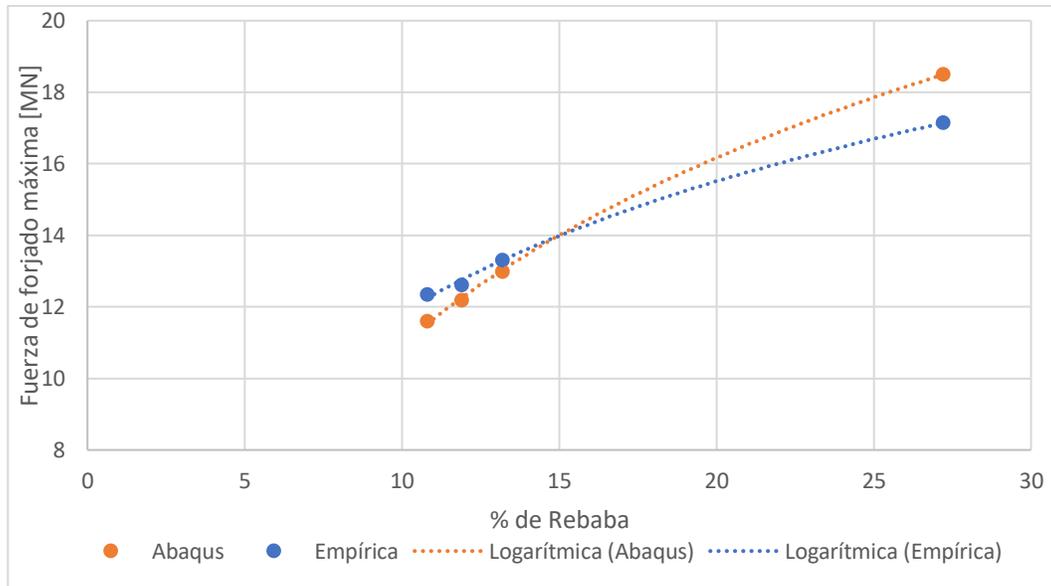
**Figura 3.24 Comparativo de rebaba**

Comparando las curvas de fuerza de forjado para cada preforma (Figura 3.25), se observa que el comportamiento es el mismo sobresaliendo el de la preforma 1 dado que es la que presenta valores más elevados, mientras que para los otros tres casos prácticamente se superponen a lo largo del tiempo, pero llegando a valores distintos al final del proceso.



**Figura 3.25 Fuerza de forjado [N] vs tiempo [s]**

Finalmente, ajustando el comportamiento de la fuerza máxima de forja [MN] vs el % de rebaba, se tiene un comportamiento logarítmico, con el cual se puede estimar la fuerza requerida si se sigue disminuyendo la cantidad de rebaba (Figura 3.26).

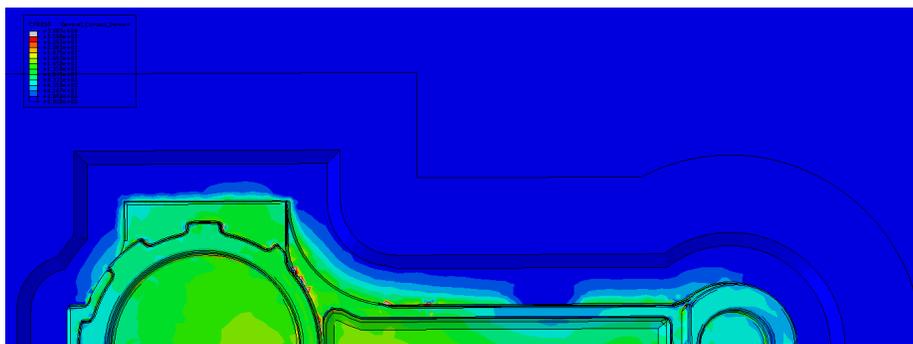


**Figura 3.26 Fuerza de forjado máxima [MN] vs % Rebaba**

Como un análisis adicional y buscando llevar el porcentaje de volumen de rebaba a menos de un 10% se realizó una propuesta más. Para la nueva propuesta se tomó como punto de partida la preforma cuatro, disminuyendo el ancho de la región rectangular de 7.3 a 7.1 mm y el diámetro de pie de biela de 3.1 a 3.02 mm.

### 3.7.7 Análisis de resultados quinta preforma

Se obtuvo una fuerza de forja en la simulación de 10.8 MN, es decir un 6.9 % menos que para la preforma 2, teniendo un volumen de preforma de 59.7 cm<sup>3</sup>, lo que representa un porcentaje de volumen de rebaba de 8.9%, es decir 8.2% menos que para la preforma 2, pero consiguiendo el llenado del dado, con una distribución de presiones de contacto menos homogénea que para la preforma 4, lo que indica dificultades para lograr el llenado en algunas regiones (Figura 3.27).

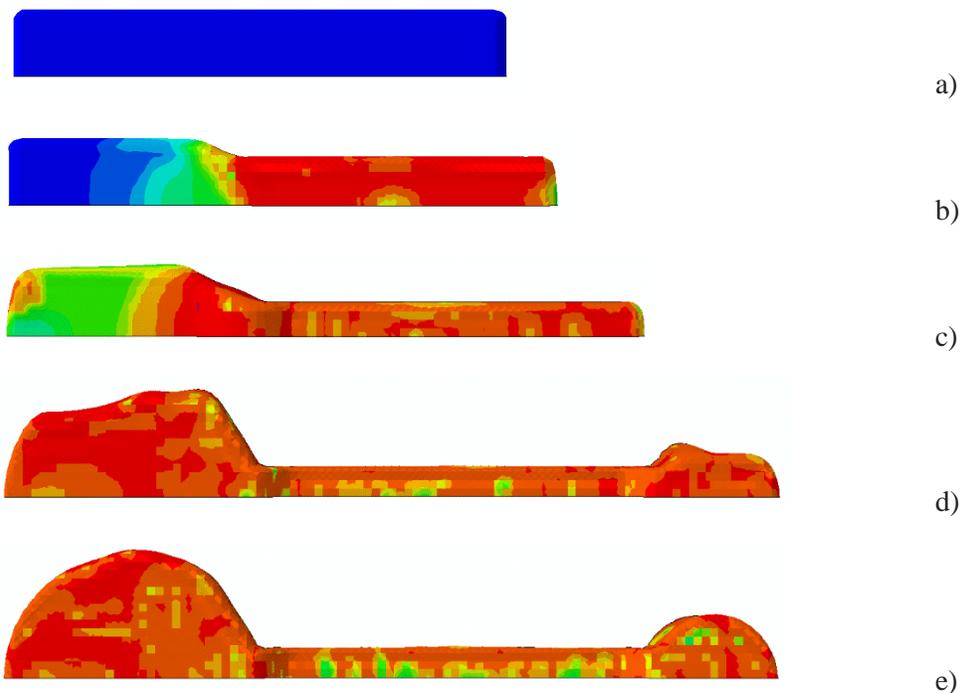


**Figura 3.27 Presión de contacto en el dado a 100% de la carrera para la preforma 5**

Para cerrar este capítulo, si bien para la preforma 5 se obtuvo la menor fuerza de forjado y según los parámetros analizados se conseguiría el llenado, la distribución de la presión de contacto genera dudas sobre la facilidad para conseguir lo anterior y entendiendo que se cambiará de comportamiento de material para el siguiente capítulo, se decidió que la preforma 4 es con la que se trabajará en los modelos subsecuentes, dado que es la que muestra la presión de contacto más homogénea sobre la superficie de la estampa, lo que garantiza el llenado y en la que la fuerza de forjado, si bien no es la menor, la realidad es que para términos prácticos es muy cercana a la mínima alcanzada por el resto de los modelos.

### 3.7.8 Proceso fabricación preforma

Después de determinar la preforma más adecuada para la estampa final en el sentido de la cantidad de rebaba, llenado y fuerza de forjado, a continuación, se muestra la historia completa de su proceso de manufactura, únicamente con la intención de mostrar la factibilidad de su fabricación, dado que uno de los problemas posteriores a la propuesta de preformas para dados finales es que tienen geometrías complejas difíciles de fabricar. Para el caso del modelo numérico este proceso se simplificó al uso de un dado lateral y un dado superior. Sin embargo, experimentalmente esto se puede llevar a cabo mediante operaciones de estirado con dados abiertos, troqueles de borde buscando redistribuir el volumen del material y finalmente mediante forja por rodillos para obtener la preforma (Figura 3.28).



**Figura 3.28** Un cuarto de simetría de la secuencia de manufactura de la preforma, a) Tocho inicial 16x16x119 mm, b, c) Operaciones de estirado, d, e) Secuencia del llenado final de la preforma

## Capítulo 4 Modelado del proceso de forja de una biela de Al-MMC

### 4.1 Introducción

Después de la validación del modelo desarrollado en el capítulo anterior se continuará utilizando la misma metodología para el modelado y análisis del proceso, pero esta vez para una preforma de un compuesto de matriz metálica, realizando los cambios pertinentes asociados al uso de otra materia prima.

### 4.2 Diseño estampa final

Para el plano de partición se consideró el mismo que para el dado del capítulo anterior, ya que no hay cambio en la geometría final a conseguir.

Para el sobre espesor de maquinado se tomó el propuesto por la Asociación de Industrias de Forja (FIA, 2022). La tolerancia largo/ancho de  $\pm 0.003$  que incluye contracción y deformaciones, no cambia respecto al modelo anterior mientras que el factor asociado a la tolerancia de desgaste se modifica a 0.004 para aluminio y sus aleaciones (Tabla 1.6). Los resultados obtenidos para cada dimensión se presentan en la tabla 4.1. Las tolerancias se reducen respecto al acero.

**Tabla 4.1 Dimensiones y sus tolerancias para una biela de aluminio (vista superior)**

Dimensión sin tolerancia [mm]	Tolerancias [mm]	Región
34	+1 -0.8	D ext. PB
22	+0.8 -0.9	D int. PB
40	+0.8 -1	D transic. PB-CP
22.3	+0.9 -0.8	A <sub>1</sub> CP
13.5	+0.8 -0.9	A <sub>2</sub> CP
17.5	+0.8 -0.9	A <sub>3</sub> CP
100.6	+0.8 -1.2	L <sub>1</sub> CP
96.6	+0.8 -1.2	L <sub>2</sub> CP
60	+0.8 -1.1	D transic. CP-CB
82.5	+1.1 -0.8	A CB
56	+0.8 -1	D int. CB
64	+1.1 -0.8	D <sub>1</sub> ext. CB
70	+1.1 -0.8	D <sub>2</sub> ext. CB
45	+1 -0.8	L CB
23	+0.9 -0.8	A sup. CB
77.2	+1.1 -0.8	D <sub>3</sub> ext. CB

PB- pie de biela, CP- cuerpo biela, CB- cabeza de biela, D- diámetro, A- ancho, L- largo

Para las tolerancias a lo largo de la profundidad de la pieza se toman las de cerrado del dado. Se tiene un área transversal en la línea de partición de 52.4 cm<sup>2</sup> y considerando como material aluminio, de la tabla 1.7 (FIA, 2022) se obtuvo un valor de 1.1 mm. Para las tolerancias de extremidades, su resultado se suma a la tolerancia de cerrado de dado. Los resultados se muestran en la Tabla 4.2, siendo exactamente los mismos que para cuando el tocho es de acero.

**Tabla 4.2 Dimensiones con sobredimensionamiento para biela de aluminio (vista lateral)**

Dimensión sin tolerancia [mm]	Tolerancia [mm]	Región
21	+1.3	PB
11	+1.2	CP
3	+1.2	A CP
22	+1.3	H <sub>1</sub> CB
16	+1.2	H <sub>2</sub> CB

**PB-** pie de biela, **CP-** cuerpo biela, **CB-** cabeza de biela, **H-** altura, **A-** alma

Para las regiones que posteriormente son maquinadas, como los diámetros internos del pie y de la cabeza de biela, se consideró la propuesta de 1.6 mm obtenida para el acero dado que no depende del material sino de las dimensiones. De la misma forma para las tolerancias de los radios (Tabla 4.3).

**Tabla 4.3 Tolerancias para los radios de la biela**

Dimensión sin tolerancia [mm]	Tolerancia [mm]	Región
0.5	±0.25	CB
1	±0.5	PB
2	±1	CP

**CB-** cabeza de biela, **PB-**pie de biela, **CP-** cuerpo biela

Para los ángulos de salida se utilizó la tabla 1.10, considerando la propuesta de del Río (1980) sumando 2° adicionales para salidas internas. Siguiendo la misma metodología se determinó el ángulo de salida para cada región de la biela obteniendo para los dos diámetros interiores y la zona interna del cuerpo de la biela un valor de 7°, mientras que para las superficies exteriores de la misma 3°.

Para el cálculo del espesor del alma (Choi, 1995), debido a que depende únicamente de valores geométricos, los resultados no cambian respecto al capítulo anterior, por lo que el espesor del alma propuesta para la cabeza quedó en 4.2 mm y de 5mm para el pie.

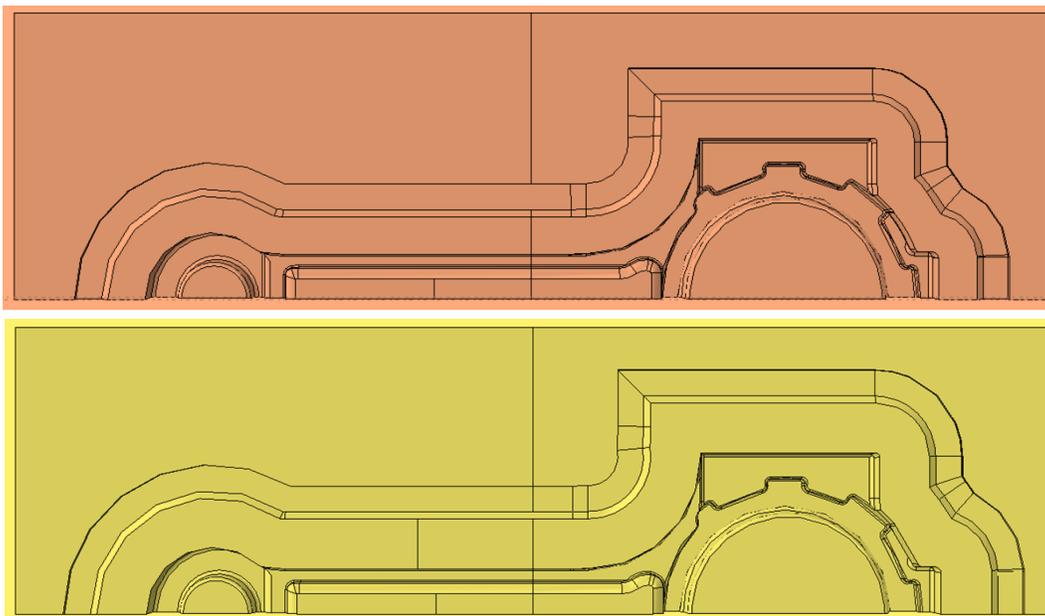
Finalmente, se determinaron los radios de las aristas para facilitar el flujo durante el forjado, obteniendo un radio aproximado de 1 mm, el cual se aplicará en todas las aristas del pie y a las aristas de la cabeza de la biela. Para el caso del cuerpo de la biela se obtuvo un radio de 0.5 mm, mismo valor para el D<sub>1</sub> y D<sub>2</sub> de la cabeza de la biela.

#### 4.3 Diseño del alojamiento de rebaba

Utilizando la ecuación 1.27 y considerando que el área proyectada de la pieza sin rebaba es  $52.4 \text{ cm}^2$ , entonces  $\varepsilon = 1.08 \text{ mm}$  y si la relación  $\lambda/\varepsilon$  se tomó como variable para determinar la más adecuada para el modelo, tomando valores de 9 y 12, dado que para bajos volúmenes de rebaba se recomiendan relaciones elevadas y a que estos son los valores extremos dentro de la categoría de mayor complejidad geométrica (tabla 1.16) (Tschaetsch, 2006), en consecuencia,  $\lambda$  tomó los valores de 9.72 y 12.96 mm.

Para las dimensiones del espacio para el alojamiento de rebaba, se consideraron las ecuaciones presentadas en 1.26, por lo tanto,  $e = 3.24 \text{ mm}$ ,  $l = 8.64 \text{ mm}$  y  $\alpha \approx 30^\circ$ .

Partiendo de la pieza sobredimensionada mediante una operación de corte se genera en un prisma rectangular la cavidad de la estampa y agregando el receptáculo de rebaba, el comparativo de las estampas quedó como se observa en la Figura 4.1.



**Figura 4.1 Estampas para la biela de Al-MMC;  $\lambda = 9.72 \text{ mm}$  (naranja),  $\lambda = 12.96 \text{ mm}$  (amarillo)**

#### 4.4 Diseño preformas

Después del análisis desarrollado en el capítulo anterior se tomó como referencia la cuarta preforma propuesta, la cual presenta una fuerza de forjado baja dentro del comparativo hecho y además garantizó el llenado, presentando una presión de contacto homogénea a lo largo de la superficie del dado.

Una vez establecido el diseño de la estampa más adecuada para el modelo y siguiendo en el proceso de optimización de propuestas para la preforma se trabajó en cambios en su altura (evaluando 4 distintas), pero manteniendo su volumen, buscando establecer el porcentaje de altura adicional (10, 15, 20 y 25%) que debe tener la preforma en comparación con la profundidad máxima de la estampa, por lo que se tuvieron alturas máximas en las preformas de 12.81, 13.4, 13.98 y 14.56 mm. En la figura 4.2 se muestra un comparativo de alturas entre la primera propuesta y la última.

Como un modelo adicional se presentará una preforma como trabajo a futuro, considerando que para el Al-MMC el método de fabricación sugerido para la preforma es mediante metalurgia de polvos, se trabajó en una propuesta particular más cercana a la estampa final, es decir con una geometría más compleja pero que presente una deformación plástica más homogénea en todas sus regiones, promoviendo una disminución de porosidad proveniente del proceso de fabricación previo y el endurecimiento del material por deformación.



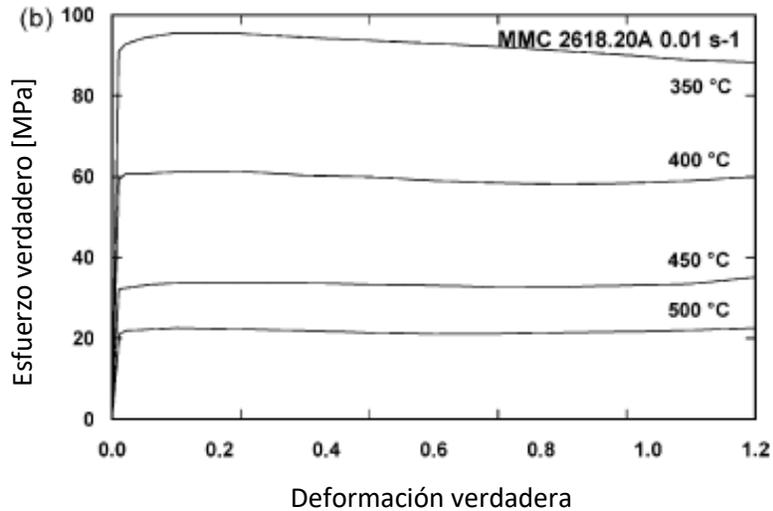
**Figura 4.2 Comparativo preforma 10% de altura adicional vs preforma 25% de altura adicional**

#### 4.5 Parámetros de modelado numérico para Al-MMC

Una vez establecidas las geometrías de partida tanto para la estampa como para la preforma, se continua con la definición de todos los parámetros para el desarrollo del modelo numérico, comenzando con la consideración de la herramienta como discretamente rígida mientras que la preforma tendrá las propiedades del compuesto de matriz de aluminio AA2618 reforzada con 20%  $Al_2O_3$ . Entendiendo que el uso de las propiedades globales del compuesto no mostrará los efectos puntuales que tendrá la segunda fase del material en su flujo, así como en el desgaste que pudiera generar.

Se consideró una densidad de  $2925 \text{ kg/m}^3$  ( $2.925 \times 10^{-9} \text{ ton/mm}^3$ ) y un módulo de elasticidad en función de la temperatura de 97 GPa (97000 MPa) a  $25^\circ\text{C}$ , 91 GPa (91000 MPa) a  $150^\circ\text{C}$  y 73 GPa (73000 MPa) a  $300^\circ\text{C}$  (Ceschini et al., 2009), una relación de Poisson de 0.3 (Donde las unidades entre paréntesis son las asignadas en el software para que sean congruentes).

Para la región plástica se utilizaron las curvas esfuerzo y deformación verdadera reportadas por Cavaliere (2004), obtenidas al comprimir especímenes de la aleación de aluminio AA2618 reforzada con 20%  $Al_2O_3$  en condiciones isotérmicas de  $350$  a  $500^\circ\text{C}$  (Figura 4.3).



**Figura 4.3** Curvas a compresión en caliente del material compuesto AA2618 + 20% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> a diferentes temperaturas (Cavaliere, 2004)

Las propiedades térmicas fueron: Conductividad térmica de 88.5 W/m°C (88.5 mJ/ (s mm °C)), calor específico 831 J/kg °C (831x10<sup>6</sup> mJ/(Ton °C)) y CTE 13.2 x 10<sup>-6</sup> 1/°C (matweb, 2023). Se consideró un paso dinámico explícito temperatura-desplazamiento y el tiempo seleccionado fue de 0.051 s esto en función de la velocidad considerada para el dado superior que fue de 254 mm/s (Zhao et al., 2002), al igual que en los modelos anteriores buscando mantener los tiempos de cómputo alcanzados.

Para la interacción se consideró un coeficiente de fricción constante de 0.2, mientras que para la temperatura del dado se tomaron 200°C y para la preforma 400°C (Vazquez y Altan, 2000), agregando las propiedades térmicas, así como las temperaturas para generar el modelo termo mecánico que se asemeja más a la realidad en comparación con un modelo isotérmico.

#### 4.6 Análisis de resultados para Al-MMC

##### 4.6.1 Análisis del proceso con diferentes relaciones $\lambda/\varepsilon$

A continuación, se presenta el comparativo de las relaciones  $\lambda/\varepsilon$ , donde 9 representa el valor mínimo y 12 el máximo para forja en estampa de partes complicadas con rebaba. Sabiendo que a mayor complejidad de la estampa se recomienda aumentar la relación para provocar una mayor presión interna y conseguir el llenado.

En la figura 4.4 se observa que ambas estampas tienen un comportamiento muy similar durante el 95% del tiempo, solo en el 5% final se separan las curvas de fuerza de forjado, etapa en la que se da principalmente el flujo de material dentro de la zona de rebaba. Como era de esperarse la relación mayor presenta una mayor fuerza final con una diferencia importante de 25.7%.

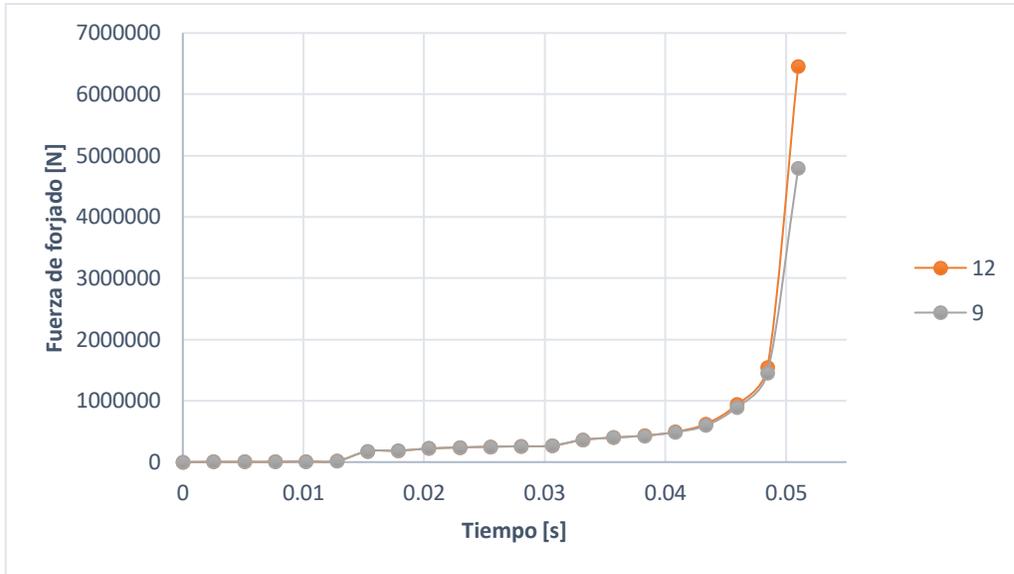


Figura 4.4 Fuerza de forjado para las estampas con relaciones  $\lambda/\varepsilon$  de 9 y 12

Desde el punto de vista de la presión de contacto se observa una distribución más homogénea en la estampa con la relación  $\lambda/\varepsilon= 12$ , incluso en la zona de rebaba, cabe mencionar que en ambos casos se garantiza el llenado (figura 4.5), pero queda claro gráficamente que la presión de contacto homogénea alrededor de la figura solo se alcanza para la relación de 12.

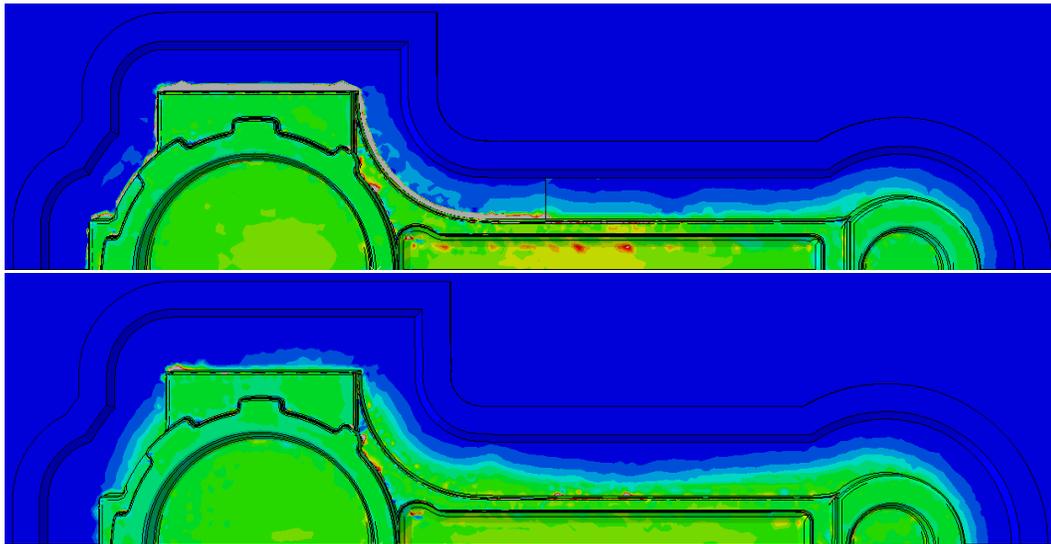
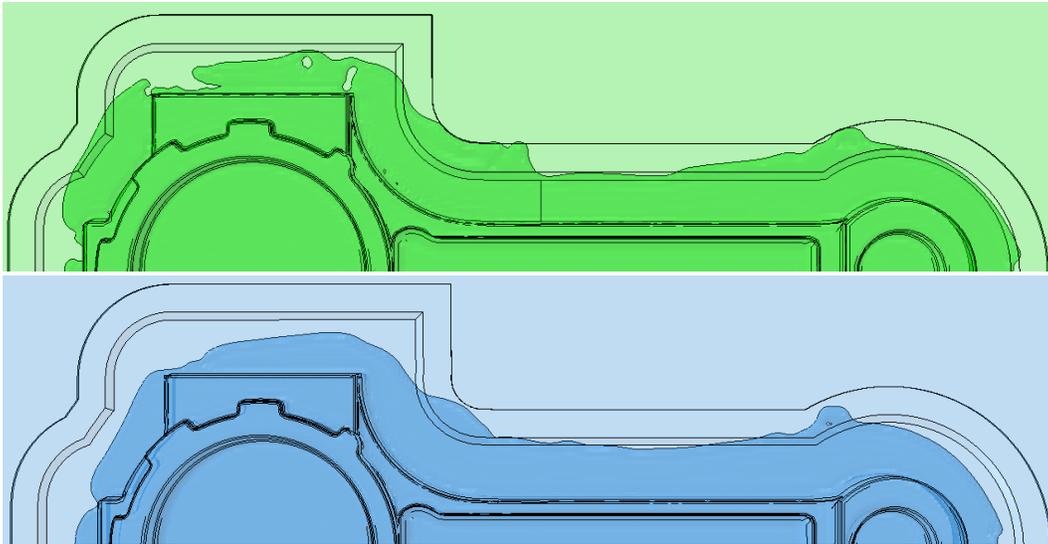


Figura 4.5 Presión de contacto para las estampas con relaciones  $\lambda/\varepsilon$  de 9 (arriba) y 12 (debajo)

Desde el punto de vista de la rebaba, para la relación  $\lambda/\varepsilon= 12$  se observa un cordón más continuo alrededor de la figura, mientras que para la relación  $\lambda/\varepsilon= 9$  se observa que el material en algunas regiones está muy cerca o incluso sobrepasa la región de alojamiento de rebaba lo que implicaría tener material en la región donde los dados se tocan y en consecuencia el cerrado total estaría comprometido. Situación que es inaceptable. Por otro lado, se observan separaciones en la rebaba indicando que se requiere una definición más fina de la región con elementos de menor tamaño lo cual implicaría mayor tiempo de cómputo o que el flujo está provocando agrietamientos o separaciones en el material (Figura 4.6).

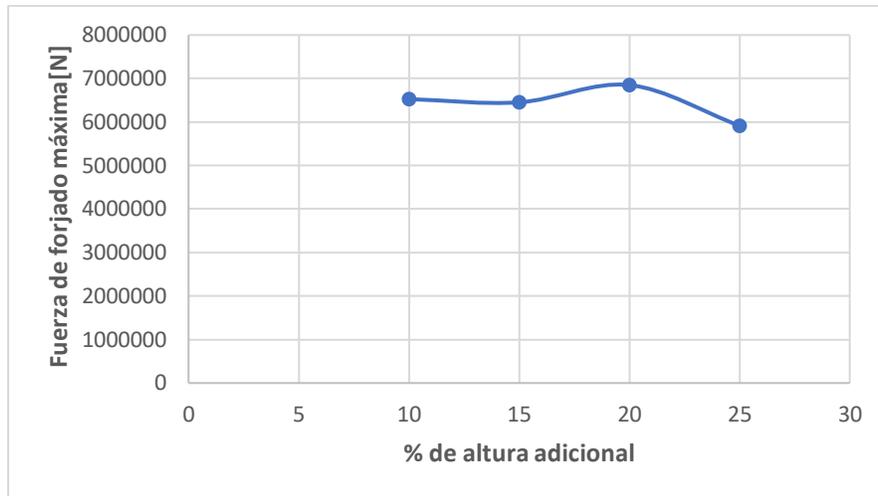


**Figura 4.6 Contorno de rebaba para las estampas con relaciones  $\lambda/\varepsilon$  de 9 (arriba) y 12 (debajo)**

Es por todo lo anterior y si bien la menor fuerza se tuvo con la relación  $\lambda/\varepsilon= 9$  como era de esperarse, la estampa que se usó para los siguientes análisis fue la de la relación  $\lambda/\varepsilon =12$ , donde se obtuvo un cordón de rebaba y una presión de contacto más homogéneo garantizando el llenado. Por otro lado, es un modelo donde los resultados parecieran estar mejor controlados sin presentar concentraciones de esfuerzos y temperaturas en regiones específicas, ni tanta aparente fractura en la rebaba.

#### 4.6.2 Análisis del efecto de distintas alturas en la preforma

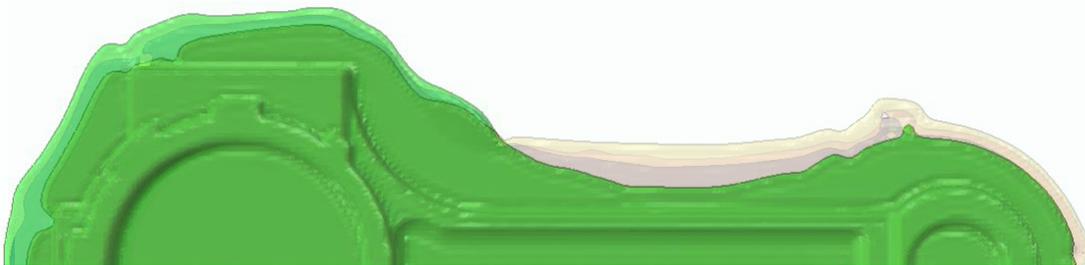
Se llevó a cabo un comparativo para determinar el efecto de la altura adicional a considerar en la propuesta de la preforma. Desde el punto de vista de la fuerza de forjado, no se observa una tendencia clara en el comportamiento. Si bien se podría decir que a mayor altura de la preforma, menor fuerza máxima de forjado, la realidad es que todos resultados oscilan alrededor de 6.4 MN (Figura 4.7), que es el valor promedio obtenido de los cuatro análisis.



**Figura 4.7 Fuerza máxima de forjado vs % de altura adicional a la profundidad de la estampa**

Desde el punto de vista de la presión de contacto se observó una distribución uniforme sobre toda la estampa e incluso alrededor de la misma por lo que tampoco se observan diferencias claras entre las alturas.

En el análisis de la rebaba obtenida, si bien el volumen excedente de material es el mismo, la distribución alrededor de la figura cambió, teniendo que, conforme va disminuyendo la altura de la preforma, va aumentando el excedente en la zona del cuerpo y del pie de biela y en consecuencia disminuyendo en la cabeza de la biela, lo anterior debido al cambio en el momento en que tiene contacto la herramienta con la preforma (Figura 4.8).



**Figura 4.8 Perfil de rebaba: 25% de altura adicional (verde), 20% de altura adicional (azul), 15% de altura adicional (rosa), 10% de altura adicional (amarillo).**

Con base en lo observado, la fuerza máxima de forjado no mostró una tendencia clara, como para determinar qué altura es la más adecuada para la preforma. Desde el punto de vista del cordón de rebaba se presentó más homogéneo alrededor de la figura para el caso de mayor altura, tanto alrededor de la cabeza, cuerpo y pie de biela. Entonces, la preforma con un 25% de altura adicional a la profundidad de la estampa fue la que se utilizó en los análisis posteriores.

#### 4.6.3 Análisis del efecto de la fricción entre el dado y la preforma

Una vez determinada la geometría de la estampa y la preforma para el análisis de las distintas variables dentro del proceso de forjado, se realizaron variaciones del modelo para analizar su efecto. La primera variable de interés fue el coeficiente de fricción variándolo desde 0 considerando un caso ideal hasta 0.2 (Vazquez y Altan, 2000), valor considerado en los modelos anteriores, con variaciones de 0.05 para observar la tendencia.

En la figura 4.9 se observan las curvas de fuerza de forjado a lo largo del tiempo y al igual que en análisis previos el comportamiento es muy similar prácticamente hasta el 90% del avance y en la etapa final cuando el movimiento se da dentro de la zona de rebaba es donde se remarcan las diferencias por efecto del coeficiente de fricción entre las superficies de contacto.

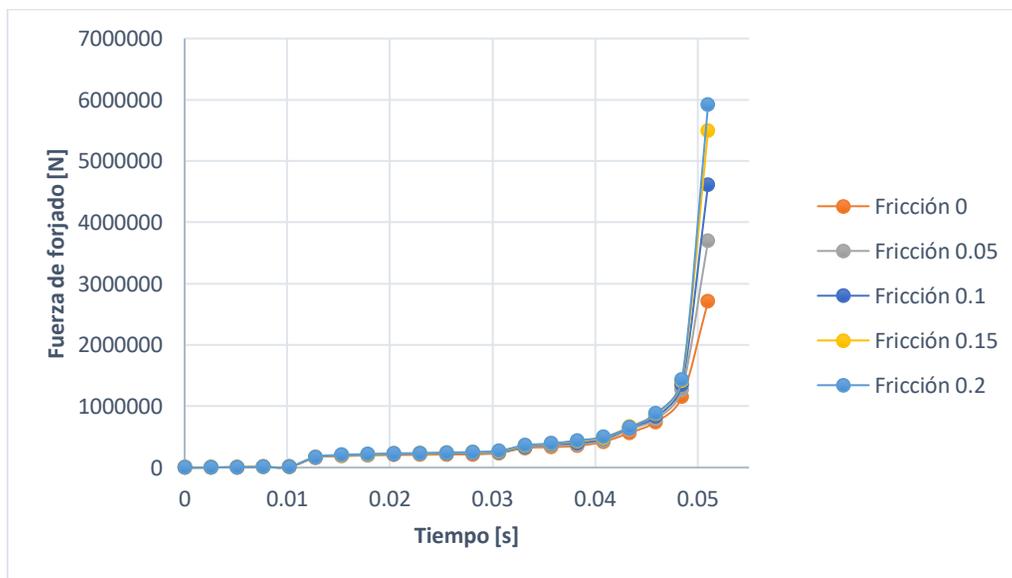


Figura 4.9 Curvas fuerza de forjado vs tiempo para coeficientes de fricción  $\mu=0$ ,  $\mu=0.05$ ,  $\mu=0.1$ ,  $\mu=0.15$  y  $\mu=0.2$

En la figura 4.10 se observa cómo se modifica la fuerza máxima de forjado con respecto al coeficiente de fricción considerado, donde como era de esperarse a mayor coeficiente de fricción se requerirá una mayor fuerza de forjado, dada la mayor oposición al movimiento, el cual se ajusta a un modelo lineal como se observa en la figura, teniendo una diferencia superior al 50% entre la fuerza para el coeficiente idealizado y el coeficiente de 0.2.

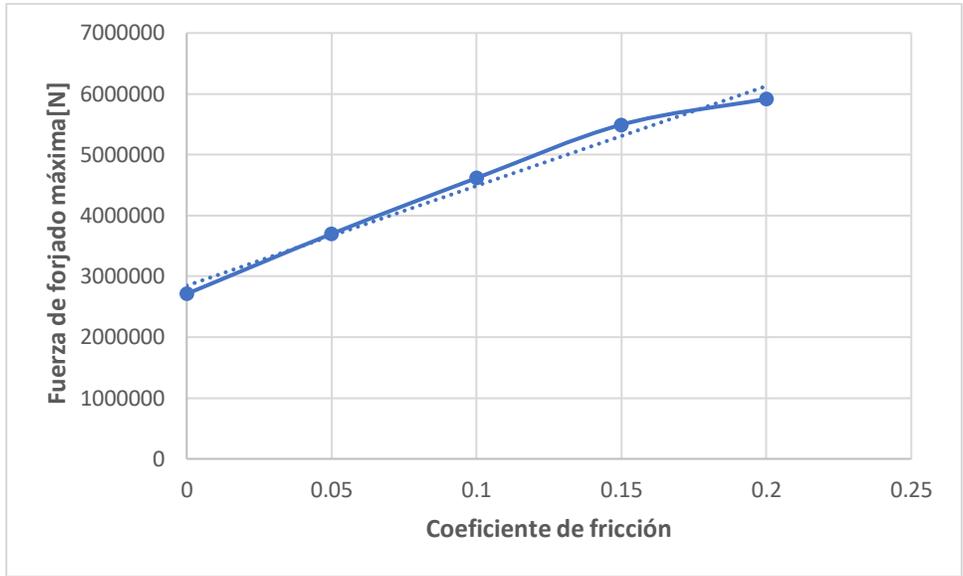


Figura 4.10 Fuerza máxima de forja vs coeficiente de fricción  $\mu$

Analizando las presiones de contacto se observa que, entre menor coeficiente de fricción, la presión en la cavidad disminuye, tanto para el caso idealizado y para  $\mu=0.05$  el llenado se ve comprometido. Por otro lado, el flujo con menor resistencia al movimiento en la zona de rebaba llega a regiones en el límite del receptáculo de rebaba con la región donde los dados se tocan y por lo tanto el cerrado de estos se podría complicar. Esto se observa en las regiones iluminadas alrededor del receptáculo de rebaba de la figura 4.11.

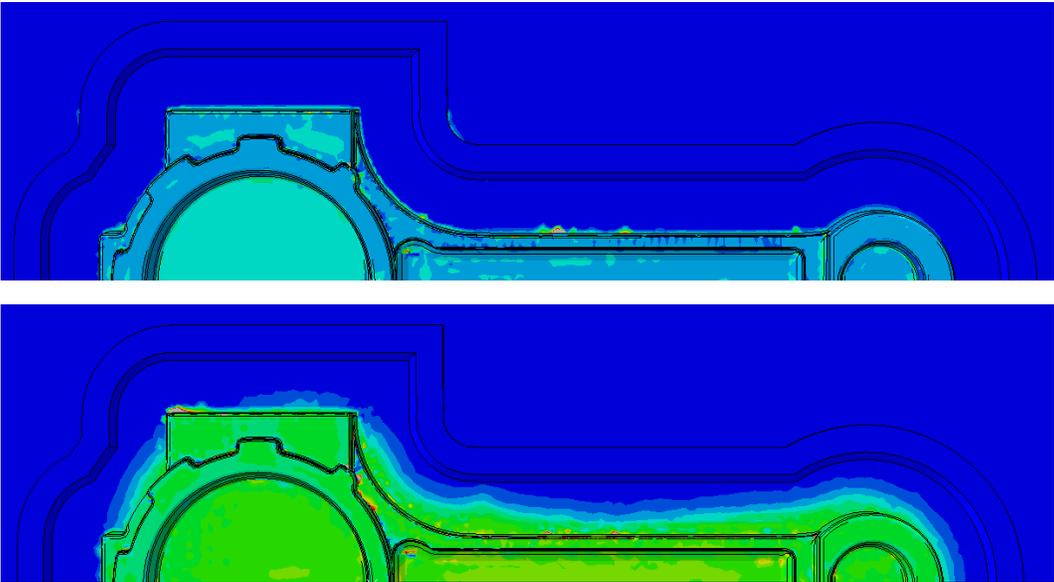


Figura 4.11 Presión de contacto para las estampas con  $\mu=0$  (arriba) y  $\mu=0.2$  (abajo)

En la figura 4.12 se observa la rebaba para los dos casos extremos que se analizaron. En morado se observa para el caso ideal donde el material fluye a una distancia mayor, presentando discontinuidades que pueden deberse a que falta refinar el tamaño de elemento para conseguir definir una superficie continua tan delgada o a que el libre flujo genera también tensiones en la zona de rebaba que provocan su separación. Por otro lado, en verde se observa un cordón de rebaba continuo alrededor de la figura. Para los coeficientes de fricción intermedios se tienen resultados entre ambas condiciones.

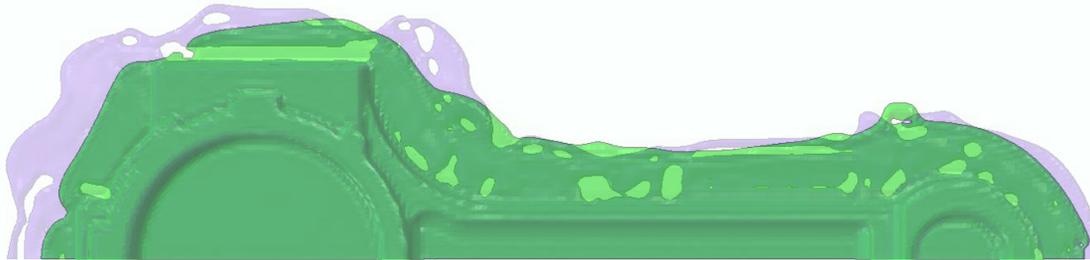


Figura 4.12 Rebaba para  $\mu=0$  (morado) y  $\mu=0.2$  (verde)

#### 4.6.4 Efecto de la temperatura del tocho

Finalmente, se analizó una última variable aprovechando que el modelo es termomecánico, y fue determinar el efecto de la temperatura en el proceso de forjado de la biela.

El comportamiento de las curvas de fuerza de forjado es el mismo que se ha observado durante todo el trabajo, con la diferencia que para esta variable la separación de las curvas es más evidente a lo largo del tiempo, teniendo que como era de esperarse que las fuerzas mayores se presentan a las menores temperaturas (Figura 4.13).

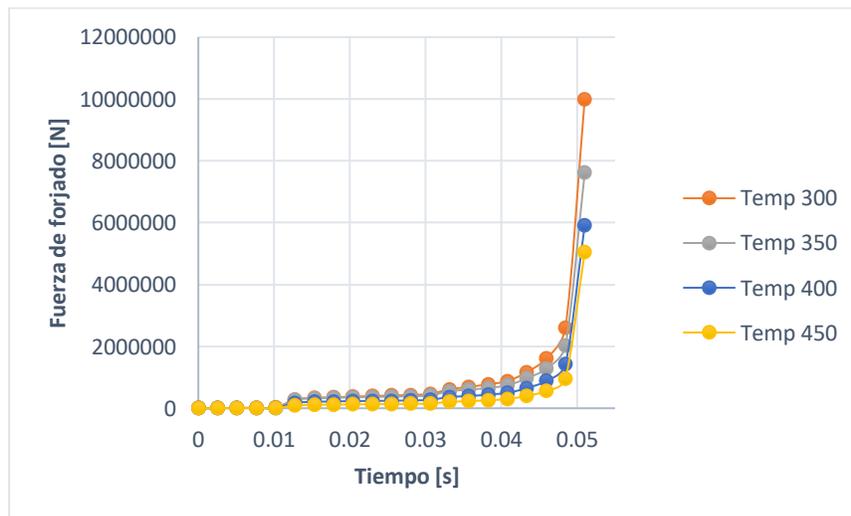
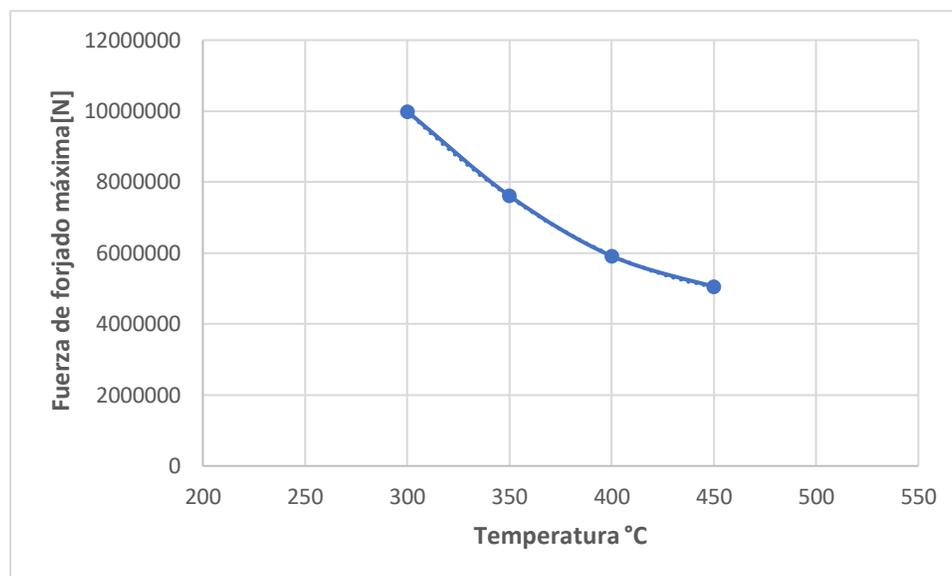


Figura 4.13 Fuerza de forjado vs tiempo para distintas temperaturas

Analizando el comportamiento de la fuerza máxima de forjado respecto a la temperatura se observa cómo va disminuyendo conforme la temperatura aumenta y en la figura 4.14 se presenta una tendencia polinomial cuadrática de su comportamiento.



**Figura 4.14 Fuerza máxima de forjado vs Temperatura**

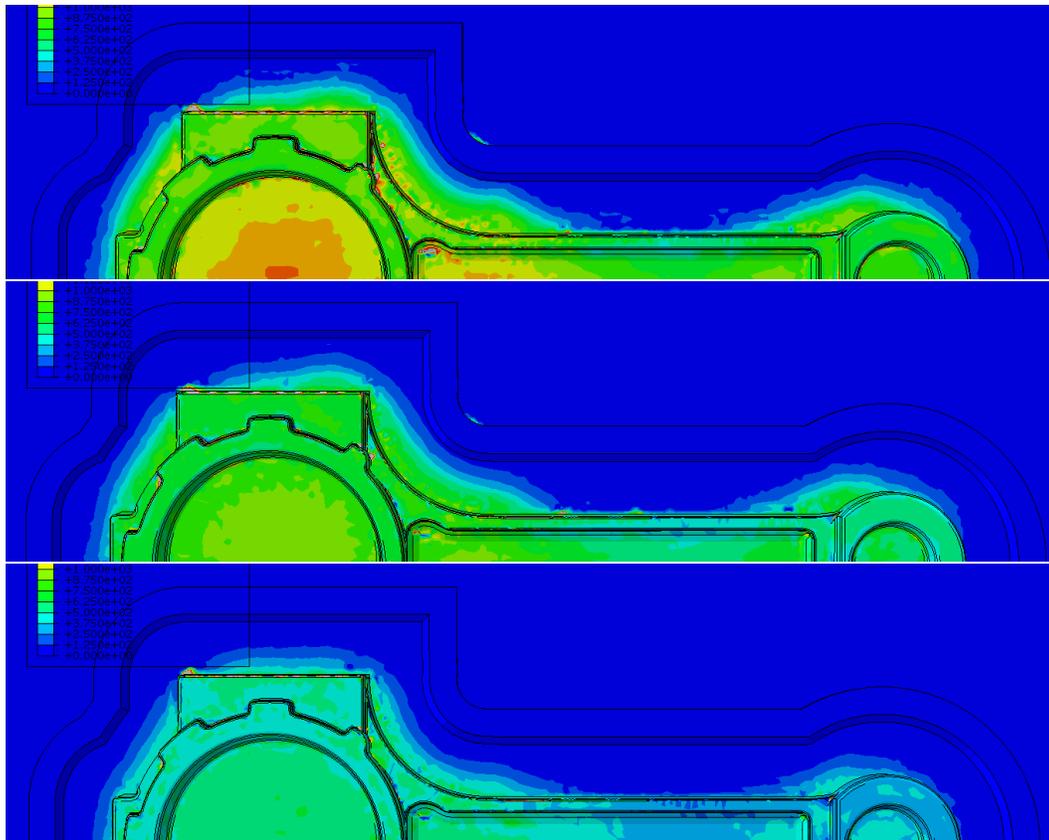
Con la finalidad de comparar los resultados de fuerza aquí presentados, al igual que en capítulo 3 se hacen algunos cálculos utilizando ecuaciones empíricas. Siguiendo la misma metodología de cálculo, donde la fuerza está definida por el producto de la constante de complejidad geométrica  $C_1=8$  (Dieter, 1988), la sección transversal con rebaba y el esfuerzo a la máxima deformación. Se sustituyeron los datos que se presentan en la tabla 4.4 y se obtuvieron los resultados ahí presentados, así como el error obtenido entre el valor teórico y numérico siempre tomando como referencia el valor mayor.

**Tabla 4.4 Resultados para las distintas temperaturas**

Temp °C	Superficie media pieza con rebaba [cm <sup>2</sup> ]	Esfuerzo de flujo [MPa]	Fmax (Abaqus) [MN]	Fmax (Ec. empírica) [MN]	% Error
300	68.6	---	9.99	---	---
350	68.6	88	7.61	9.66	21.17
400	68.6	60	5.91	6.59	10.17
450	68.6	34	5.05	3.73	26.13

El comportamiento que presenta la ecuación teórica dado que la superficie media de la pieza con rebaba no cambia y la constante de complejidad geométrica tampoco, entonces el resultado depende por completo del esfuerzo de flujo, lo que resulta en un comportamiento lineal respecto a la variación de la temperatura, presentando errores respecto al modelo numérico y siendo a penas aceptable la diferencia encontrada para la temperatura de 400°C.

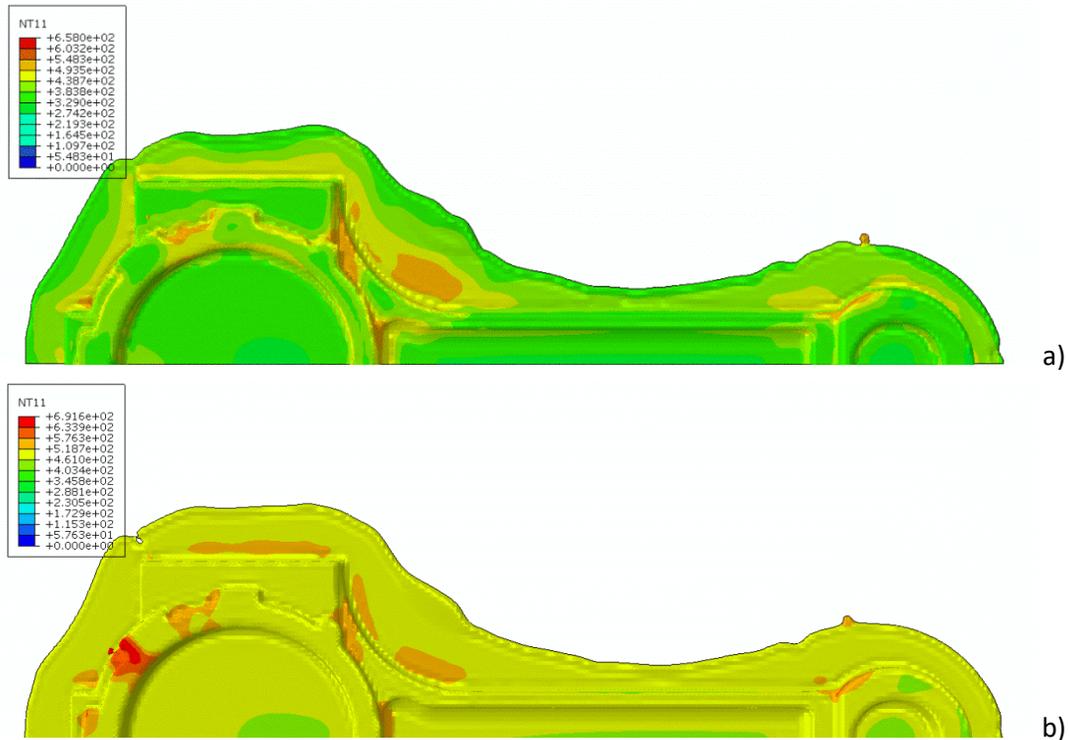
Referente a la cantidad de rebaba no se observan cambios, como se confirma en la tabla 4.4 donde se registró la misma sección transversal para las distintas temperaturas.



**Figura 4.15** Presión de contacto para las estampas con T= 300°C (arriba), T= 350°C (en medio) y T= 450°C (abajo)

Respecto a la presión de contacto se observa la mayor presión en la estampa para la menor temperatura mientras que para la mayor temperatura (450°C) la presión disminuye principalmente en la región del cuerpo de la biela. Para el caso de 350°C se observa la presión de contacto más homogénea en la estampa e incluso alrededor de ella (Figura 4.15).

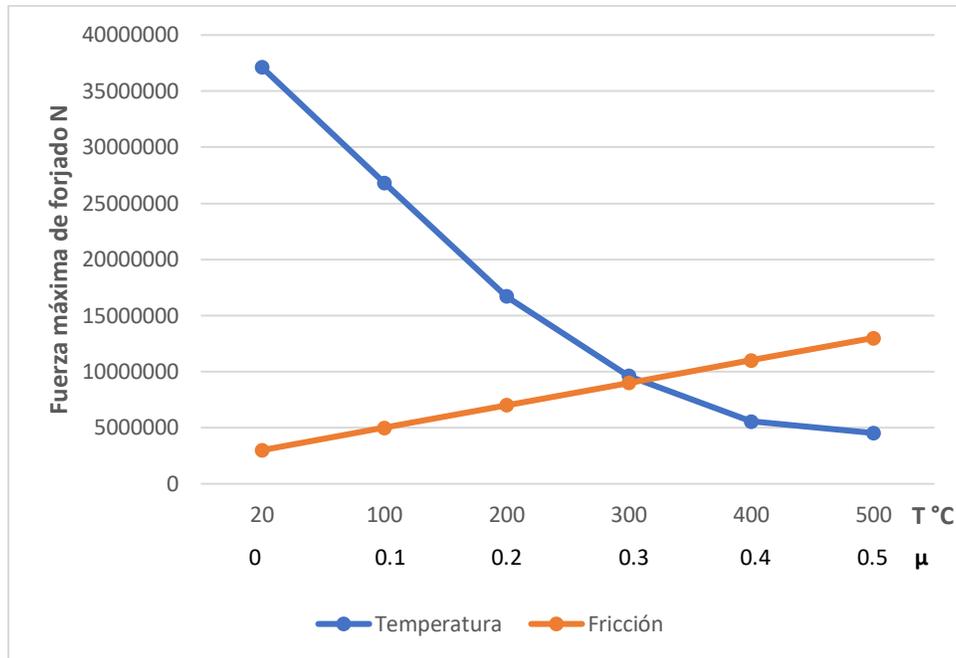
Del análisis térmico, la distribución es similar en los distintos modelos, donde para una temperatura inicial del tocho de 300°C, se tiene un valor promedio en la pieza de aproximadamente 438°C. Por otro lado, para el caso donde la temperatura del tocho inicial fue 450°C, la temperatura promedio a la que llega la pieza es de 518°C. Si bien para este último caso se observa una zona crítica marcada en rojo, esta se elimina del análisis dado que esa peculiaridad se puede deber a una mala definición puntual de la malla de la herramienta dado que en ningún otro modelo resultó ser una zona crítica (Figura 4.16).



**Figura 4.16** Temperatura final pieza forjada a)  $T_{\text{tocho}} = 300^{\circ}\text{C}$ , b)  $T_{\text{tocho}} = 450^{\circ}\text{C}$

En la figura 4.17 se pueden observar sobre puestas las curvas obtenidas para los ajustes por mínimos cuadrados de fuerza de forjado máxima respecto al coeficiente de fricción y respecto a la temperatura, ampliando el rango en comparación con lo desarrollado en los modelos numéricos, con la finalidad de mostrar un comportamiento más completo.

Teniendo que la variación de la fuerza es mayor por efecto de la temperatura que por la fricción y que las fuerzas menores se alcanzan en condiciones contradictorias, a menor fricción dada la mayor facilidad de flujo de material y a mayor temperatura dado el menor esfuerzo de fluencia, pero se sabe que normalmente a mayor temperatura se presenta una mayor fricción. Por lo que un proceso con buena lubricación en caliente tendrá buenos resultados con respecto a la fuerza necesaria.

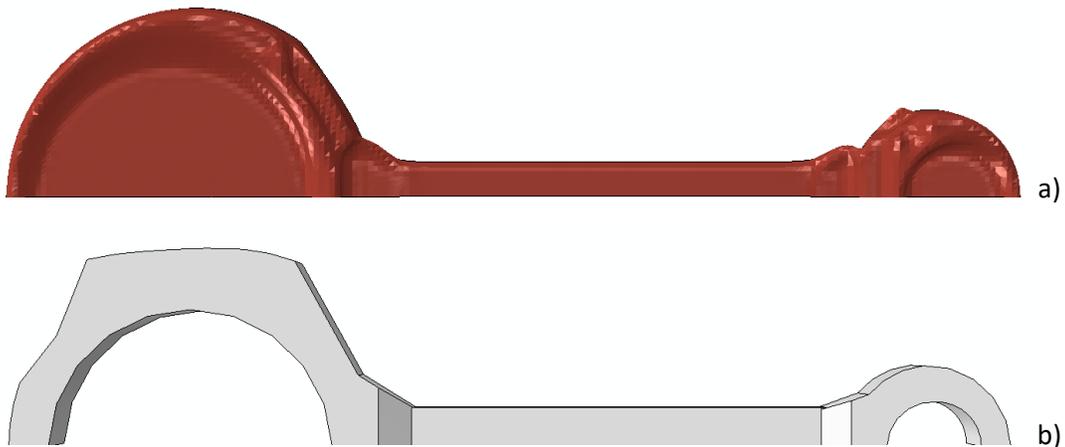


**Figura 4.17** Curvas de fuerza máxima vs temperatura del tocho y coeficiente de fricción construidas a partir de los ajustes matemáticos

#### 4.7 Propuesta preforma compleja

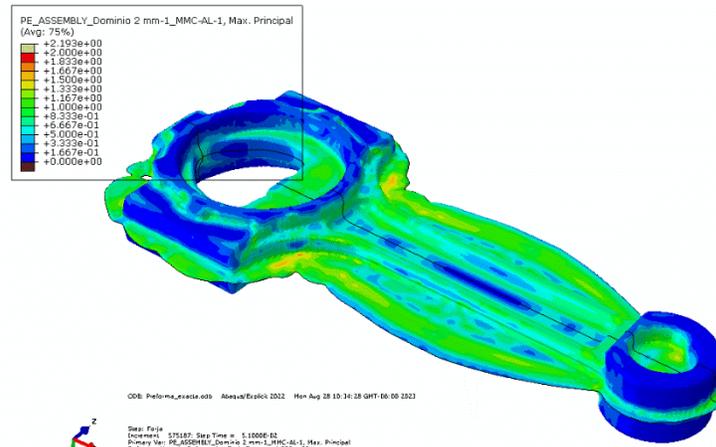
Este apartado es una línea de trabajo a futuro donde, dado que el método de fabricación previo al forjado es metalurgia de polvos, se puede considerar una preforma con una geometría más compleja donde la deformación plástica necesaria para conseguir la geometría final se reduzca debido a la ductilidad limitada de estos materiales o, en su defecto, buscar una deformación plástica más homogénea en todas las regiones de la pieza, disminuyendo la cantidad de rebaba incluso hasta conseguir una forja exacta.

Tomando como referencia la geometría que se genera al 60% de la carrera en los modelos anteriores (Figura 4.18a) y considerando que las cavidades pueden ser fabricadas desde el sinterizado, se propone la geometría de la figura 4.18b, con un volumen igual al de la pieza final sin rebaba.



**Figura 4.18 a) Preforma 60% de la carrera modelo anterior, b) Preforma propuesta**

Se evaluó esta propuesta bajo el entendido, que el proceso de optimización de la preforma es un trabajo a futuro. En la figura 4.19 se observa la deformación plástica, donde una región muy importante del cuerpo presenta una deformación homogénea pero claramente en la cabeza y en el pie se tienen valores menores por lo que debe seguirse trabajando en ese proceso de homogeneizar la deformación.



**Figura 4.19 Deformación plástica en la biela a partir de la preforma compleja**

En la figura 4.20a se observa lo esperado con una primera propuesta con un volumen exacto, donde la falta de llenado es evidente tanto en la cabeza como en el pie de biela, únicamente el cuerpo está completamente lleno e incluso con excedente en esa región, que es el que hace falta en las otras dos regiones, mientras que en la figura 4.20b se observa la distribución de temperaturas que varían entre 448 y 547 °C. También se observa que se genera una rebaba en la región de las cavidades o un alma involuntaria, debido a que no se modificó la estampa en esa región y a que hay un excedente de material que fluye hacia esa zona, dado que le es más fácil.

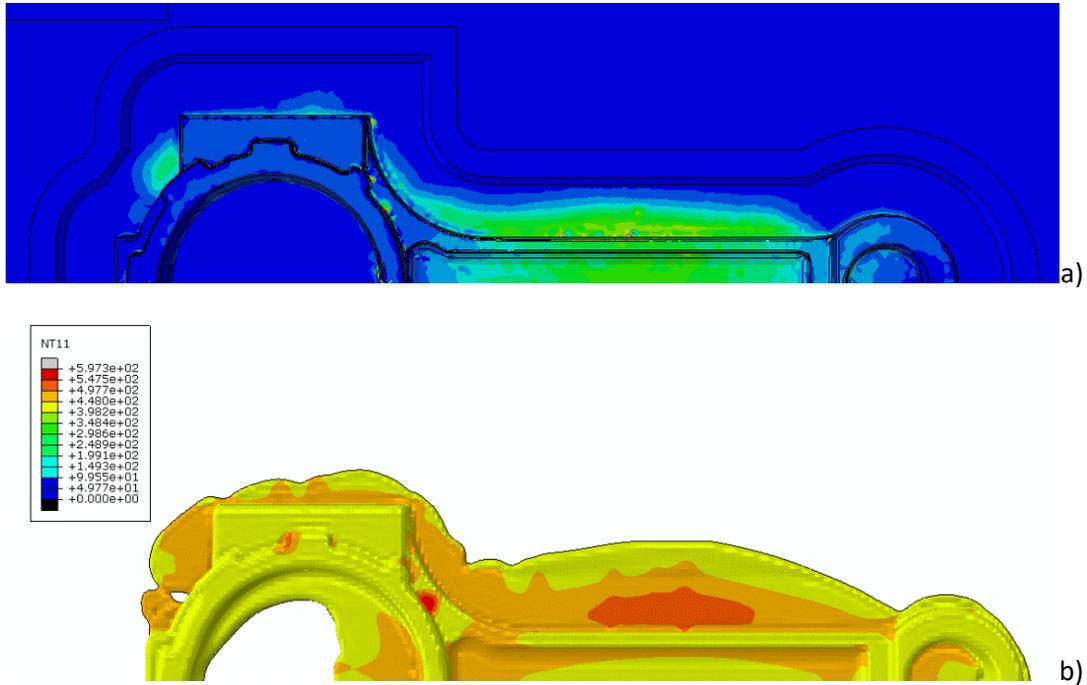


Figura 4.20 a) Presión de contacto en el dado, b) Temperaturas en la biela final forjada para la propuesta de preforma compleja

La curva presentada en la figura 4.21 muestra que la fuerza de forjado obtenida tiene un valor pequeño en comparación con todas las variaciones presentadas para este material, apenas comparable con la condición idealizada de coeficiente de fricción cero, lo cual es entendible dada la disminución en la cantidad de rebaba, pero debe aclararse que, sin lograr el llenado de la estampa, por lo que debe seguirse trabajando en ese sentido.

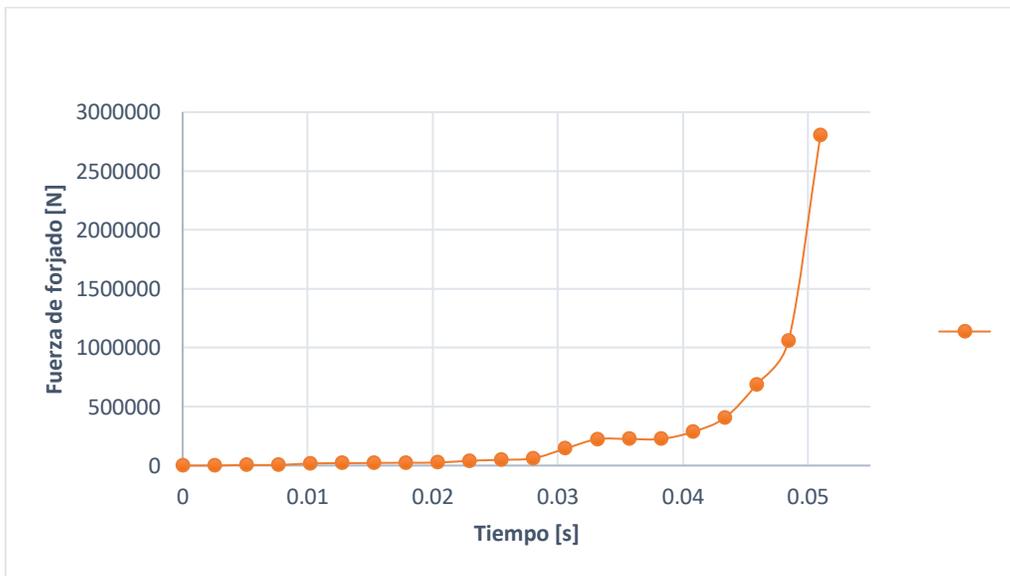


Figura 4.21 Fuerza de forjado vs tiempo para la preforma compleja

## Capítulo 5 Discusión

Las metodologías tradicionales de diseño de herramientas de forja son una herramienta útil para generar una primera propuesta de estampa. Si lo que se busca es la mejora y optimización, deben utilizarse herramientas más modernas como paqueterías de elemento finito que permitan evaluar y predecir su comportamiento bajo distintas condiciones de trabajo.

Si bien la metodología que se siguió en este documento, para la primera propuesta del diseño de la estampa de terminado cuando se parte de la pieza final a fabricar es similar a la utilizada en otras investigaciones, si se considera que es una secuencia que tiene una aportación didáctica para estudiantes y diseñadores, por lo que se detalla a continuación:

- Eliminar todas aquellas regiones que no pueden generarse por el proceso de forjado, como cavidades perpendiculares al movimiento del dado.
- Establecer la línea de partición, que es el plano de unión entre dado superior e inferior, para una adecuada distribución del volumen de la pieza entre los dados.
- Calcular las tolerancias para el sobredimensionamiento de la pieza, que en la experiencia de este trabajo la metodología establecida por la Asociación de Industrias de Forja, es la más completa.
- Establecer los ángulos de salida y seleccionar el más adecuado para regiones externas e internas, determinando un valor único para cada contorno continuo.
- Calcular los espesores de las almas para agujeros pasados, que finalmente se maquinan.
- Determinar los radios de transición en las diferentes aristas de la pieza para promover un flujo suave.
- Diseño del receptáculo de rebaba, partiendo del cálculo del espesor de rebaba  $\epsilon$  y posteriormente determinar el resto de sus parámetros geométricos, para establecer la geometría final de la estampa.

En todos los casos analizados para la validación del modelo con acero la diferencia entre los resultados numéricos y los obtenidos mediante la ecuación analítica para la fuerza máxima de forjado fueron menores al 12%. Cabe mencionar que los resultados obtenidos mediante el uso de la ecuación analítica dependen del valor considerado para la constante de complejidad geométrica, si se hubiera utilizado un valor mayor habría aumentado el error respecto a los resultados numéricos. Pero este resultado garantizaría llevar a cabo el proceso de forma sobrada, por lo que demostró ser una buena referencia para un cálculo rápido de la fuerza máxima de forjado.

La presión de contacto como variable para analizar el llenado de la estampa demostró ser muy útil para no depender del criterio del observador para concluir. También debe mencionarse que el uso de modelos CEL permitió que la distorsión de la malla no fuera un factor a controlar y por lo tanto no tuvo que simplificarse la geometría de la estampa o generar cortes bidimensionales para analizar el flujo del material lo cual difiere de análisis presentados por otros autores y hace que esta propuesta tenga la ventaja de que, a partir del modelo tridimensional se puedan obtener todos los resultados de interés sin necesidad de modelos o análisis complementarios.

Para diseñar la preforma se estableció una metodología basada en la combinación de varias propuestas encontradas en la literatura, lo que permite generar una primera propuesta de manera eficiente y de esta forma minimizar las iteraciones posteriores en FEM:

- Subdividir la pieza final a forjar en regiones y determinar el volumen de cada una.
- A cada volumen sumarle el volumen adicional considerado para la rebaba. Donde un volumen de rebaba de aproximadamente 30% es un buen punto de partida ya que es relativamente sencillo garantizar el llenado.
- Considerar para cada región una altura 25% mayor a la de la profundidad máxima de la estampa en cada zona.
- Establecer una primera propuesta de preforma asignando geometrías sencillas que se ajusten al volumen determinado para cada región y generando transiciones entre regiones suaves mediante redondeos o chaflanes.
- La posición de la preforma es muy importante ya que afecta directamente en la distribución de la rebaba alrededor de la pieza, por lo que es un aspecto más a considerar.
- Modelar la propuesta en elemento finito, analizar el flujo, cantidad de rebaba por región y llenado de la estampa.
- De los resultados obtenidos proponer una nueva preforma removiendo material donde mayor excedente hubo y agregando en donde el llenado se dificultó, estableciendo como objetivo una reducción del excedente en por lo menos un 10% respecto a la primera propuesta. Se debe tomar en cuenta no agregar complejidad geométrica a la preforma que después haga muy difícil su obtención.
- Hacer el proceso iterativo hasta conseguir una preforma que garantice el llenado y se tenga el excedente deseado.

Para el caso desarrollado como ejemplo después del proceso iterativo para establecer una mejor preforma, se encontró que la propuesta 4 obtuvo una fuerza de forjado de 12.2 MN, es decir una reducción respecto a la primera propuesta de más del 30% y porcentaje de rebaba de 11.9%, lo cual representó una reducción de aproximadamente 55% respecto al primer modelo. Si bien no fue el modelo con los valores más bajos, si fue con el que se obtuvo una presión de contacto homogénea a lo largo de toda la estampa, garantizando el llenado y promoviendo un desgaste homogéneo en el dado y es por esto por lo que fue la preforma utilizada para el capítulo 4.

Cabe mencionar que para la preforma 5 se obtuvo una disminución de la fuerza de forja del 42% y de un 64% en el volumen de la rebaba respecto a la primera propuesta. Se concluye que un 10% de rebaba como objetivo final es un valor adecuado ya que valores menores a este aumentan el número de iteraciones, la disminución de la fuerza de forjado es muy pequeña, se corre riesgo de falta de llenado y la geometría de la preforma es más compleja.

Es importante que, una vez establecida la estampa y la preforma del último paso de forjado, también se simule la secuencia de manufactura de las etapas previas a la obtención de la preforma, para garantizar que es una geometría fabricable. En el caso de estudio, partiendo de un tocho con la geometría de un prisma rectangular, mediante forjado con dados abiertos, se puede generar el estirado de la pieza y la redistribución de material y posteriormente ya sea mediante dados de borde o mediante forja con rodillos se consigue la geometría de la preforma demostrando su factibilidad.

Para el caso del modelo donde se consideró como material para la preforma el compuesto de matriz de aluminio AA2618-20%Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, se demostró que el cambio de material es sencillo, siempre y cuando se cuenten con datos para alimentar el modelo.

Las dimensiones del receptáculo de rebaba son un parámetro fundamental en el diseño de la estampa. De hecho, se encontró que en función de los valores y constantes consideradas dentro de una misma clasificación (forja de estampa de partes complejas con rebaba), la fuerza máxima de forjado tuvo una variación de arriba del 25 %, lo cual es significativo ya que se partió de la misma preforma y misma estampa a conseguir, por lo que se recomienda tener cuidado en que el diseño propuesto tenga la capacidad de alojar la rebaba generada debido a la complejidad de predecir el flujo de material y que se busque obtener una presión de contacto homogénea lo cual garantiza el llenado. Afortunadamente, el modelo FEM tiene la capacidad de predecir estos aspectos de manera precisa, lo que permite prevenir rediseños de los dados después de su manufactura. La detección de errores en el diseño previo a la fabricación de la herramienta es un factor de ahorro a nivel de operaciones industriales que no se debe subestimar.

Como un análisis complementario para la mejora de la preforma se trabajó con variaciones en su altura, manteniendo el mismo volumen y geometría, donde los resultados no muestran una tendencia clara con relación a la fuerza de forjado máxima. Se puede concluir que la distribución de volúmenes en las distintas regiones de la pieza tiene una injerencia mayor en la cantidad de rebaba por zona y en consecuencia en la carga de forjado en comparación con la altura de la preforma. Dentro de los porcentajes analizados se concluyó que un 25% adicional a la profundidad máxima de la estampa por región es un buen punto de partida a reserva de ampliar los análisis en trabajos futuros. Por otro lado, el análisis del campo de velocidades en la etapa final del proceso (Figura 3.13) presenta una aproximación mas intuitiva para la mejora de la preforma y requiere un número menor de iteraciones del modelo, ya que ofrece una herramienta de toma de decisiones para el diseñador.

Del análisis del efecto del coeficiente de fricción sobre la fuerza de forjado máxima, se observa claramente que, a mayor valor del coeficiente, mayor es la fuerza de forjado máxima, encontrando una diferencia de aproximadamente el 50% en la fuerza entre el modelo idealizado y la condición considerada estándar en este análisis. También, para los coeficientes más bajos se encontró que esa facilidad de flujo provocó mayor dificultad en el llenado dada la menor presión en su interior y que incluso el material puede llegar a regiones fuera del receptáculo de rebaba lo cual sería inadmisibile. La aproximación presentada en esta tesis permite identificar este tipo de problema en una etapa temprana del diseño de la herramienta. Este conocimiento permitirá, en futuras investigaciones con la industria o laboratorio, aprovechar los beneficios de un bajo coeficiente de fricción, a la vez de evitar sus inconvenientes.

El desarrollo de un modelo termo-mecánico no es mucho más complejo que la consideración isotérmica, ya que todo se redujo a la definición de las propiedades del material y esto amplía las variables de análisis del proceso, por lo que es muy recomendable llevarlo a cabo. Lo anterior permitió evaluar el efecto de la temperatura del tocho en la fuerza máxima de forjado, teniendo como era de esperarse que a mayor temperatura menor carga.

Las fuerzas obtenidas considerando la variación de fricción se encuentran en el rango bajo de la curva obtenida para temperaturas iniciales del tocho. Si bien los rangos de análisis se pueden ampliar para el caso de la temperatura este sería hacia valores menores lo que tendría como consecuencia fuerzas mayores, mientras que para el caso del coeficiente de fricción sería para valores mayores lo cual impactaría en el aumento de la fuerza de forjado. En este trabajo se presentan las curvas resultantes de los ajustes matemáticos obtenidos tanto para la variación de la fricción como para la temperatura del tocho, las cuales se pueden volver genéricas y didácticas desde el punto de vista del comportamiento esperado para cualquier material siempre y cuando en un trabajo a futuro se varíe de manera simultánea la temperatura y el coeficiente de fricción.

Como trabajo a futuro es importante validar los resultados obtenidos mediante experimentación, midiendo las variables de interés como el llenado, cantidad y forma de la rebaba, así como la fuerza de forjado. Adicionalmente, se debe trabajar con las variables del modelo numérico para poder analizar otra clase de defectos en el flujo de material como los cierres fríos. Para el caso en particular del material compuesto se debe seguir trabajando en la optimización de la preforma buscando deformaciones más homogéneas en todas las regiones, donde siguiendo los lineamientos de este trabajo se logre obtener un proceso de forja exacta sin rebaba o algo muy aproximado. Para el caso de preformas producidas mediante metalurgia de polvos, se tienen que investigar las leyes constitutivas que permitan analizar la reducción de porosidad durante la deformación plástica, ya que la mayoría de los modelos existentes consideran deformación a volumen constante.

## Capítulo 6 Conclusiones

Con la finalidad de desarrollar un método eficiente para el diseño de herramientas de forja, se propone uno que consiste de dos etapas, tomando como objeto de estudio la forja de una biela, que es un producto con alta relevancia industrial y una geometría relativamente compleja.

1. La primera etapa del proceso consiste en utilizar las técnicas clásicas de diseño de herramientas, teniendo a la metodología establecida por la Asociación de Industrias de Forja como la más completa. Además, mediante metodologías desarrolladas a mediados del siglo anterior, se aproxima la geometría de la preforma requerida para la geometría final y se estima la fuerza de forja. Este paso permite reducir de manera importante la cantidad de simulaciones requeridas en la segunda etapa, ya que permite hacer estimaciones que difieren de los resultados numéricos en un porcentaje menor al 10%.
2. La segunda etapa consiste en optimizar la preforma para reducir la fuerza de forja y el exceso de material, garantizando el llenado de la estampa y la uniformidad de presión de contacto, siendo estos una serie de detalles que no se pueden estudiar mediante métodos pre-computacionales. En esta etapa, se lleva a cabo un análisis numérico-humano: que consiste en la observación, por parte del diseñador, de los resultados de campo completo (campo de velocidades, distribución de presiones, geometría detallada de la rebaba y fuerza de forjado). Esta visualización permite identificar las zonas críticas en el diseño y aplicar correcciones de una manera enfocada y eficiente, facilitando una optimización del proceso mediante un número de iteraciones limitadas.
3. Se demostró que el análisis termomecánico del proceso no causa un incremento significativo en la complejidad del problema formulado en FEM, a la vez de incrementar de manera importante al entendimiento de los parámetros involucrados en el diseño de un proceso de forja y permite generar modelos de mayor relevancia para la práctica industrial.
4. Se demostró la capacidad del método propuesto para predecir errores en el proceso de forja, debido a errores en el diseño del proceso. Esto permite evitar pérdidas financieras a nivel industrial, evitando la producción de herramientas que no puedan cumplir con las exigencias del proceso.
5. El uso del método combinado Euleriano-Lagrangiano (CEL) resultó sumamente eficiente para el tipo de análisis investigado en este trabajo. Su principal ventaja es la eliminación del remallado durante la simulación de procesos con deformaciones grandes, permitiendo modelar el proceso sin simplificaciones bidimensionales, axisimétricas o eliminando geometrías complejas de los dados.

## Bibliografía

1. Abdullin A., and Ershov A., (2014), End to end simulation of casting and metal forming operations with ProCAST and Qform Software, Metallurgist 58, Pages 339-345, <https://doi.org/10.1007/s11015-014-9913-3> .
2. Ahmad A., Lajis M., Shamsudin S. and Yusuf N., (2018), Conjectured the behaviour of a recycled metal matrix composite (MMC-Al<sub>R</sub>) developed through hot press forging by means of 3D FEM simulation, MDPI, Materials, Basel, DOI 10.3390/ma11060958.
3. Allison J. and Cole G., (1993), Metal-matrix composites in the automotive industry: Opportunities and challenges, JOM, Vol 45, Pages 19-24, <https://doi.org/10.1007/BF03223361>.
4. Altan T., Nichols E., Henning J. and Sabroff M., (1969), Calculation of geometrical parameters in designing the forging process for axisymmetric shapes, BATTELLE, Defense Technical Information Center.
5. Altan T., Oh S. and Gegel H., (1983), Metal forming, Fundamentals and applications, American Society for Metals, USA, ISBN 0-87170-167-7.
6. Altan T., Ngaile G. and Shen G., (2005), Cold and hot forging: Fundamentals and applications, ASM International, ISBN 978-0-87170-805-2.
7. Altinkok N. and Coban A., (2012), The tensile behaviour and microstructure of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/SiCp reinforced aluminum based MMCs produced by the stir casting method, Int J Sci Adv Techno, Volume 2, Issue 5, Pages 78-86.
8. American Machinist Magazine, (1988), Formado de metales, Mc Graw-Hill, México, ISBN 9684220820.
9. ASM International Metals Handbook, (1988), Ninth editon, Vol. 14, Forming and forging, USA, ISBN 0-871170-007-7.
10. Badini C., Vecchia G., Fino P. and Valente T., (2001), Forging of 2124/SiC p composite: preliminary studies of the effects on microstructure and strenght, Journal of Materials Processing Technology, Volume 116, Pages 289-297, [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)01056-1](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)01056-1).
11. Behrens B., Doege E., Reinsch S., Telkamp K., Dahndel H., and Specker A., (2007), Precision forging processes for high-duty automotive components, Journal of Materials Processing Technology, Volume 185, Pages 139-146, DOI [10.1016/J.JMATPROTEC.2006.03.132](https://doi.org/10.1016/J.JMATPROTEC.2006.03.132).

12. Behrens B., Nickel R. and Müller S., (2009), Flashless precision forging of a two cylinder crankshaft, *Production Engineering, Research and Development*, Springer, Volume 3, Pages 381-389, DOI [10.1007/s11740-009-0185-x](https://doi.org/10.1007/s11740-009-0185-x).
13. Behrens A., and Schafstall, (1998), 2D and 3D simulation of complex multistage forging processes by use of adaptive friction coefficient, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 80, Pages 298-303, DOI [10.1016/S0924-0136\(98\)00187-3](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(98)00187-3).
14. Bharathesh T., Ramesh C., Keshavamurthy R., and Verma S., (2015), Effect of Hot forging on Mechanical Characteristics of Al6061-TiO<sub>2</sub> Metal Matrix Composite, *Materials Today: Proceedings*, Volume 2, Pages 2005-2012, DOI [10.1016/J.MATPR.2015.07.170](https://doi.org/10.1016/J.MATPR.2015.07.170).
15. Bralla J., (1998), *Design for manufacturability handbook*, Second edition, Mc Graw-Hill, ISBN 0071501789, 9780071501781.
16. Bramley A. and Davies B., (1987), *Computer Aided Forging Design*, CIRP Annals, Volume 36, Issues 1, Pages 135-138, [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62571-2](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62571-2).
17. Byrer T., (1985), *Forging Handbook*. Forging Industry Association and American Society for Metals, USA, ISBN 0-87170-194-4.
18. Cavaliere P., (2004), Isothermal forging of AA2618 reinforced with 20% of alumina particles, *Composites, Part A: Applied science and manufacturing*, Volume 35, Pages 619-629, <https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2004.02.014>.
19. Cavaliere P., Cerri E. and Evangelista E., (2004), Isothermal forging modelling of 2618 + 20% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> metal matrix composite, *Journal of alloys and compounds*, Volume 378, Pages 117-122, DOI [10.1016/J.JALLCOM.2003.10.103](https://doi.org/10.1016/J.JALLCOM.2003.10.103).
20. Ceschini L., Minak G. and Morri A., (2009), Forging of the AA2618/ 20 vol% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>p composite: Effects on microstructure and tensile properties, *Composites science and technology*, Volume 69, Pages 1783-1789, <https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2008.08.027>.
21. Chamouard A., (1964), *Estampage et forge: Statique appliquée aux déformations à chaud par forgeage, filage et matricage*, Dunod.
22. Chandrasekhar P., Chand S., and Singht S., (2018), Investigation of Dynamic effects during cold upset-forging of Silicon Carbide particulate reinforced Aluminium metal matrix composite preforms, *Materials Today: Proceedings, ICMPC*, Volume 5, Pages 20201-20209, DOI [10.1016/J.MATPR.2018.06.390](https://doi.org/10.1016/J.MATPR.2018.06.390).

23. Choi J., Kim B. and Kim S., (1995), Computer-aided design of blockers for rib-web type forgings, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 54, Issues 1-4, Pages 314-321, [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(94\)01781-6](https://doi.org/10.1016/0924-0136(94)01781-6).
24. Cocen U., and Onel K., (2002), Ductility and strenght of extruded SiCp/aluminum-alloy composites, *Composites Science and Technology*, Volume 62, Pages 275-282, DOI [10.1016/S0266-3538\(01\)00198-1](https://doi.org/10.1016/S0266-3538(01)00198-1).
25. Del Río J., (1980), *Deformación plástica de los materiales: La forja y la laminación en caliente*, Editorial Gustavo Gili, Barcelona España, ISBN 8425209951.
26. Del Río J., (2005), *Conformación plástica de materiales metálicos (En frío y en caliente)*, Cie Inversiones Editoriales Dossat 2000, ISBN: 84-96437-09.4.
27. Di Lorenzo R., and Micari F., (1998), An Inverse Approach for the Design of the Optimal Preform Shape in Cold Forging, *CIRP Annals*, Volume 47, Issue 1, Pages 189-192, [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62815-7](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62815-7).
28. Dieter G., (1988), *Mechanical metallurgy, SI Metric Edition*, McGraw-Hill, UK, ISBN 0-07-084187-X.
29. Doege E. and Bohnsack R., (2000), Closed die technologies for hot forging, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 98, Pages 165-170, [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00194-6](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00194-6).
30. Domblesky J., Kraft F., Druecke B., and Sims B., (2006), Welded performs for forging, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 171, Pages 141-149, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.06.066>.
31. [DPMCM03 CONT R62 EstampasBielas.jpg \(800x558\) \(ulhi.net\)](#) (Consultada 16/10/2023).
32. Estrada L., (2007), *Diseño de estampas para forja*, Tesis licenciatura, FI UNAM, México.
33. Estrada L., (2010), *Modelado de flujo plástico de estampas para forja y propuesta de diseño*, Tesis de maestría, IIM UNAM, México.
34. Evangelista E., Forcellese A., De Sanctis A. and Wang Z., (1994), BRITE-EURAM- Forging of Al-MMCs.

35. Fanani E., Surojo E., Prabowo A., Ariawan D. and Akbar H., (2021), Recent Development in Aluminum Matrix Composite Forging: Effect on the Mechanical and Physical Properties, *Procedia Structural Integrity*, Volume 33, Pages 3-10, ISSN 2452-3216, <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2021.10.002>.
36. FIA, (2022), APPENDIX A-Tolerances of impression die, 9. APPENDIX A - TOLERANCES FOR IMPRESSION DIE | Forging Industry Association, (Consultada 16/10/2023).
37. Forcellese A., Gabrielli F. and Ruffini R., (1996), Application of a decision making method in the forging condition optimisation for manufacturing automotive components, *Journal of Materials Processing Tchnology*, Volume 60, Pages 125-132, DOI [10.1016/0924-0136\(96\)02317-5](https://doi.org/10.1016/0924-0136(96)02317-5).
38. Fourment L., Balan T. and Chenot J., (1995), Shape optimal design in forging, *Numiform'95*, Pages 557-562.
39. Fuertes J., Luis C., Luri R., Salcedo D., León J., and Puertas I., (2016), Design, simulation and manufacturing of a connecting rod from ultra-fine grained material and isothermal forging, *Journal of Manufacturing Processes*, Volume 21, Pages 56-68, <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmapro.2015.11.005>.
40. García A., (2019), Diseño de utilaje para la forja de una pieza industrial mediante simulación por elementos finitos, *Grado en ingeniería en tecnología industrial*, Escuela de ingeniería de Bilbao, <http://hdl.handle.net/10810/36525>.
41. Gegel H., (1987), *Computer Simulation in Materials Science*, Arsenault R., Beeler J. and Easterling D. Eds., ASM Metals Park, Ohio, ISBN 0-87170-296-7.
42. Grass H., Kremaszky C. and Werner E., (2006), 3D FEM simulation of hot forming processes for the production of a connecting rod, *Computational Materials Science*, Volume 36, Issue 4, Pages 480-489, <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2005.06.003>.
43. Gupta H., Gupta R. and Mittal A., (2009), *Manufacturing Processes*, second edition, New age international publishers, New Delhi, ISBN 978-81-224-2844-5.
44. Haller H., (1971), *Handbook of forging*, Carl Hanser Verlag, <https://doi.org/10.1002/mawe.19720030517>.
45. Hawryluk M. and Jakubik J., (2016), Analysis of forging defects for selected industrial die forging processes, *Engineering Failure Analysis*, Volume 59, Pages 396-409, <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2015.11.008>.
46. Hensel A. and Spittel, (1978), *Kraft-und Arbeitsbedarf bildsamer Formgebungsverfahren*, Deutscher Verlag fur Grundstoffindustrie.

47. Hopper C., Pruncu C., Hooper P., Tan Z., Yang S-T, Liu Y. and Jiang J., (2021), The effects of hot forging on the preform additive manufactured 316 stainless steel parts, *Micron*, Volume 143, 103026, ISSN 0968-4328, <https://doi.org/10.1016/j.micron.2021.103026>.
48. Hung C. and Kobayashi S., (1992), Finite element deformation analysis of metal matrix composites, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 32, Pages 601-617, DOI [10.1016/0890-6955\(92\)90049-M](https://doi.org/10.1016/0890-6955(92)90049-M).
49. Hunt W. and Miracle D., (2001), *Automotive Applications of Metal-Matrix Composites*, in: ASM Handbook, Vol 21: Composites, ASM International, ISBN electronic 978-1-62708-195-5.
50. Ibrahim I., Mohamed F. and Lavernia E., (1991), Particulate reinforced metal matrix composites- a review, *Journal of Materials Science*, Volume 26, Pages 1137-1156, DOI [10.1007/BF00544448](https://doi.org/10.1007/BF00544448).
51. Jiang J. and Dodd B., (1993), Large cold plastic deformation of metal-matrix composites reinforced by SiC particles, *Journal of Materials Science Letters*, Volume 12, Pages 1519-1521, DOI [10.1007/BF00277084](https://doi.org/10.1007/BF00277084).
52. Jolgam M., Hamouda A., Sulaiman S. and Hamdan M., (2003), Development of a CAD/CAM system for the closed-die forging process, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 138, Pages 436-442, [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(03\)00113-4](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(03)00113-4).
53. Keshavamurthy R., Suhael A., Mudashi L., Amil K., Shashidhara M. and Vimarshan R., (2014), Tribological properties of hot forged Al 2024- Ti B<sub>2</sub> in-situ composite, *Advanced Materials Manufacturing & Characterization*, Volume 4, Pages 87-92, DOI [10.11127/IJAMMC.2014.08.02](https://doi.org/10.11127/IJAMMC.2014.08.02).
54. Kim Y. and Chitkara N., (2001), Determination of preform shape to improve dimensional accuracy of the forged crown gear form in a closed-die forging process, *International Journal of Mechanical Sciences*, Volume 43, Pages 853-870, DOI [10.1016/S0020-7403\(00\)00020-5](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(00)00020-5).
55. Kim H., and Kim D., (1994), Computer-aided preform design in the closed-die forging process, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 41, Issue 1, Pages 83-104, [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(94\)90178-3](https://doi.org/10.1016/0924-0136(94)90178-3).
56. Kim N., and Kobayashi S., (1990), Preform design in H-shaped cross sectional axisymmetric forging by the finite element method, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 30, Pages 243-268, [https://doi.org/10.1016/0890-6955\(90\)90134-5](https://doi.org/10.1016/0890-6955(90)90134-5).
57. Kim H., Sweeney K., and Altan T., (1994), Application of computer aided simulation to investigate metal flow in selected forging operations, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 46, Pages 127-154, [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(94\)90107-4](https://doi.org/10.1016/0924-0136(94)90107-4).

58. Lahaye C., Bassan D., Hirsch J., Criqui B., Sahr C. and Goede M., (2008), Applications: Contribution of Aluminium to the Multi-material Light-weight BIW Design of SuperLight-Car, in: Hirsch J., Skrotzky B. and Gottstein G. (Eds.), Aluminium Alloys Vol. 2., Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, Germany.
59. Lange K. and Meyer-Nolkemper H., (1977), Closed-die Forging, Springer Verlag.
60. Lee J., Hong S., Lee S., Cho N., and Kim N., (1994), Application of physical modeling, FEM and knowledge-based process planning program to forging process design, Journal of Materials Processing Technology, Volume 45, Pages 709-714, [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(94\)90422-7](https://doi.org/10.1016/0924-0136(94)90422-7).
61. Lee Y., Lee J. and Ishikawa T., (2002), Analysis of the elastic characteristics at forging die for the cold forged dimensional accuracy, Journal of Materials Processing Technology, Volumes 130-131, Pages 532-539, [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00800-2](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00800-2).
62. Li F., Chen P., Han J., Deng L., Yi J., Liu Y., and Eckert J., (2020), Metal Flow behavior of P/M connecting rod preform in flashless forging based on isothermal compression and numerical simulation, Journal of Materials Research and Technology, Volume 9, Issue 2, Pages 1200-1209, <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2019.11.047>.
63. Liu W., Deng H., Zhou L., Qiu W., Zuo H., Chen H., Huang G. and Tang J., (2023), Hybrid manufacturing process combining laser powder-bed fusion and forging for fabricating Ti-5Al-5V-5Mo-3Cr-1Zr alloy with exceptional and isotropic mechanical properties, Materials Science and Engineering: A, Volume 877, 145135, ISSN 0921-5093, <https://doi.org/10.1016/j.msea.2023.145135>.
64. Lu Ch., Zhang L., Mu Z., Tai Q. and Zheng Q., (2008) 3D FEM simulation of the multi-stage forging process of a gas turbine compressor blade, Journal of Materials Processing Technology, Volume 198, Pages 463-470, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.07.032>.
65. Manji, J., (1994), Die Lubricants, Forging, Spring, Pages 39-44.
66. Matweb (Revisada en junio 2023), [www.matweb.com](http://www.matweb.com).
67. McCormack C. and Monaghan J., (2001), A finite element analysis of cold-forging die using two and three dimensional models, Journal of Materials Processing Technology, Volume 118, Pages 286-292, [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00960-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00960-8).
68. Mendelson G., Trackside, Vol 7 (No. 23), 1996.

69. Messner C., Grass H. and Werner E., (2002), Reibung und Wärmeübergang beim Schmieden 2 (604), VDI Fortschritt-Berichte, VDI-Verlag Dusseldorf, ISBN 3-18-360402-7.
70. Mynors D., Broomhead P. and Kulon J., (2006), A knowledge-based engineering design tool metal forging, Journal of Materials Processing Technology, Volume 177, Pages 331-335, DOI [10.1016/J.JMATPROTEC.2006.04.062](https://doi.org/10.1016/J.JMATPROTEC.2006.04.062).
71. Narayana M., Nageswara R. and Kashyap B., (2003), On the hot working characteristics of 6061Al-SiC and 6061-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> particulate reinforced metal matrix composites, Composites Science and Technology, Volume 63, Issue 1, Pages 119-135, [https://doi.org/10.1016/S0266-3538\(02\)00197-5](https://doi.org/10.1016/S0266-3538(02)00197-5).
72. Ngo N., Hsu Q., Li W., and Huang P., (2017), Optimizing Design of Two-dimensional Forging Preform by Bi-directional Evolutionary Structural Optimization Method, Procedia Engineering, Volume 207, Pages 520-525, <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.10.815>.
73. Oh S., and Yoon S., (1994), A New Method to Design Blockers, CIRP Annals, Volume 43, Issue 1, Pages 245-248, [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62205-7](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62205-7).
74. Omrani E., Dorri A., Menezes P., and Rohatgi P., (2016), Influences of graphite reinforcement on the tribological properties of self-lubricating aluminum matrix composites for green tribology, sustainability and energy efficiency- a review, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Volume 83, Pages 325-346, DOI [10.1007/S00170-015-7528-X](https://doi.org/10.1007/S00170-015-7528-X).
75. Ozdemir I., Umit C. and Kazim O, (2000), The effect of forging on the properties of particulate-SiC-reinforced aluminum-alloy composites, Composites Science and Technology, Volume 60, Issue 3, Pages 411-419, [https://doi.org/10.1016/S0266-3538\(99\)00140-2](https://doi.org/10.1016/S0266-3538(99)00140-2).
76. Palmer F., Luerssen G. and Pendleton Jr J., (1986), Acero para herramientas, Representaciones y Servicios de Ingeniería, México, ISBN 9789686062809.
77. Park J., and Hwang H., (2007), Preform design for precision forging of an asymmetric rib-web type component, Journal of Materials Processing Technology, Volumes 187-188, Pages 595-599, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2006.11.034>.
78. Park J., Rebelo N., and Kobayashi S., (1983), A new approach to preform design in metal forming with the finite element method, International Journal of Machine Tool Design and Research, Volume 23, Pages 71-79, DOI: [10.1016/0020-7357\(83\)90008-2](https://doi.org/10.1016/0020-7357(83)90008-2).
79. Prasad Y., Rao K. and Sasidhara S., (2015), Hot working guide: A compendium of processing maps, Second edition, ASM International, USA, ISBN-10: 1-62708-091-0.

80. Pruncu C., Hopper C., Hooper P., Tan Z., Zhu H., Lin J. and Jiang J., (2020), Study of the Effects of Hot Forging on the Additively Manufactured Stainless Steel Preforms, *Journal of Manufacturing Processes*, Volume 57, Pages 668-676, ISSN 1526-6125, <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.07.028>.
81. Purohit R., Qureshi M. and Kumar B., (2017), Effect of forging on aluminum matrix nano composites: A review, *ICMPC*, Volume 4, Issue 4, Part D, Pages 5185-5468, <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.05.047>.
82. Purohit R., Qureshi M. and Patil S., (2018), An overview on the forging behaviour of aluminum matrix nano composites, *Material today: proceedings*, Volume 5, Issue 9, Part 3, Pages 20124-20129, <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2018.06.380>.
83. Radev R. and Tomov B., (2010), Shape complexity factor for closed die forging, *International Journal of Material Forming*, Volume 3, Pages 319-322, <https://doi.org/10.1007/s12289-010-0771-7>.
84. Rajeshkannan A., Pandey K., Shanmugam S., and Narayanasamy R., (2008), Deformation behavior of sintered high carbon alloy powder metallurgy steel in powder preform forging, *Materials and Design*, Volume 29, Issue 9, Pages 1862-1867, <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2007.02.006>.
85. Rajiev R. and Sadagopan P., (2018), Simulation and analysis of hot forging dies for pan head bolt and insert component, *Materials today: proceedings*, Volume 5, Issue 2, Part 2, Pages 7320-7328, <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.11.401>.
86. Ramesh C., Keshavamurthy R. and Madmsudhan J., (2014), Fatigue bahaviour of Ni-P coated Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> reinforced Al6061 composites, *Procedia Materials Science*, Volume 6, Pages 1444-1454, DOI [10.1016/J.MSPRO.2014.07.124](https://doi.org/10.1016/J.MSPRO.2014.07.124).
87. Richter J., Blohm T., Langner J., Stonis M., and Behrens B., (2017), Quality optimization for aluminum precision forging processes in completely enclosed dies of long forging parts by prediction and avoidance of thin flash generation, *Procedia Engineering*, Volume 207, Pages 484-489, <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.10.809>.
88. Roberts S., Withers P., Barnes S. and Prangnell P., (1994), Forging of H sections from aluminum metal matrix composite bars, modelled using the finite element method, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 45, Pages 421-428, DOI [10.1016/0924-0136\(94\)90376-X](https://doi.org/10.1016/0924-0136(94)90376-X).
89. Sabroff A., Boulger F. and Henning H., (1968), *Forging materials and practices*, Reinhold.

90. Schey J., (2002), *Procesos de manufactura*, Tercera edición, Mc Graw-Hill, México, ISBN-10: 9701035739.
91. Sedighi M. and Tokmechi S., (2008), A new approach to preform design in forging process of complex parts, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 197, Issues 1-3, Pages 314-324, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.06.043>.
92. Shi H., McLaren A., Sellars C., Shahani R. and Bolingbroke R., (1997), Constitutive equations for high temperature flow stress of aluminium alloys, *Materials Science and Technology*, Volume 13, Pages 210-216, DOI [10.1179/MST.1997.13.3.210](https://doi.org/10.1179/MST.1997.13.3.210).
93. Shakil S., Smith N., Yoder S., Ross B., Alvarado D., Hadadzadeh A., and Haghshenas M., (2022), Post fabrication thermomechanical processing of additive manufactured metals: A review, *Journal of Manufacturing Processes*, Volume 73, Pages 757-790, ISSN 1526-6125, <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.11.047>.
94. Siegert K., Kammerer M., Keppler-Ott T., and Ringhand D., (1997), Recent developments on high precision forging of aluminum and steel, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 71, Issue 1, Pages 91-99, [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(97\)00153-2](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(97)00153-2).
95. Simulia Dassault Systems, *Coupled Eulerian Lagrangian Modelling Techniques*, 4, 2010.
96. Song J. and Im Y., (2007), Process design for closed-die forging of bevel gear by finite element analyses, *Journal of Materials Processing Technology*, Volumes 192-193, Pages 1-7, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.04.081>.
97. Spies K., (1959), *Preforming in forging and preparation of reducer Rolling*, Doctoral dissertation, University of Hannover.
98. Takemasu T., Vazquez V., Painter B. and Altan T., (1996), Investigation of metal flow and preform optimization in flashless forging of a connecting rod, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 59, Issues 1-2, Pages 95-105, [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(96\)02290-X](https://doi.org/10.1016/0924-0136(96)02290-X).
99. Tang Y., Zhou X. and Chen J., (2008), Preform tool shape optimization and redesign based on neural network response surface methodology, *Finite Elements in Analysis and Design*, Volume 44, Issue 8, Pages 462-471, <https://doi.org/10.1016/j.finel.2008.01.007>.
100. The Aluminum Association, (1967), *Aluminum forging design manual*, 1 st edition, New York.

101. Tomov B., (2007), Hot closed die forging- state of art and future development, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, Volume 24, Pages 443-449.
102. Tomov B. and Radev R., (2004), An example of determination of preforming steps in hot die forging, Journal of Materials Processing Technology, Volumes 157-158, Pages 617-619, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.07.123>.
103. Tomov B., Gagov V. and Radev R., (2004), Influence of flash design upon process parameters of hot die forging, Journal of Materials Processing Technology, Volumes 157-158, Pages 620-623, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.07.124>.
104. Tomov B., Gagov V. and Radev R., (2004), Numerical simulations of hot die forging processes using finite element method, Journal of Materials Processing Technology, Volumes 153-154, Pages 352-358, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.04.051>.
105. Tomov B. and Radev R., (2003), Preform design for axis-symmetrical hot die forgings, In Proceedings of the Fourth International Conference on Industrial Tools, Bled, Slovenia, Pages 175-182.
106. Torres J., (2015), Diseño y análisis del herramental para un paso de forja, Tesis de licenciatura, FI UNAM, México.
107. Tschaetsch H., (2006), Metal forming practice, Springer, Germany, ISBN 978-3-540-33216-9, <https://doi.org/10.1007/3-540-33217-0>.
108. Valberg H., (2010), Applied metal forming, Including FEM analysis, Cambridge University Press, New York, DOI [10.5860/choice.48-2109](https://doi.org/10.5860/choice.48-2109).
109. Vasuki G., Ganapathi K., Bikash M., and Malay S., (2017), Optimization of forging process parameters for wheel hub using numerical simulation, Materials Today: Proceedings, Volume 4, Issue 10, Pages 11107-11110, <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.08.073>.
110. Vazquez V. and Altan T., (2000), Die design for flashless forging of complex parts, Journal of Materials Processing Technology, Volume 98, Issue 1, Pages 81-89, [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00308-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00308-8).
111. Vieregge K., Contribution to flashdesign in closed die forging, Doctoral dissertation, Technical University of Hannover.
112. Wagener H. and Wolf J., (1993), Cold forging of MMCs of aluminium alloy matrix, Journal of Materials Processing Technology, Volume 37, Issues 1-4, Pages 253-265, [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(93\)90095-N](https://doi.org/10.1016/0924-0136(93)90095-N).

113. Winship J., (1978), Fundamentals of forging, A. Mach.
114. Xia X., Hugh J. and Sakaris P., (1995), Hot deformation mechanisms in a 10 vol% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> particle reinforced 6061 Al matrix composite, Scripta metallurgica et materialia, Volume 32, Issue 8, Pages 1185-1190, [https://doi.org/10.1016/0956-716X\(95\)00123-D](https://doi.org/10.1016/0956-716X(95)00123-D).
115. Zener C. and Hollomon J., (1944), Effect of Strain Rate Upon Plastic Flow of Steel, Journal of Applied Physics, Volume 15, Pages 22-32, DOI [10.1063/1.1707363](https://doi.org/10.1063/1.1707363).
116. Zhang, H., Ramesh, K., and Chin, E. (2004). High strain rate response of aluminum 6092/B4C composites, Materials Science and Engineering A-Structural materials properties microstructure and processing, Volume 384, Pages 26-34, DOI [10.1016/J.MSEA.2004.05.027](https://doi.org/10.1016/J.MSEA.2004.05.027).
117. Zhao G., Wang G., and Grandhi R., (2002), Die cavity design of near flashless forging process using FEM-based backward simulation, Journal of Materials Processing Technology, Volume 121, Issues 2-3, Pages 173-181, [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00998-0](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00998-0).
118. Zuo X., Wei Y., Chen J., Zeng L., and Ruan X., (1999), 3D FEM simulation of multi-stage forging process using solid modeling of forging tools, Journal of Materials Processing Technology, Volume 91, Issues 1-3, Pages 191-195, [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(98\)00434-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(98)00434-8).