



**MODELADO DE FLUJO PLÁSTICO  
DE ESTAMPAS PARA FORJA  
Y PROPUESTA DE DISEÑO**

**T E S I S**

QUE PARA OBTENER EL TÍTULO DE

**MAESTRO EN CIENCIA  
E INGENIERÍA DE MATERIALES**

PRESENTA

**ING. LEONARDO ESTRADA DÍAZ**

TUTOR: DR. ARMANDO ORTIZ PRADO



MÉXICO, D. F. 2010



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 mis padres, por todo su apoyo, confianza, paciencia y principalmente por haberme inculcado el sentido de responsabilidad que es lo que me permitió lograr esta meta, sin su apoyo no hubiera sido posible.

A mi hermano, por todo su apoyo y comprensión durante este proyecto.

Al Dr. Armando Ortiz Prado, por la confianza, por sus conocimientos, experiencia y aportación a este trabajo

Al Dr. Luis Antonio Dávalos Orozco y Dr. Víctor Hugo Jacobo Armendariz, integrantes de mi comité tutorial por su guía durante mi estancia en el Posgrado.

A los profesores Dr. Rafael Shouwenaars, Dr. Gonzalo González, Dr. Bernardo Hernández y Dr. Fermín Viniegra por el tiempo y dedicación que invirtieron para la mejora del trabajo.

Al M.C. Edgar Isaac Ramírez Díaz, por todas las ideas aportadas para la realización de este trabajo y principalmente en el desarrollo de las simulaciones mediante elementos finitos.

A mis amigos, Gerardo, Ramón, Eder, Arturo, Víctor y Sam, por brindarme su amistad durante todos estos años.

Leonardo Estrada Díaz

# ÍNDICE

ÍNDICE .....	I
OBJETIVOS .....	II
INTRODUCCIÓN .....	III
<b>1. PRINCIPIOS BÁSICOS DE LA TEORÍA DE PLASTICIDAD .....</b>	<b>1</b>
1.1 HIPÓTESIS DE ADITIVIDAD .....	1
1.2 CRITERIOS DE CEDENCIA .....	2
1.2.1 CRITERIO DE TRESCA .....	4
1.2.2 CRITERIO DE VON MISES .....	5
1.3 REGLAS DE ENDURECIMIENTO .....	6
1.3.1 ENDURECIMIENTO ISOTRÓPICO .....	7
1.3.2 ENDURECIMIENTO CINEMÁTICO .....	7
1.4 REGLAS DE FLUJO .....	8
1.5 MODELOS PARA SIMULACIÓN DE FLUJO .....	11
1.5.1 MÉTODO DE ELEMENTO FINITO (MEF) .....	12
<b>2. DISEÑO DE ESTAMPAS PARA FORJA .....</b>	<b>16</b>
2.1 CONSIDERACIONES EN EL DISEÑO DE ESTAMPAS .....	18
2.2 CONSIDERACIONES GEOMÉTRICAS .....	19
2.3 LÍNEA DE SEPARACIÓN .....	19
2.4 NÚMERO DE ETAPAS .....	21
2.4.1 CLASIFICACIÓN DE FORMAS .....	21
2.4.2 FACTOR DE COMPLEJIDAD DE FORMA .....	24
2.5 DISEÑO DE LA PREFORMA .....	26
2.6 DISEÑO DE LA ZONA DE REBABA .....	30
2.7 TRIBOLOGÍA .....	34
2.7.1 RECUBRIMIENTOS Y TRATAMIENTOS LOCALIZADOS .....	36
2.8 TRANSFERENCIA DE CALOR EN LA ESTAMPA .....	37
2.9 SOBRESPORES DE MECANIZADO .....	39
2.10 CONTRACCIÓN DEL MATERIAL DE TRABAJO .....	39
<b>3. GUÍA PARA DISEÑO DE ESTAMPAS .....</b>	<b>41</b>
3.1 PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA .....	43
3.1.1 PROPIEDADES DEL MATERIAL .....	43
3.2 DETERMINACIÓN DE LA GEOMETRÍA A FORJAR .....	44
3.3 DETERMINACIÓN DEL NÚMERO DE ETAPAS DE FORJA .....	45
3.4 ELECCIÓN DE LA GEOMETRÍA DE LAS PREFORMAS .....	46
3.5 DETERMINACIÓN DE LAS DIMENSIONES DE LA ZONA DE REBABA .....	51
<b>4. CONCLUSIONES .....</b>	<b>58</b>
<b>5. REFERENCIAS .....</b>	<b>60</b>

## OBJETIVOS

- El objetivo general es determinar las etapas en las cuales el diseño de un proceso de forja en estampa presenta una mayor dificultad, lo que impide la elaboración de una guía general para todas las geometrías existentes.
- Condensar y concentrar en el texto los diferentes criterios que en la actualidad permiten establecer ciertos parámetros en los procesos de forja en estampa.
- Para un caso de estudio, mediante simulaciones con paquetería de Método de Elementos Finitos (MEF) diseñar un proceso de forja en estampa.
- Determinar el número de etapas de preforma en las que se llevará a cabo la deformación.
- Establecer las geometrías de las preformas que permitan obtener el completo llenado de la estampa final con un flujo libre de defectos mediante la utilización de cargas racionales.
- Determinar las dimensiones ideales de la zona de rebaba, teniendo como objetivo que las fuerzas de forja sean reducidas, estableciendo que existe una relación entre este parámetro y el desgaste de la estampa.

## INTRODUCCIÓN

El presente trabajo surge como continuación al realizado en la licenciatura titulado “Diseño de estampas para forja”, donde se estudió de manera individual la zona de rebaba en un proceso de forja. La elaboración de una guía para el diseño de estampas se ha convertido en una necesidad, ya que en la actualidad no existen textos que desarrollen de manera completa el procedimiento a seguir para el diseño de una estampa para forja y los que cumplen medianamente con el objetivo datan de hace varios años, lo cual establece una barrera con los alcances obtenidos recientemente. Es decir, existen textos que abarcan ciertos aspectos del diseño de la estampa de manera completa, pero en ocasiones dejan de lado cuestiones que pueden llegar a ser determinantes en la obtención de la pieza mediante procesos racionales, es decir, con la utilización de cargas de forja que no excedan los valores normales para dichos procesos.

El presente trabajo trata de establecer y puntualizar las principales problemáticas que se presentan en la elaboración de una guía que permita de una manera metódica lograr que el diseño del proceso de forja sea más amigable, esto basado en conocimientos y propuestas realizadas por distintos autores y así evitar que el diseño se encuentre restringido solo en la experiencia del diseñador. Se busca ser capaz de diseñar un proceso de forja que permita obtener el completo llenado de la estampa sin defectos a requerimientos de carga normales que permitan que el desgaste de la estampa sea el menor posible y así poder aumentar su vida útil, ya que el costo del herramental en la forja en caliente es elevado.

En el trabajo se trata de resumir y concentrar en un solo texto los avances relacionados con el diseño de un proceso de forja en caliente. Los elementos a considerar en el diseño son varios, de los cuales se trata de resumir y explicar cuál es el impacto que tienen en la vida útil de la estampa de forja. El objetivo primordial de la elaboración de la guía es generar un proceso de diseño de forja en el cual sea posible alcanzar la geometría deseada sin defectos, donde la vida útil de la estampa sea uno de los factores más importantes a considerar.

Son varias las formas en las cuales se puede alargar la vida útil de la estampa: desde la elección idónea de las temperaturas de forja de la materia prima y del dado, la elección del lubricante y su aplicación, hasta la determinación de la necesidad de pasos intermedios y geometría de los mismos en el proceso, es importante delimitar las etapas problemáticas en el diseño del proceso, ya que permitirá poner mayor atención en el desarrollo de nuevas propuestas de diseño.

Para determinar cuáles son las etapas complicadas en el diseño de un proceso de forja y por lo mismo de la guía, se tomará como ejemplo una geometría y se diseñará el proceso de forja utilizando varias de las reglas conocidas actualmente para cada etapa y así determinar los factores que presentan mayor dificultad. Cada paso estará siendo simulado mediante el *software* de Análisis por Elemento Finito ABAQUS®, lo cual permitirá determinar de manera efectiva si la dirección elegida es la correcta para lograr el diseño del proceso. Para cada parámetro se observará cual es el impacto que presenta en el requerimiento de carga y así determinar los factores que afectan de manera considerable la vida útil de la estampa de forja.

# CAPÍTULO 1

## PRINCIPIOS BÁSICOS DE LA TEORÍA DE PLASTICIDAD

El estudio de la plasticidad es importante en muchos campos de la ingeniería. En las técnicas de conformado por deformación es necesario conocer el comportamiento plástico del material que se está deformando para poder controlar el proceso.

La teoría de plasticidad es la rama de la mecánica que trata con el cálculo de esfuerzos y deformaciones en un cuerpo permanentemente deformado por un conjunto de fuerzas aplicadas. La teoría se encuentra basada en observaciones experimentales del comportamiento macroscópico de los materiales en estados de esfuerzos combinados. Los resultados observados son posteriormente idealizados en una formulación matemática para describir el comportamiento de los materiales bajo esfuerzos complejos (Chakrabarty, 1997). Un modelo de plasticidad clásica está definido por cuatro grupos de ecuaciones básicas:

1. La descomposición de deformaciones en sus partes elástica y plástica, con una relación entre esfuerzos y deformaciones que describa el comportamiento del material en régimen elástico.
2. El criterio de cedencia, que define en qué condiciones el comportamiento es elástico o plástico.
3. Una regla de endurecimiento que defina la variación en función de alguna variable predefinida del tamaño de la superficie asociada al criterio de cedencia en el espacio de esfuerzos. Dicha variación se define típicamente en función de la deformación plástica o del trabajo plástico.
4. La regla de flujo plástico que define la dirección y magnitud de las deformaciones plásticas.

### 1.1 HIPÓTESIS DE ADITIVIDAD

Deformación se define como la medida de los desplazamientos relativos entre las partículas de un sólido. Por lo visto en los ensayos de tracción, cuando un esfuerzo es menor que el de cedencia, la deformación desaparece una vez retirada esta carga, se dice que el material se comporta de manera elástica. Si el esfuerzo excede al de cedencia, se da como resultado una deformación permanente (plástica), aun después de retirada la carga (Lange, 1985).

El principio básico de la teoría de plasticidad es que en todo momento puede haber deformaciones elásticas (recuperables) y plásticas (no recuperables) y que la deformación es la suma de ambas:

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p \quad (1.1)$$

Las deformaciones elásticas se calculan con la teoría de elasticidad.

## 1.2 CRITERIOS DE CEDENCIA

Cuando se lleva a cabo un ensayo de tracción, existen dos zonas diferenciadas en el comportamiento de los metales: una zona de deformación elástica y una zona de deformación plástica, el valor que adquiere el esfuerzo en la transición de ambas regiones es conocido como el esfuerzo de cedencia ( $\sigma_y$ ). El problema de deducir relaciones matemáticas para predecir las condiciones en las cuales el flujo plástico comienza cuando un material es sometido a cualquier tipo de combinación de esfuerzos es una consideración importante en el campo de la plasticidad. Un estado general de esfuerzos en un punto puede ser determinado mediante un tensor de esfuerzos  $\sigma_{ij}$  en una base asociada a los ejes cartesianos  $\{x,y,z\}$ :

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix} \quad (1.2)$$

Al tratarse de un tensor simétrico de segundo orden, este se puede diagonalizar en una base ortonormal. Es siempre posible encontrar un arreglo de ejes en donde los esfuerzos cortantes desaparezcan (Figura 1.1). El estado de esfuerzos puede ser representado por tres componentes principales, o por tres invariantes del tensor. Los esfuerzos principales ( $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ ) son las raíces de la ecuación cubica

$$\sigma^3 - I_1\sigma^2 - I_2\sigma - I_3 = 0 \quad (1.3)$$

donde  $I_1, I_2$  y  $I_3$  son magnitudes independientes de la dirección de los ejes elegidos y son llamados los tres invariantes del tensor de esfuerzos  $\sigma_{ij}$ . En términos de los esfuerzos principales son:

$$I_1 = Tr(\boldsymbol{\sigma}) = \sigma_{ii} = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad (1.4)$$

$$I_2 = \frac{1}{2}(\boldsymbol{\sigma} : \boldsymbol{\sigma} - I_1^2) = -(\sigma_1\sigma_2 + \sigma_1\sigma_3 + \sigma_2\sigma_3) \quad (1.5)$$

$$I_3 = det(\boldsymbol{\sigma}) = \sigma_1\sigma_2\sigma_3 \quad (1.6)$$

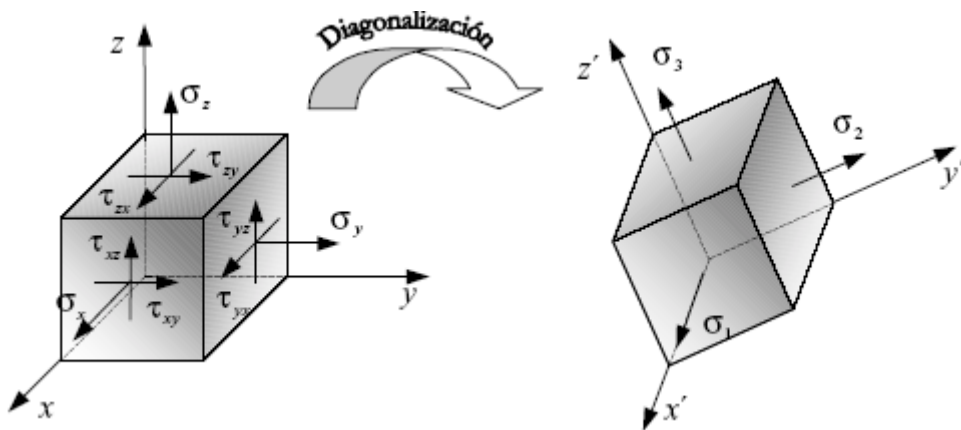


Figura 1.1 Diagonalización del tensor de esfuerzos (Oliver, 2000)



El tensor de esfuerzos expresado en un sistema de ejes coincidente con las direcciones principales escrito con notación matricial solo tiene componentes no nulas en la diagonal principal.

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{bmatrix} \quad (1.7)$$

Cada estado de esfuerzos se puede descomponer en dos partes, una llamada tensor desviador de esfuerzos y el otro tensor hidrostático de esfuerzos. La relación es

$$\sigma_{ij} = S_{ij} + p_{ij} = S_{ij} + \sigma_H \delta_{ij} \quad (1.8)$$

donde  $\sigma_H$  es la componente hidrostática del tensor de esfuerzos y  $S_{ij}$  es el tensor desviador de esfuerzos

$$\sigma_H = \sigma_0 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (1.9)$$

$$S_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_H \delta_{ij} \quad (1.10)$$

Con base en estas definiciones el tensor de esfuerzos puede escribirse como:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_0 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_0 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sigma_{11} - \sigma_0 & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} - \sigma_0 & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} - \sigma_0 \end{bmatrix} \quad (1.11)$$

Un criterio de cedencia es una relación que define el límite de elasticidad sometido a cualquier combinación de esfuerzos. Se encuentra expresado por

$$f(\sigma_{ij}) = C \quad (1.12)$$

La veracidad de cualquier criterio de cedencia propuesto debe ser verificada experimentalmente. Para materiales isotrópicos, el flujo plástico puede depender solo de la magnitud de los tres esfuerzos principales y no de sus direcciones. Por lo cual, cualquier criterio de cedencia puede ser expresado de la forma

$$f(I_1, I_2, I_3) = C \quad (1.13)$$

Los criterios de cedencia son esencialmente relaciones empíricas donde se observa que la pura presión hidrostática no ocasiona la cedencia en un sólido continuo. Para materiales isotrópicos, la deformación causada por la parte hidrostática consiste solo en un cambio de volumen (o tamaño) pero no un cambio de forma. Por otro lado, la deformación causada por la parte desviadora consiste en el nulo cambio de volumen, sólo en cambio de forma. Por lo tanto, se observa que es el tensor desviador es el que se encuentra relacionado con la cedencia. Estas consideraciones llevan a la conclusión que el criterio de cedencia debe estar en función del desviador de esfuerzos ( $S_{ij}$  o  $\sigma'_{ij}$ ). Por lo anterior, la cedencia del material depende sólo de las componentes principales ( $\sigma'_1, \sigma'_2, \sigma'_3$ ) del tensor desviador de esfuerzos.

Para materiales isotrópicos, la función de cedencia debe permanecer sin cambio alguno a pesar del cambio del sistema de coordenadas. Esto significa que la función  $f$  debe permanecer invariante de  $\sigma$ . Dado que cada invariante del tensor puede ser expresado en términos de los tres invariantes principales,  $f$  debe estar en función de los tres invariantes principales  $J_1$ ,  $J_2$  y  $J_3$  de  $\sigma$  (Rees, 2006). Pero debido a que la  $tr\mathbf{S} = 0$ , el primer invariante  $J_1$  es igual a cero. Por lo tanto el criterio de cedencia se convierte en

$$f(J_2, J_3) = C \quad (1.14)$$

Donde

$$J_2 = -(\sigma_1\sigma_2' + \sigma_2'\sigma_3 + \sigma_3'\sigma_1) \quad (1.15)$$

$$J_3 = \sigma_1'\sigma_2'\sigma_3' \quad (1.16)$$

Las teorías de deformación plástica relacionan el estado de esfuerzos en el material con el esfuerzo de cedencia. Es evidente que para estados multiaxiales de esfuerzo el límite entre las dos regiones de deformación no será un punto, sino una curva cerrada en donde los puntos contenidos en su interior, que representan distintos estados de esfuerzo, no alcanzan el estado mínimo de energía para conseguir la deformación permanente. Una vez que algún estado de esfuerzos alcance la región de cedencia será suficiente para producir plasticidad y las fronteras de dicha curva cambiarán en función de la deformación obtenida. El criterio de cedencia determina la forma de la superficie de cedencia. Los dos más utilizados son el de criterio de cedencia de Tresca y el criterio de cedencia de von Mises.

### 1.2.1 CRITERIO DE TRESCA

Este criterio fue formulado por Coulomb y depende de un solo parámetro: la máxima resistencia al cortante ( $\tau_{max}$ ). Además considera el segundo y tercer invariantes del tensor desviador de esfuerzos ( $J_2, J_3$ ), ignorando la influencia del primer invariante del tensor de esfuerzos. Es apropiado para representar el comportamiento de los metales y su mayor limitación viene dada por la necesidad de calcular  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  y  $\sigma_3$ . De acuerdo con este criterio, se alcanza la cedencia plástica cuando la magnitud del esfuerzo cortante máximo alcanza un valor crítico igual a  $k$ .

$$[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 - 4k^2][(\sigma_2 - \sigma_3)^2 - 4k^2][(\sigma_3 - \sigma_1)^2 - 4k^2] = 0 \quad (1.17)$$

La constante  $k$  del material puede ser determinada de manera sencilla de los resultados experimentales del ensayo de tensión, obteniéndose los valores de los esfuerzos principales

$$\sigma_1 = \sigma, \sigma_2 = 0, \sigma_3 = 0 \quad (1.18)$$

Por lo cual, al inicio de la cedencia

$$\sigma = \sigma_Y \quad (1.19)$$

Sustituyendo 1.18 y 1.19 en 1.17 se obtiene que  $k = \sigma_Y/2$ . Por lo tanto el criterio de Tresca queda

$$[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 - \sigma_Y^2][(\sigma_2 - \sigma_3)^2 - \sigma_Y^2][(\sigma_3 - \sigma_1)^2 - \sigma_Y^2] = 0 \quad (1.20)$$

En términos de los invariantes  $J_2$  y  $J_3$ , la expresión queda

$$f(J_2, J_3) = 4 \left( J_2 - \frac{\sigma_Y^2}{4} \right) (J_2 - \sigma_Y^2)^2 - 27J_3^2 = 0 \quad (1.21)$$

La función de cedencia de Tresca en términos de  $J_2$  y  $J_3$ , debido a su complejidad, matemática no se utiliza frecuentemente (Dixit, 2008).

### 1.2.2 CRITERIO DE VON MISES

Este criterio fue formulado por von Mises en 1913 y también depende de un solo parámetro: la máxima resistencia al cortante octaédrica; se le conoce también como criterio de la máxima energía de distorsión. Considera sólo el segundo invariante del tensor desviador de esfuerzos, despreciando la influencia del tercer invariante del tensor desviador de esfuerzos y considerando que el primer invariante del tensor desviador es igual a cero. Es el criterio más apropiado para representar el comportamiento de los materiales metálicos, además de ser de los utilizados por su simplicidad matemática. Una interpretación del criterio de cedencia de von Mises es que la cedencia comienza cuando la energía de distorsión elástica alcanza un valor crítico. En el criterio de von Mises, la función de cedencia  $f$  se asume que es una función lineal de  $J_2$  e independiente de  $J_3$ , aunado a que  $J_1$  es igual a cero. Por lo tanto, el criterio de cedencia de von Mises puede determinarse como

$$f(J_2, J_3) = J_2 - k^2 = 0 \quad (1.22)$$

El criterio de von Mises propone que la cedencia iniciará cuando el segundo invariante del desviador de esfuerzos ( $J_2$ ) exceda un valor crítico:

$$J_2 = k^2 \quad (1.23)$$

$$J_2 = \frac{1}{2} S_{ij} S_{ij} = \frac{1}{2} (S_1 + S_2 + S_3)^2 + s_{12}^2 + s_{23}^2 + s_{31}^2 = k^2 \quad (1.24)$$

El segundo invariante  $J_2$  está relacionado con la densidad de energía de distorsión. La densidad de energía de deformación es el trabajo realizado (por unidad de volumen) por  $S_{ij}$  durante la deformación y se encuentra determinada por  $\int S_{ij} d\varepsilon_{ij}$ . La densidad de energía de distorsión es el trabajo realizado (por unidad de volumen) por la parte desviadora de  $\sigma_{ij}$ . Este criterio será utilizado en el desarrollo del modelo.

Los criterios de cedencia se pueden representar gráficamente en forma de superficies de cedencia. Una vez dibujada la superficie de cedencia los puntos que se encuentran dentro de dicha superficie representan estados de esfuerzos elásticos, mientras que los que se encuentran fuera de ellos son estados de esfuerzos plásticos. En plasticidad es muy frecuente utilizar como base de las representaciones el plano  $\pi$  o desviador, dicho

plano es perpendicular al eje hidrostático, que es el que forma el mismo ángulo con las tres direcciones principales, su ecuación es  $\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = 0$ . Dado que los criterios de Tresca y von Mises no dependen de la presión hidrostática, sus superficies de cedencia son cilindros rectos normales al plano desviador. La superficie de cedencia del criterio de Tresca es un prisma de base hexagonal, mientras que la de von Mises es un cilindro (Figura 1.2).

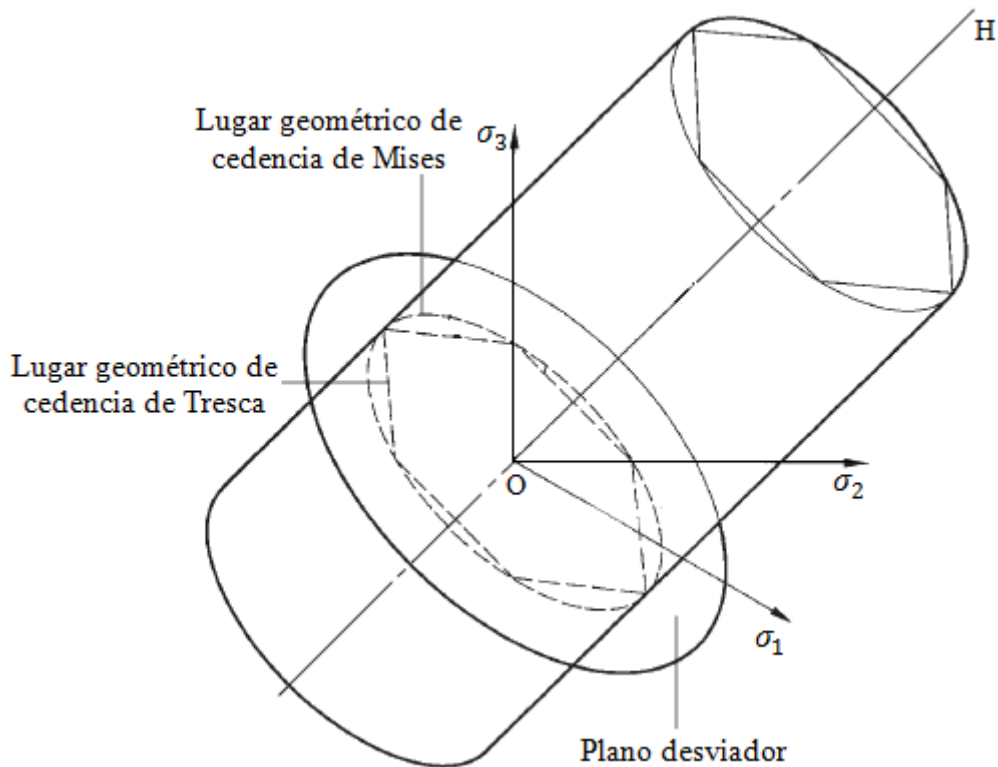


Figura 1.2 Representación geométrica del criterio de cedencia en el espacio de esfuerzos principales (Chakrabarty, 2006)

### 1.3 REGLAS DE ENDURECIMIENTO

La regla de endurecimiento describe en general cómo se modifica la superficie de cedencia conforme se desarrolla la deformación plástica. La variación puede ser de tamaño, forma o posición de la superficie de cedencia. Obviamente, esta regla no existe en el caso de plasticidad perfecta, ya que en este caso la superficie de cedencia permanece constante. En caso contrario, si el material es reblandecible o endurecible, es necesario especificar cómo varía la superficie de cedencia. En general, los metales presentan un comportamiento de endurecimiento con la deformación, el endurecimiento se presenta por la interacción de las dislocaciones entre sí. Existen principalmente dos tipos de endurecimiento, isotrópico y cinemático, además de que existen materiales que presentan un endurecimiento con la combinación de ambos comportamientos (Dunne, 2005).

### 1.3.1 ENDURECIMIENTO ISOTRÓPICO

Muchos metales cuando son deformados plásticamente, endurecen, esto implica que el esfuerzo requerido para que el material ceda incremente; a menudo esto se encuentra en función de la deformación plástica acumulada. Cuando un material es deformado, la subsecuente superficie de cedencia que se genera se muestra expandida con respecto a la original. Cuando la distorsión es uniforme en todas direcciones del espacio de esfuerzos, se habla de endurecimiento isotrópico (Figura 1.3).

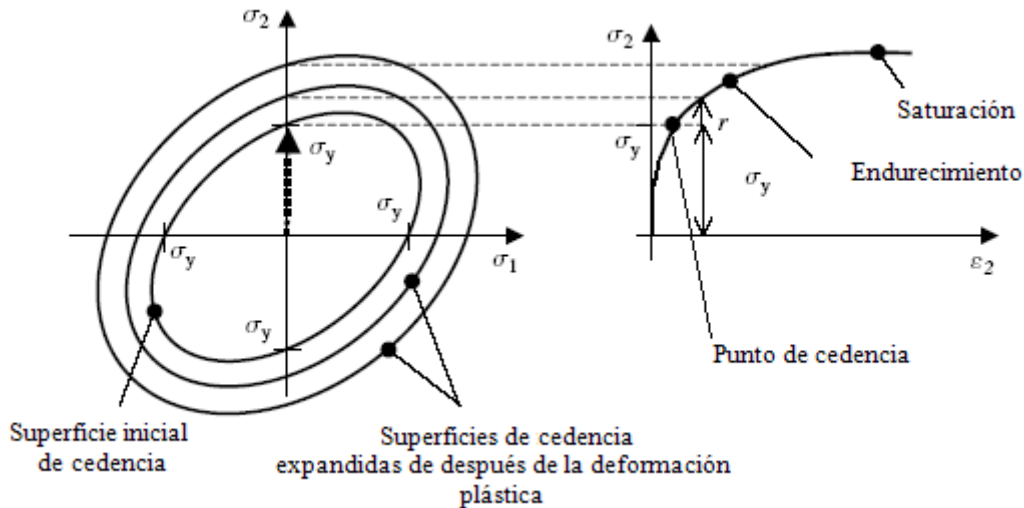


Figura 1.3 Endurecimiento isotrópico, en donde la superficie de cedencia se expande con la deformación plástica, y la correspondiente curva esfuerzo-deformación (Dunne, 2005)

### 1.3.2 ENDURECIMIENTO CINEMÁTICO

En el endurecimiento cinemático la superficie no cambia de forma ni de tamaño, pero se traslada en el espacio de esfuerzos principales de manera que si originalmente estaba descrita por una ecuación  $F(\sigma, \alpha) = 0$ , después de un incremento de deformaciones, su descripción será  $F(\sigma - \chi^0, \alpha) = 0$  ( $\chi^0$  y  $\alpha$  son las coordenadas del nuevo centro y la dirección de la traslación está determinada por la del incremento de deformación plástica).

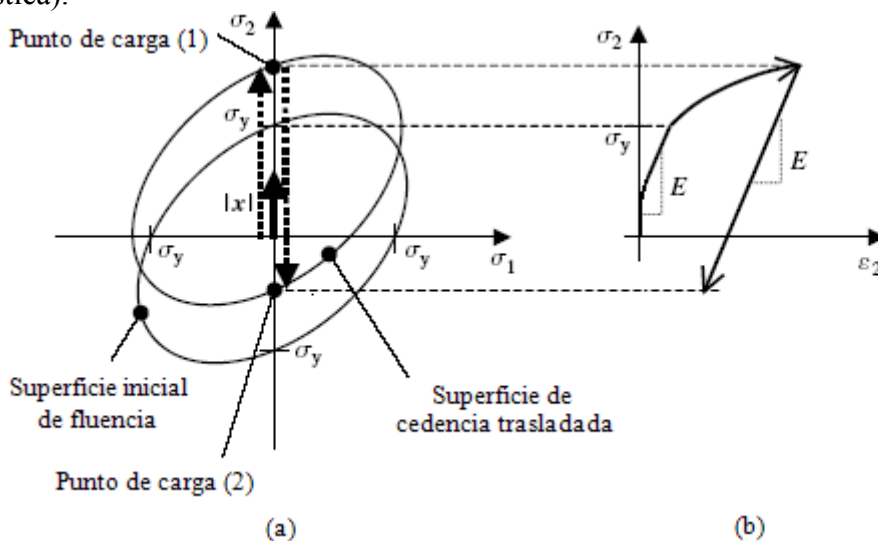


Figura 1.4 Endurecimiento cinemático, (a) traslación  $|x|$  de la superficie de cedencia con la deformación plástica y (b) la curva esfuerzo-deformación (Dunne, 2005)

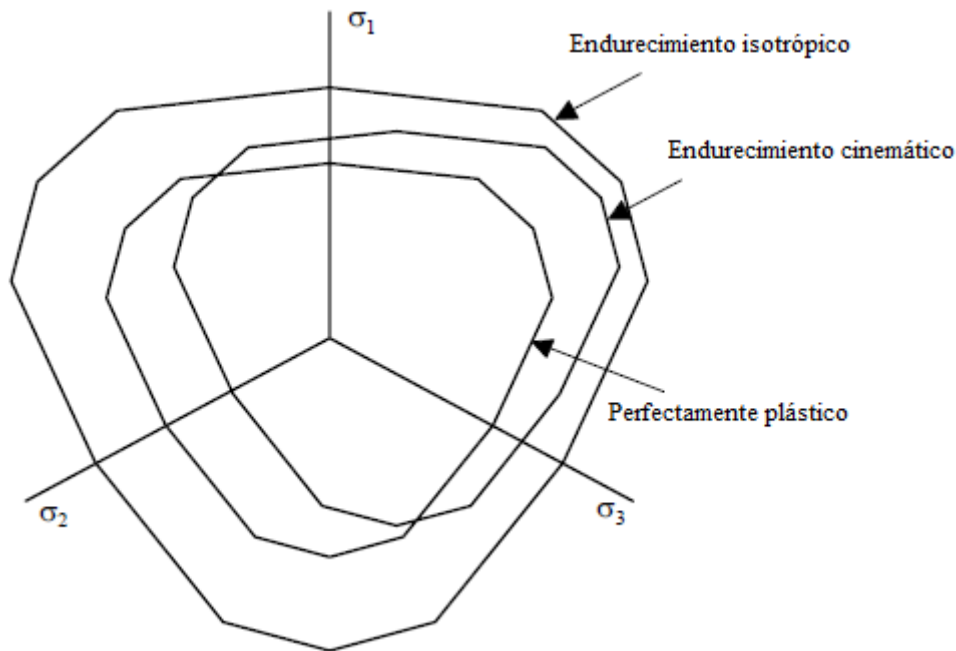


Figura 1.5 Representación de los comportamientos de endurecimiento (Yu, 2006)

Por último, existe una regla de endurecimiento mixto, que es una combinación de las anteriores, según la cual la superficie de cedencia puede cambiar tanto en su forma y tamaño como en su posición. Por lo tanto, en este tercer caso existe una mayor flexibilidad para la descripción del comportamiento real del material. La relevancia de la elección del tipo de endurecimiento es vital, ya que la variación del esfuerzo de cedencia del material determina las cargas necesarias para llevar a cabo la deformación; si no se toma en cuenta, los resultados obtenidos estarán por debajo de la realidad. El fenómeno de endurecimiento es difícil de acomodar en la teoría de la plasticidad sin la introducción de complejidad matemática.

#### 1.4 REGLAS DE FLUJO

Cuando se alcanza el régimen plástico, es necesario establecer relaciones entre las componentes del tensor de esfuerzos y las componentes plásticas de deformación, de forma similar a como se hace con la ley de Hooke, en elasticidad. Esta ley se conoce como regla de flujo. El estado elástico de un punto está definido una vez que se conocen el estado de esfuerzos y deformaciones del mismo. El caso de la plasticidad es diferente ya que las deformaciones plásticas dependen de la forma en la cual se aplica la carga, así como otros factores como son la temperatura, el tiempo, etcétera. Como consecuencia, la deformación plástica total no se puede obtener directamente a partir del estado de sollicitaciones. Se realiza, por lo tanto, una formulación incremental, de tal manera que a cada incremento de deformación le corresponde un incremento de esfuerzo. La deformación plástica final se calcula sumando todos los incrementos.

Dos enfoques han surgido para el desarrollo de las relaciones esfuerzo-deformación para materiales con endurecimiento:

- 1) Enfoque basado en el postulado de Drucker para materiales plásticos estables
- 2) Enfoque basado en el postulado de potencial plástico, esta segunda opción es la más utilizada debido a que su complejidad matemática es menor

Como una generalización del comportamiento del endurecimiento en un ensayo de tensión, donde el esfuerzo de cedencia aumenta con la deformación, Drucker propone que la estabilidad de un material se establece a través de dos condiciones:

- 1) El trabajo plástico realizado por un agente externo durante la aplicación de un conjunto incremental de fuerzas sobre los cambios de desplazamientos generados por ellos mismos, es positivo
- 2) El trabajo neto realizado por un agente externo durante un ciclo de carga y descarga deber ser positivo

Una de las consecuencias del postulado de estabilidad de Drucker es que la dirección de la representación geométrica de la parte plástica del tensor de deformación es normal a la superficie de cedencia. Las relaciones esfuerzo-deformación son entonces expresiones matemáticas de este postulado.

En el segundo enfoque, se postula la existencia de una función escalar del tensor de esfuerzos llamado potencial plástico, el cual se denota como  $G(\sigma_{ij})$ . La función de potencial plástico proporciona la dirección de deformación cuando el material alcanza la cedencia, lo cual aporta información acerca de la naturaleza del movimiento que sufre el material, ya que la deformación se puede expresar como un gradiente de velocidad. La derivada de la función  $G$  con respecto a los esfuerzos representa el vector unitario de deformación, de manera que la dirección de la deformación plástica siempre será normal a la función de potencial plástico.

El tratamiento general matemático de la ecuación constitutiva para la deformación plástica o flujo fue propuesta por Huber-von Mises en 1928. En la teoría de elasticidad, el tensor de deformación está relacionado con el tensor de esfuerzos mediante una función de potencial elástico, la energía complementaria de deformación  $U$ , de tal manera que

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\partial U}{\partial \sigma_{ij}} \quad (1.25)$$

Tratando de extender esta idea a la teoría de plasticidad, von Mises propuso que existe una función de potencial plástico  $Q(\sigma_{ij})$ , y que los incrementos de deformación plástica pueden ser derivados de manera similar a la ecuación anterior

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial G}{\partial \sigma_{ij}} \quad (1.26)$$

Donde  $d\lambda$  es un escalar que proporciona la magnitud de la deformación plástica, mientras que la dirección (en el espacio de deformaciones) viene dado por el gradiente de  $G$ ; la dirección de la deformación plástica es paralela a la dirección del gradiente de potencial plástico, y por lo tanto, la dirección de la deformación plástica es perpendicular a la superficie  $G$ . La existencia de la función de potencial plástico  $G$ , es imprescindible ya que aporta el criterio necesario para establecer la relación entre los esfuerzos y las deformaciones durante la cedencia, sin embargo, el principal problema estriba en determinar la función matemática que lo representa.

Se entiende por regla de flujo a la definición de la relación que liga las funciones de cedencia y de potencial plástico, existiendo dos posibles reglas: asociada y no asociada. En el primer caso, supone que la función de cedencia  $F$  desempeña también la función de potencial plástico  $G$ . Esta afirmación puede parecer arbitraria a primera vista, pero la condición de estabilidad para materiales plásticos de Drucker permite su demostración. En el segundo caso, la función de potencial plástico no coincide con la función de cedencia, por lo cual es imprescindible conocer su formulación. La consideración de la existencia de una regla de flujo asociada es el supuesto más habitual, dada su simplicidad (Wu, 2004).

El objetivo principal de utilizar la teoría de potencial plástico es determinar el potencial plástico  $G$ . De hecho, la forma exacta de la función  $G(\sigma_{ij})$  es una pregunta abierta. Una aproximación común consiste en suponer que la función de potencial plástico  $G(\sigma_{ij})$  es la misma que la función de cedencia  $F(\sigma_{ij})$  (Dixit, 2008):

$$G(\sigma_{ij}) = F(\sigma_{ij}) \quad (1.27)$$

La ecuación 1.26 puede ser reescrita como

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \quad (1.28)$$

Observaciones experimentales muestran que la deformación plástica de metales puede ser caracterizada de manera efectiva por la regla de flujo asociado, por lo cual será utilizada en el desarrollo del modelo. Para materiales porosos como rocas, concreto y suelos, la regla de flujo no asociado provee una mejor representación de su deformación plástica.

La ecuación de Prandtl-Reuss es un caso especial de la regla de flujo asociado. Aplicando el criterio de cedencia de von Mises genera

$$\frac{\partial J_2}{\partial \sigma_{ij}} = S_{ij} \quad (1.29)$$

Sustituyendo en 1.28

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \left( \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \right) = d\lambda \frac{\partial J_2}{\partial \sigma} = d\lambda S_{ij} \quad (1.30)$$

que es la ecuación de Prandtl-Reuss, o la ecuación de Levy-Mises si la velocidad de deformación elástica es ignorada, esto debido a que el incremento temporal de deformación total es igual el incremento temporal de deformación plástica. Esta suposición considera que la deformación elástica es próxima a cero o también que el módulo de Young se hace muy grande en este período. Entonces, dentro del marco general de la teoría de potencial plástico, la ecuación de Prandtl-Reuss o la de Levy-Mises implican la condición de cedencia de von Mises y la regla de flujo asociado (Yu, 2006). Un ejemplo de plasticidad no asociada lo constituye el caso de elegir como criterio de cedencia ( $F$ ) la superficie cónica de Drucker-Prager y como función de potencial plástico ( $G$ ) la cilíndrica de von Mises. La regla de flujo no asociado ha sido utilizada para materiales geotécnicos.



## 1.5 MODELOS PARA LA SIMULACIÓN DE FLUJO

Los cálculos necesarios para obtener los parámetros característicos del comportamiento de un material bajo las condiciones de ensayo se basan en el modelo que se haya establecido para ese material. Se conoce como modelo matemático al conjunto de relaciones matemáticas que permiten describir una idealización de los fenómenos bajo ciertas hipótesis.

Un modelo matemático consta de un conjunto de variables que describen la situación dada junto con una o más ecuaciones que relacionan esas variables y que se las supone válidas. Se utilizan los resultados que se obtienen para predecir situaciones o comportamientos del mundo real. Si el modelo es demasiado detallado, puede ser difícil arribar a una solución; si es demasiado simple, los resultados pueden ser inexactos o aun inútiles. Existe un compromiso inevitable entre la realidad física y lo numéricamente viable. Se deben encontrar caminos para simplificar el modelo matemático sin sacrificar rasgos esenciales de la situación del mundo real que se intenta describir.

Las relaciones que caracterizan diversas respuestas (mecánicas, termales, eléctricas, etcétera) del material son llamadas ecuaciones constitutivas. Son estas ecuaciones las que diferencian un material de otro. Para el caso de ecuaciones constitutivas para el comportamiento mecánico de un material generalmente se relacionan los esfuerzos con la deformación resultante.

A partir de las experiencias de ensayos mecánicos en sollicitaciones uniaxiales practicadas para la mayoría de los materiales ingenieriles convencionales, se deduce que se producen deformaciones irreversibles, cuya descripción matemática presenta serias dificultades. Algunos de los motivos son los siguientes: el proceso no es reversible; no es posible determinar una única respuesta; a diferencia de lo que ocurre en elasticidad, aquí el estado actual de deformaciones depende de la historia de cargas y no sólo de los estados inicial y final; en los metales el endurecimiento dificulta la descripción del proceso de deformación.

El modelo numérico permite posteriormente, comparando los resultados del modelo y los resultados experimentales, verificar la adaptación de dicho método y determinar si el modelo describe de manera semejante el proceso real, de lo contrario se llega a la conclusión de que el modelo no se adapta a las condiciones requeridas y se vuelve a plantear. Para poder obtener, mediante el modelo numérico, resultados fiables y comparables con la experimentación, es necesario realizar los modelos de los ensayos de la manera más rigurosa posible.

Existen varias formas de modelar el comportamiento de un metal durante un proceso de conformado, principalmente se pueden considerar el elasto-plástico, rígido-plástico perfecto, rígido-plástico, rígido-viscoplástico y elasto-viscoplástico (Figura 1.6). La selección del modelo del comportamiento del material estará en función de las condiciones del proceso de manufactura, principalmente a la temperatura y la rapidez de deformación. Si el proceso es en caliente, por lo general se desprecia el termino de endurecimiento, ya que la recristalización del material no permite que este endurezca debido al movimiento de las dislocaciones, caso contrario a cuando se modela un proceso en frío. Cuando las deformaciones plásticas son de mucho mayor magnitud que las deformaciones elásticas, estas últimas no se consideran. Si el material es sensible a

la velocidad de deformación, implica que con el aumento de esta, varios materiales muestran un incremento en sus esfuerzos de cedencia, este efecto se vuelve importante en varios metales cuando las velocidades de deformación se encuentran entre 0.1 y 1 por segundo; y pueden ser muy importantes para velocidades de deformación que se encuentran en el rango de 10 y 100 por segundo, que son características de eventos dinámicos de gran energía o procesos de manufactura. Para estos casos se habla de que el material presenta un comportamiento viscoplástico: el esfuerzo de cedencia del material aumenta en función de la velocidad de deformación, pero este tipo de comportamiento también se puede analizar con un modelo elasto-plástico con endurecimiento dependiente de la velocidad de deformación. Se describirá en forma más precisa el fenómeno en función de la elección del modelo, debido a que si no se consideran ciertos parámetros, se corre el riesgo de que la simulación y la experimentación no concuerden.

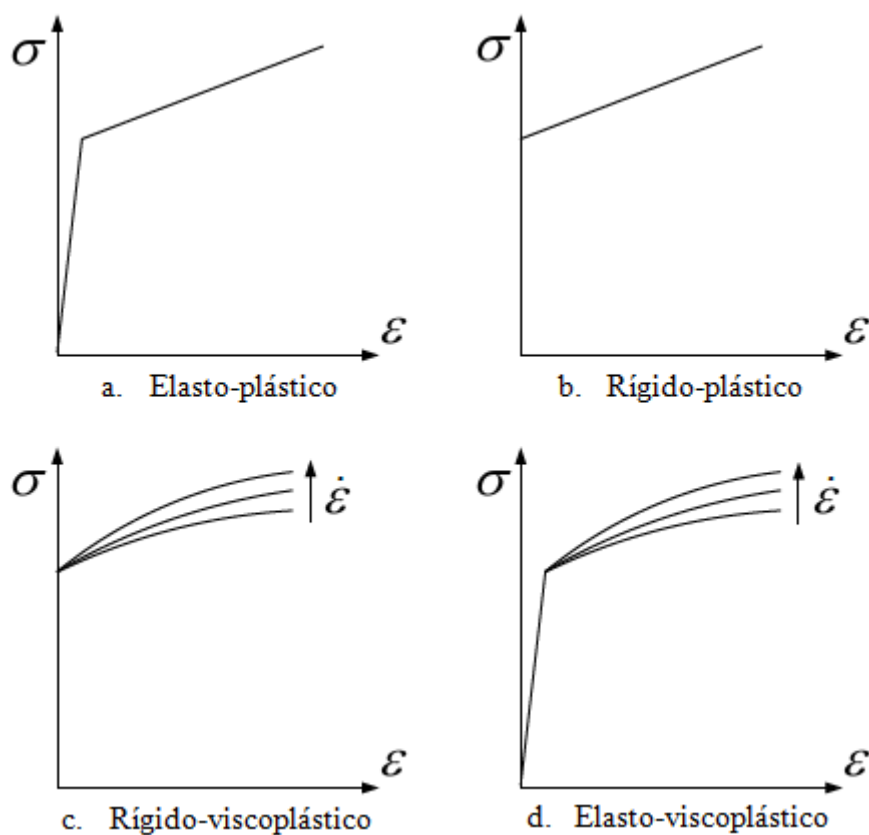


Figura 1.6 Diferentes tipos de curvas esfuerzo-deformación

### 1.5.1 MÉTODO DE ELEMENTO FINITO (MEF)

El método de elementos finitos (MEF) ha adquirido gran importancia en la solución de problemas ingenieriles, físicos, entre otros, ya que permite resolver casos que hasta hace poco eran prácticamente imposibles de resolver por métodos matemáticos tradicionales. Esta circunstancia obligaba a realizar prototipos, ensayarlos e ir realizando mejoras de forma iterativa, lo que traía consigo un elevado costo tanto económico como en el tiempo de desarrollo. El MEF permite realizar un modelo matemático de cálculo del sistema real, más fácil y económico que modificar un prototipo. Sin embargo no deja de ser un método aproximado de cálculo debido a las hipótesis básicas del método.

El MEF es un método numérico que aproxima la solución de un sistema de ecuaciones diferenciales, estas describen el comportamiento del sistema con respecto al tiempo. A nivel conceptual, el MEF consiste en la descomposición de un elemento físico continuo (estructura) en un número discreto de partes o elementos, sobre estos elementos son consideradas las ecuaciones gobernantes. Los elementos se encuentran conectados entre sí por un número discreto de puntos denominados nodos (Figura 1.7). Los movimientos de estos nodos constituyen las incógnitas fundamentales del problema. Dentro de cada elemento, los movimientos de cualquier punto se obtienen a partir de los movimientos de los nodos de cada elemento. Conociendo el movimiento del punto dentro de un elemento, estableciendo las condiciones de equilibrio y dadas las relaciones constitutivas de los materiales, pueden obtenerse deformaciones y esfuerzos en cualquier punto del elemento. En el MEF los nodos pueden estar separados de manera no uniforme y permite que en cuerpos de geometrías irregulares se resuelva el problema de hacer coincidir nodos entre sí. También se facilita la colocación más condensada de nodos en partes de la región donde la solución del problema varía rápidamente, con lo que mejora la exactitud.

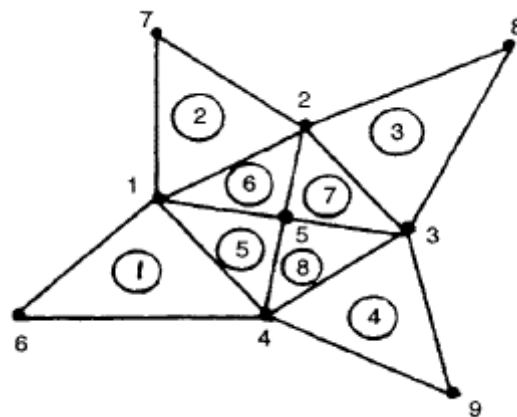


Figura 1.7 Arreglo completo de elementos y nodos (Rao, 2005)

La ventaja del MEF se presenta donde la variable de estudio que se desea conocer se encuentra en un dominio con una geometría compleja para poder ser representado en función de éste por una sola expresión analítica. La idea básica consiste en aproximar las ecuaciones relacionadas al campo de solución para un dominio geoméricamente sencillo, como triángulos, tetraedros, cubos, entre otros, de tal forma que la conjunción de todas estas figuras geométricas expresará la solución numérica del problema general.

La existencia de potentes modelos de análisis basados en el método de elementos finitos permite reproducir comportamientos estructurales complejos con ecuaciones constitutivas no lineales. La gran mayoría de los modelos en paqueterías de elementos finitos son incrementales, donde la velocidad de deformación está dividida en una parte elástica y una parte plástica. Los modelos de plasticidad son usualmente formulados en términos de: superficie de cedencia, regla de flujo y reglas de endurecimiento.

Las ecuaciones que rigen el comportamiento del continuo regirán también el del elemento. De esta forma se consigue pasar de un sistema continuo (infinitos grados de libertad), que es regido por una ecuación diferencial o un sistema de ecuaciones diferenciales, a un sistema con un número de grados de libertad finito cuyo comportamiento se modela por un sistema de ecuaciones, lineales o no. En cualquier sistema a analizar se puede distinguir entre:

- a) Dominio. Espacio geométrico donde se va a analizar el sistema.
- b) Condiciones de frontera. Variables conocidas y que condicionan el cambio del sistema: cargas, desplazamientos, temperaturas, voltaje, focos de calor,...
- c) Incógnitas. Variables del sistema que se desean conocer después de que las condiciones de frontera han actuado sobre el sistema: desplazamientos, esfuerzos, temperaturas,...

El conocimiento de lo que sucede al interior del modelo del cuerpo aproximado se obtiene mediante la interpolación de los valores conocidos de los nodos. Es por tanto una aproximación de los valores de una función a partir del conocimiento de un número determinado y finito de puntos.

La solución de un problema de continuo general mediante el método de elemento finito siempre sigue un proceso ordenado (Rao, 2005). Con referencia a problemas estructurales estáticos, el procedimiento paso a paso puede determinarse como:

Paso 1. Discretización de la estructura:

El primer paso en el método de elementos finitos es la discretización de un dominio irregular en subdominios regulares y más pequeños, conocidos como elementos finitos. Esto equivale a reemplazar el dominio con un número infinito de grados de libertad por un sistema con un número finito de grados de libertad. El número, tipo, tamaño y arreglo de los elementos se encuentran en función de la geometría del elemento.

Paso 2. Selección del modelo apropiado de interpolación o desplazamiento:

Debido a que la solución para el desplazamiento de una estructura compleja bajo cualquier condición de carga no puede ser predicha, se asume una solución conveniente dentro de un elemento para aproximar la solución desconocida. La solución utilizada debe tener una forma simple desde un punto de vista computacional, pero debe satisfacer ciertos criterios de convergencia. Las funciones utilizadas para representar el comportamiento de la solución son llamadas funciones de interpolación o modelos de interpolación. El modelo de interpolación más utilizado toma la forma polinomial debido a que es más sencillo formular, además de que es posible aumentar la exactitud de los resultados aumentando el orden del polinomio.

Paso 3. Derivación de los elementos de la matriz de rigidez y vectores de carga:

Del modelo supuesto de desplazamiento, la matriz de rigidez  $[K^{(e)}]$  y el vector de carga  $\vec{P}^{(e)}$  del elemento  $e$  pueden ser determinados por medio de alguno de los siguientes enfoques: formulación directa, formulación variacional o formulación por pesos residuales.

Paso 4. Ensamble de las ecuaciones de los elementos para determinar las ecuaciones de equilibrio totales:

Para encontrar las propiedades del sistema completo modelado mediante la interconexión de elementos debemos ensamblar todas las propiedades de los elementos. En otras palabras, se combinan las ecuaciones matriciales expresando el comportamiento de los elementos y se forman las ecuaciones matriciales expresando el

comportamiento de todo el sistema. La base para el procedimiento de ensamble se basa en el hecho de que en el nodo donde los elementos están conectados, el valor de la variable de estudio es el mismo para cada elemento compartiendo el nodo. Dado que la estructura este compuesta por varios elementos finitos, las matrices de rigidez y vectores de carga de cada elemento serán ensambladas de una manera apropiada y las ecuaciones de equilibrio totales tienen que ser formuladas como

$$[K]^* \vec{\phi}^* = \vec{P}^* \quad (1.28)$$

Donde  $[K]^*$  es la matriz de rigidez ensamblada,  $\vec{\phi}^*$  es el vector de desplazamientos nodales y  $\vec{P}^*$  es el vector de fuerzas nodales para la estructura completa.

Paso 5. Solución de los desplazamientos nodales desconocidos:

Las ecuaciones de equilibrio totales tienen que ser modificadas para acotar las condiciones de frontera del problema. Después de la incorporación de condiciones de frontera, las ecuaciones de equilibrio pueden ser expresadas como:

$$[K]\vec{\phi} = \vec{P} \quad (1.29)$$

Para problemas lineales, el vector  $\vec{\phi}$  puede resolverse de manera sencilla. Sin embargo, para problemas no lineales, la solución tiene que ser obtenida mediante una secuencia de pasos, donde cada paso involucra la modificación de la matriz de rigidez  $[K]$  y/o el vector de carga  $\vec{P}$ .

Paso 6. Cálculo de esfuerzos y deformaciones de los elementos:

De los desplazamientos nodales conocidos  $\vec{\phi}$ , si es requerido, los esfuerzos y deformaciones de los elementos pueden ser calculados mediante la utilización de las ecuaciones necesarias de sólidos o mecánica estructural.

La terminología utilizada en los seis pasos previos tiene que ser modificada si se quiere extender el concepto a otros campos. Por ejemplo, se tiene que utilizar el término continuo o dominio en lugar de estructura, variable de campo en lugar de desplazamiento, matriz característica en lugar de matriz de rigidez y elementos resultantes en lugar de deformaciones.

## CAPÍTULO 2

# DISEÑO DE ESTAMPAS PARA FORJA

El proceso de forja consiste en que una pieza de trabajo es deformada plásticamente entre los dados para obtener la geometría deseada de la pieza. En otras palabras, el proceso consiste en transformar una pieza de una geometría sencilla en una compleja, donde las estampas (dados) tienen la forma deseada a manera de cavidades, se aplica una presión sobre la pieza de trabajo a través de la intercara de material-estampa para que este fluya a través de las cavidades y de esta manera obtener la pieza con la geometría deseada.

En los procesos de formado de metales a altas temperaturas, la vida útil del dado tiene una gran importancia en los costos, la productividad y calidad de los productos. Durante la forja en caliente, la vida del dado se ve dramáticamente afectada por los ciclos térmicos, el excesivo flujo de metal y la disminución de la dureza del dado. En la industria de la forja, los costos de herramienta pueden llegar a alcanzar hasta un 50 % del costo total del producto (Kim, 2004).

Los dados de forja pueden presentar varias fallas, tales como abrasión, desgaste, fatiga térmica y mecánica, deformación plástica y la formación de grietas (Figura 2.1). Una investigación estadística de fallas en dados, arrojó como resultado que más del 70% de las fallas se deben al desgaste prematuro en el dado, otro 25% son debido a fatiga mecánica y el restante 5% a la deformación plástica y a la fatiga termo-mecánica (Grobasky, 2004). De ahí la importancia de que en el diseño de las estampas para forja tenga como uno de sus objetivos la disminución de estos factores para el incremento de la vida útil.

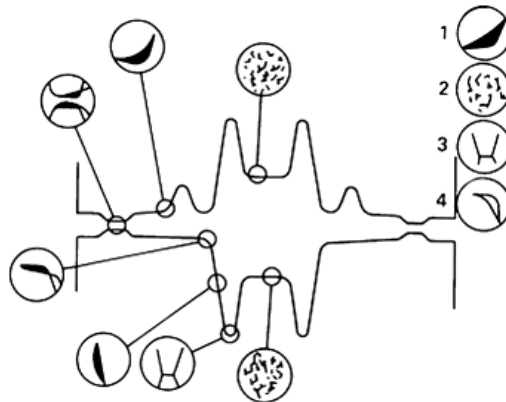


Figura 2.1 Fallas comunes en un dado de forja. 1. Abrasión, 2. Fatiga térmica, 3. Fatiga mecánica, 4. Deformación plástica (ASM International, 1988)

El material y dureza del dado tienen una gran influencia en su vida útil. Un dado fabricado de un material bien seleccionado y tratado térmicamente de manera correcta con una adecuada dureza puede soportar las deformaciones severas impuestas por una alta presión y una carga de impacto severa, además de resistir el desgaste por abrasión, la aparición de grietas y fatiga térmica.

El desgaste es un cambio gradual en las dimensiones o forma de los dados causadas por corrosión, abrasión, remoción y transporte de productos del desgaste. La abrasión resultante de la fricción es el mecanismo más importante de desgaste (ASM International, 1988). La acción abrasiva es inherente al flujo y propagación del metal caliente en la impresión del dado de forja. En la forja en caliente, las partículas abrasivas son la principal causa de desgaste en el dado que ocurre por la fricción mecánica entre la superficie del dado y la pieza de trabajo. Estas partículas pueden dañar la superficie del dado progresivamente durante cada corrida. Las partículas abrasivas pueden ser óxidos, partículas contaminantes externas o carburos removidos de la superficie del dado. El desgaste por abrasión depende de varios factores como la temperatura, rugosidad superficial, material y dureza superficial del dado, presión de contacto y lubricación. Entre mayor sea la resistencia y dureza del dado cerca de la superficie, mayor será la resistencia a la abrasión.

La fatiga térmica involucra la aparición de esfuerzos cíclicos o de deformaciones cíclicas causadas por fluctuaciones no uniformes de temperaturas. Se presenta principalmente por la expansión no uniforme del dado debido a los gradientes de temperatura de la superficie al centro de este; estos provocan deformaciones generalmente en superficies planas expuestas a prolongados tiempos de contacto con la materia prima. Un material con alto coeficiente de difusividad térmica hace a los dados menos propensos a este efecto debido a que retira rápidamente el calor en la superficie, reduciendo de manera considerable los gradientes de temperatura y por consiguiente los esfuerzos de expansión/contracción.

La fatiga mecánica de las estampas se presenta en áreas pequeñas sometidas a grandes presiones y es afectada por la magnitud de las cargas aplicadas, la temperatura promedio del dado y la condición de la superficie de este. Las fallas de fatiga mecánica principalmente tienen su origen en las zonas donde los esfuerzos son mayores, como lo son las cavidades con radios de curvatura cerrados, cuyo efecto en el proceso de fatiga es similar al de las muescas. Otros lugares donde pueden generarse las grietas incluyen los agujeros, ranuras y las marcas profundas de las estampas utilizadas para identificar al juego de dados.

La mejora en la vida por fatiga de los dados de forja en caliente es una preocupación primaria de los diseñadores. La fractura usualmente inicia en la superficie de trabajo del dado que está sometida a cargas termomecánicas cíclicas. En los dados de forja en caliente, las cargas termomecánicas son lo suficientemente grandes como para generar esfuerzos que van más allá del punto de cedencia, especialmente en regiones críticas donde existen concentradores de esfuerzos. Otra razón para la no-homogénea distribución de esfuerzos y su aumento por encima del esfuerzo de cedencia es el pobre diseño de la preforma (Lapovok, 1998).

La deformación plástica en los dados se debe a que todos los metales disminuyen su esfuerzo de cedencia a altas temperaturas. Sin embargo, el esfuerzo de cedencia depende también del tratamiento térmico, la composición y la dureza. Por lo tanto, entre mayor sea su dureza inicial, mayor será el esfuerzo de cedencia a diferentes temperaturas. En las aplicaciones de formado de metales, el dado es endurecido a un nivel en el cual tenga la capacidad de evitar la formación de grietas en la superficie, considerando también que la tenacidad del dado debe ser la mayor posible.

## 2.1 CONSIDERACIONES EN EL DISEÑO DE ESTAMPAS

Las consideraciones geométricas que se realizan en el proceso de forja son de gran relevancia, ya que con éstas se busca optimizar la vida de la estampa y reducir las presiones de trabajo; esto se puede lograr evitando que en el dado existan zonas que puedan actuar como concentradores de esfuerzos. El flujo de metal está influido significativamente por la geometría de la pieza. En la medida de lo posible, el juego de dados debe ser diseñado para provocar un flujo suave de metal. La terminología utilizada para describir un dado se presenta en la figura 2.2.

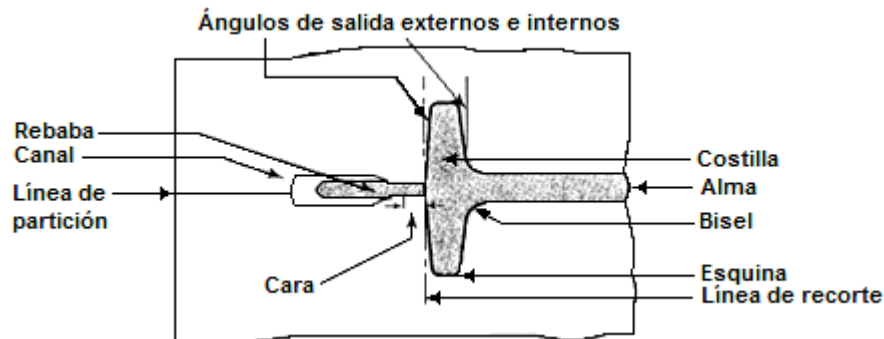


Figura 2.2 Terminología utilizada en un dado impresor de forja con rebaba (Altan, 2005)

El diseño es primordial para asegurar una adecuada vida del dado; un pobre diseño puede resultar en una fractura prematura. El diseño práctico de un proceso de forja involucra:

- 1) La conversión de la geometría de la forja final ya maquinada en la geometría que se puede obtener mediante el proceso utilizando reglas asociadas con el diseño de forjas a las limitaciones del proceso mismo.
- 2) Diseño de la preforma y estimación del número de etapas de preformado
- 3) Diseño de los dados de preforma; esto incluye el cálculo del volumen de forja considerando los excedentes de material debidos a la rebaba y el diseño de la geometría de los dados de preforma incluyendo el espesor de las almas, la altura de las costillas y los radios.
- 4) El diseño de los dados finales, incluyendo las dimensiones de la zona de rebaba, esfuerzos y carga. En varios casos es conveniente calcular los niveles de esfuerzos en el dado para modificar la geometría en las zonas que actúan como concentradores de esfuerzos y así disminuir la probabilidad de la falla prematura.

La forja en estampa es un proceso por demás complejo. La fricción en la intercara estampa-material, el flujo de metal y la transferencia de calor entre las piezas y dados cambian durante el desarrollo del proceso. Para el diseño de un proceso de forja en estampa para cierto material, el número de pasos a llevarse a cabo, el tamaño de lote y las tolerancias de la pieza están determinados principalmente por la complejidad de la geometría de la pieza a fabricar. Diseñar correctamente el proceso de fabricación es fundamental para obtener piezas mediante procedimientos racionales, económicos y que permitan maximizar la utilización del material empleado, desperdiciando la menor cantidad posible.



Cuando la deformación se lleva a cabo en estampas, ésta ocurre de igual manera que en la forja en dado abierto, hasta el momento en que el material entra en contacto con las paredes. Es necesario proyectar dados de manera que conduzcan los materiales sin contradecir de manera considerable sus tendencias naturales de deformación, ya que en caso contrario pueden producirse movimientos de material que provoquen pliegues, grietas y malformaciones.

## **2.2 CONSIDERACIONES GEOMÉTRICAS**

Con las consideraciones geométricas se busca que con el proceso de forja se obtengan piezas con una gran calidad mediante procesos racionales. Existen ciertas reglas para el diseño de estampas que permiten alcanzar este objetivo.

Para la mayor parte de las piezas forjadas, la línea de partición suele estar en la sección transversal máxima de la pieza. Para las formas simétricas sencillas, es normalmente una recta al centro de la pieza forjada, pero para las formas más complejas esa línea puede no estar en un solo plano.

Es importante seleccionar los radios de transición adecuados en las esquinas y los biseles, ya que tienden a limitar el flujo de metal e incrementar la resistencia en la superficie del dado cuando son muy pequeños, por lo tanto se tiene que realizar el pertinente ajuste geométrico para asegurar el flujo uniforme del metal hacia la cavidad del dado. En general, son indeseables los radios pequeños por su efecto adverso sobre el flujo del metal, y su tendencia de desgastar con rapidez (como resultado de la concentración de esfuerzos). También, los radios pequeños de bisel pueden causar la fractura de los dados por fatiga. Como regla general, estos radios deben ser tan grandes como lo permita la pieza forjada.

Los ángulos de salida son necesarios en casi todos los dados de forjado, para facilitar el desprendimiento entre la pieza y el dado. 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 son de 7 a 10°, y los externos de 3 a 5°. Estos ángulos pueden ser disminuidos si el proceso cuenta con extractores, además de que las forjas que pretenden reducir los procesos de maquinado tienen que lograr que estos ángulos tiendan a cero.

## **2.3 LÍNEA DE PARTICIÓN**

Para el diseño del dado, en primer lugar se tiene la elección de la línea de separación o partición, que consiste en el plano que divide a la parte superior del dado de la parte inferior; la importancia del posicionamiento de la línea es considerable y requiere de la experiencia del diseñador. Para piezas con geometrías complejas, se tienen que considerar las siguientes reglas (Lange, 1985):

- 1) La línea de partición (línea de rebaba) debe dividir la forja -en todas las direcciones si es posible- en dos mitades de la misma profundidad. La rebaba no debe ser colocada en el borde de la forja, debido a que esto incrementa las dificultades durante el desbarbado y provoca que la revisión de la alineación correcta sea más complicada.

- 2) La línea de partición debe estar en un solo plano siempre y cuando sea posible. Esto corresponde a una menor altura en el dado y facilita el maquinado en las superficies interiores y exteriores del dado, lo cual repercute en la disminución de costos en la manufactura del dado.
- 3) La línea de partición debe ser posicionada de tal marea que facilite el flujo de metal y reduzca la aparición de posibles defectos. En este contexto, una línea de partición segmentada puede ser más recomendable que una plana. En forjas circulares y con agujeros con rebaba interna y externa, una línea partida es siempre preferible.
- 4) La línea de partición debe ser colocada de tal manera que facilite la extracción y la remoción de material en posteriores operaciones de maquinado.

En la mayoría de la forjas, la línea 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. Debido a que parte del flujo de metal se dirige a la zona de la línea de partición durante la forja, la ubicación de la línea de partición afecta las características del flujo de grano de la pieza forjada (Figura 2.3).

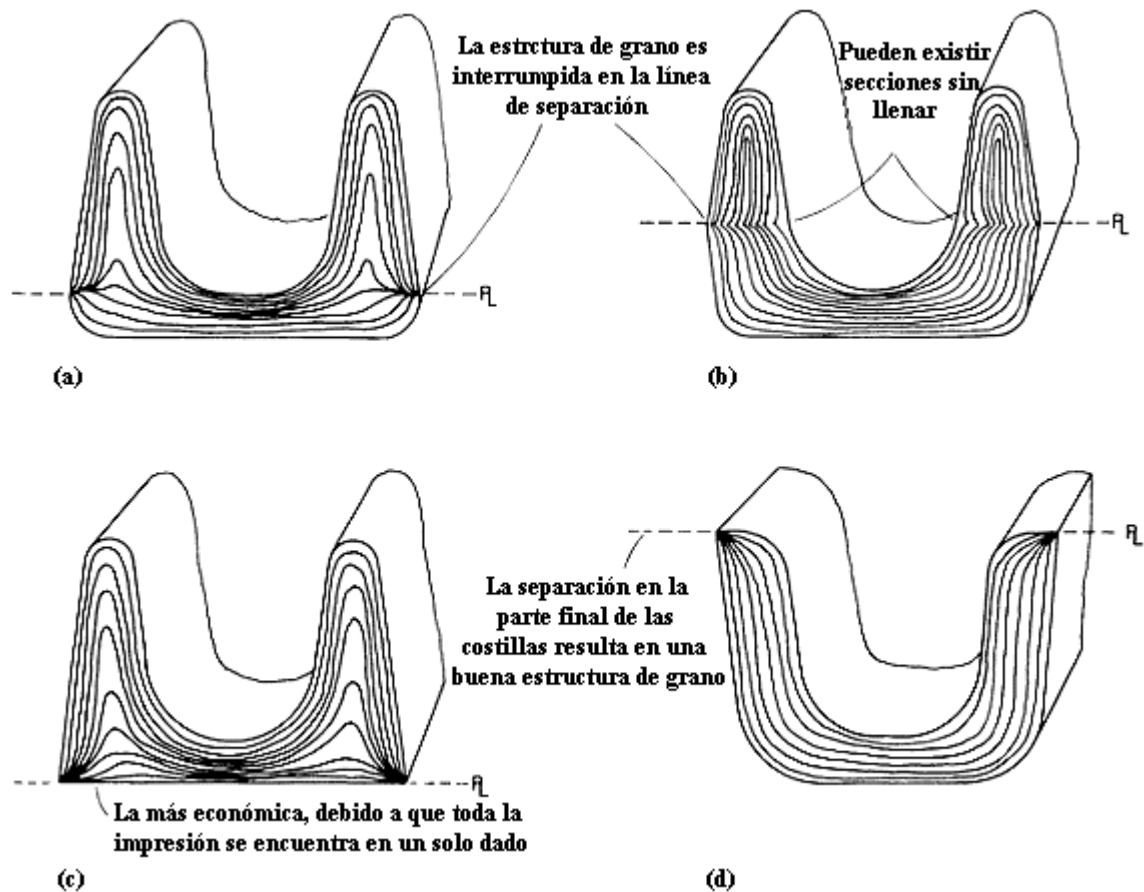


Figura 2.3 Efecto en los patrones de flujo de metal de varias colocaciones de la línea de partición en una sección de canal. (a) y (b) No deseado; estas líneas de partición resultan en un flujo de grano que produce defectos de forja. (c) y (d) Recomendado; patrones de flujo de metal son suaves en secciones sometidas a grandes esfuerzos con esta líneas de partición. (ASM International, 1988)

## 2.4 NÚMERO DE ETAPAS

La problemática del proceso de forja puede ser resumida como el diseño de un patrón de deformación con la finalidad de obtener la geometría con las propiedades deseadas al menor costo. Los patrones de deformación no son únicos y pueden estar compuestos de varias etapas o fases, debido a que en ocasiones la deformación no se puede llevar a cabo en una sola etapa. Una primera aproximación para determinar si son necesarias etapas de preformado consiste en comparar la geometría de la forja con otras existentes y un segundo intento consiste en determinar si son necesarias mediante un criterio llamado Factor de Complejidad de Forma (S).

El diseño de un proceso de forja en estampa es complejo. La forja de una biela de un automóvil es un buen ejemplo para exponer las diferentes etapas en las que se encuentra dividido el proceso de forja (Figura 2.4). Durante el diseño de las preformas se tiene que establecer la distribución adecuada de material y el flujo de metal libre de defectos, así como asegurar que el completo llenado de la estampa puede ser alcanzado en la operación de acabado, además de que la pérdida de metal mediante la rebaba pueda ser minimizada.

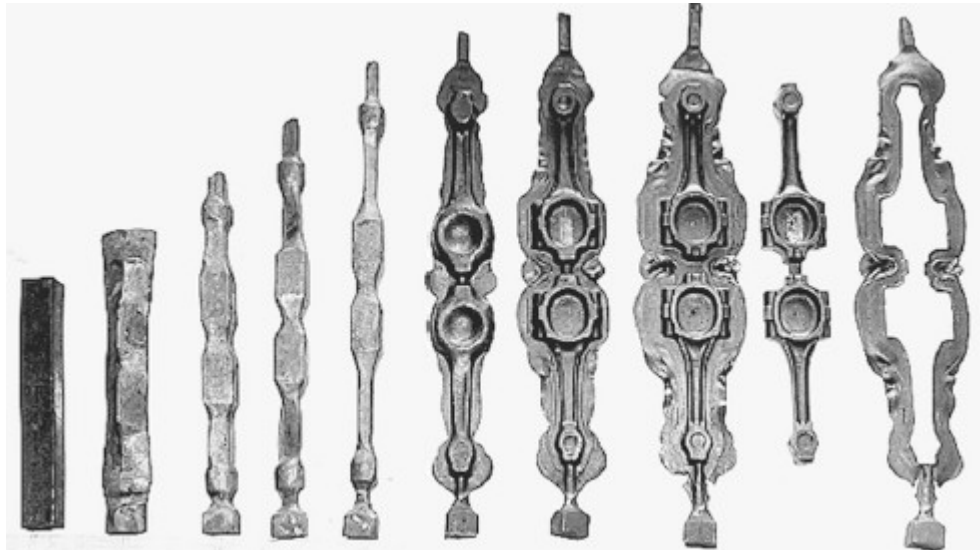


Figura 2.4 Secuencia de forja en estampa para una biela (Altan, 2005)

### 2.4.1 CLASIFICACIÓN DE FORMAS

El flujo de metal en una forja está influido de manera considerable por la pieza o la geometría del dado. Varias operaciones (preforma y bloqueo) son por lo regular necesarias para obtener un flujo de metal gradual de una pieza con geometría sencilla en formas más complejas en la forja final. En general, formas esféricas o similares a la geometría inicial de trabajo son las más sencillas de forjar mediante estampa o dado cerrado. Partes con secciones largas o delgadas o con proyecciones (almas y costillas) presentan una mayor complejidad para forjar debido a que tienen mayor área superficial por unidad de volumen. Estas variaciones en las formas maximizan los efectos de la fricción y de los cambios de temperatura.

La facilidad de forjar formas más complejas depende de las proporciones relativas de las proyecciones verticales y horizontales de la pieza. En la figura 2.5 se muestran los efectos de la forma en las dificultades para forjar. Las partes ilustradas en la figura 2.5 (c) y 2.5 (d) no solo requerirán una mayor carga, sino que además presentaran la necesidad de al menos una operación de forja adicional que las figuras ilustradas en la figura 2.5 (a) y 2.5 (b) para garantizar el llenado completo.

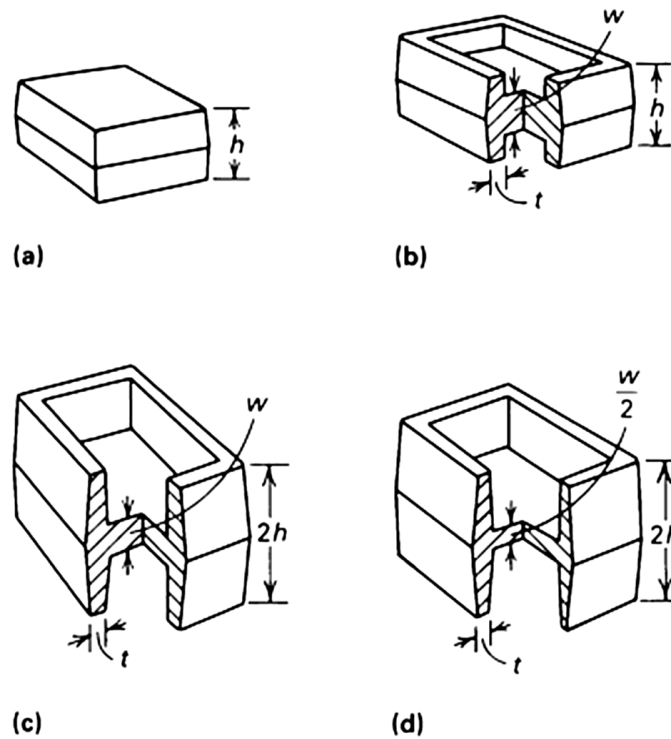


Figura 2.5 Dificultad de forja como función de la geometría de la pieza. La dificultad de la pieza aumenta de (a) a (d). (a) Forma rectangular. (b) Forma con almas y costillas. (c) Forma con costillas con mayor altura. (d) Parte con costillas con mayor altura y alma más delgada (ASM International, 1988)

Como se muestra en la clasificación de forjas de Spies (Figura 2.6), la mayoría de las forjas pueden ser clasificadas en tres grupos principales. El primer grupo consiste en las llamadas formas compactas, donde sus tres dimensiones principales (largo,  $l$ ; anchura,  $w$ ; y altura,  $h$ ) son aproximadamente iguales. El número de partes que caen dentro de este grupo es muy reducido. El segundo grupo consiste de formas de discos donde dos de las dimensiones ( $l$  y  $w$ ) son aproximadamente iguales y son mucho mayores que la altura  $h$ . Todas la forjas redondeadas pertenecen a este grupo, que incluye aproximadamente el 30 % de todas la forjas comúnmente utilizadas. El tercer grupo consiste en formas largas que tienen una dimensión significativamente mayor que las otras dos ( $l > w, h$ ). Estos tres grupos básicos son divididos en subgrupos dependiendo de la presencia y tipos de elementos subsidiarios a las formas básicas.

Esta clasificación de formas puede ser útil para propósitos prácticos, como para estimar costos y predecir los pasos de preforma. Sin embargo, este método no es cuantitativo y requiere de una evaluación subjetiva basada en experiencias previas.

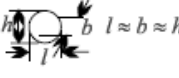
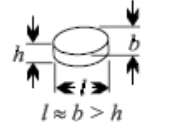
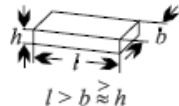
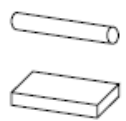
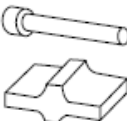
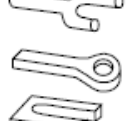
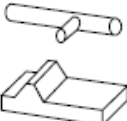

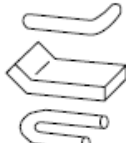
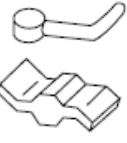








<p>Geometría tipo 1: Esferas, cubos y cilindros</p> 	Sub-grupo	Sin proyecciones	Con proyecciones unilaterales	Con proyección periférica	Con proyección unilateral y periférica	
<p>Geometría tipo 2: Discos, pueden presentar pequeñas proyecciones y regiones recalçadas</p> 		Forma	Sin proyección	Con proyección (tetón)	Con proyección y cavidad	Con proyección periférica
<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>	Forma		Sin proyección	Con proyecciones paralelas al eje principal	Con elementos en forma de horquilla	Con proyecciones asimétricas al eje principal
Eje principal recto						
Eje principal curvado						
Eje principal curvado en varias direcciones						

Figura 2.6 Clasificación de formas de forja (ASM International, 1988)

Forjas compactas o simples, correspondientes a las categorías 1 y 2 de la clasificación de formas de Spies (Figura 2.6), pueden ser forjadas en un dado sin la necesidad de operaciones intermedias. Lo mismo es verdad para forjas más complejas con varios miembros, correspondiente a la categoría 3, donde la forma inicial de la materia prima es adaptada mediante fundición, extrusión, laminado y, en años recientes por soldadura por fricción (Domblesky, 2005).

#### 2.4.2 FACTOR DE COMPLEJIDAD DE FORMA (S)

Dados con formas muy complejas que incluyan cavidades profundas, radios de filetes pequeños y secciones delgadas conllevan el mayor grado de dificultad en el formado de la pieza. Para aplicar métodos computacionales, se necesita definir una relación entre la geometría final e inicial. El factor de complejidad de forma (S) establece esta relación y ha sido utilizado para el diseño de la zona de rebaba. Sólo hay dos aproximaciones en la literatura para determinar S: una propuesta por Teterin (Altan, 1969) y la otra por Tomov (Tomov, 2004). La primera en publicarse fue la de Teterin. De acuerdo con ésta se tiene que

$$S = \alpha\beta \quad (2.1)$$

Donde  $\alpha$  es el factor de complejidad de forma longitudinal o axial comparando cualquier forma con su cilindro circunscrito y  $\beta$  es el factor de forma lateral. Estos se encuentran definidos respectivamente como

$$\alpha = \frac{X_f}{X_c} \quad (2.2)$$

$$X_f = \frac{P_F^2}{A_F} \quad (2.3)$$

$$X_c = \frac{P_c^2}{A_c} \quad (2.4)$$

$$\beta = \frac{2R_g}{R_c} \quad (2.5)$$

Donde P y A son el perímetro y el área de superficie de la sección transversal axial,  $P_c$  y  $F_c$  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  $S_f$  para la operación final está dado por

$$S_f = \frac{S_{ff}}{S_{fp}} > 1 \quad (2.6)$$

Donde  $S_{ff}$  es el factor de complejidad de la sección transversal de la parte forjada y  $S_{fp}$  es el factor de complejidad para la geometría de la preforma. Si la forma forjada es solo un cilindro, entonces el factor de complejidad es igual a la unidad. A medida que el factor de complejidad de forma se incrementa para la forma final del proceso, es un indicativo de la necesidad de etapas de preformado para alcanzar una forja sin defectos. El criterio de Teterin presenta dos inconvenientes; el primero consiste en que es resultado de asesorías de expertos, por lo cual presenta limitaciones tales como sólo el ser aplicable a componentes axisimétricos. El segundo inconveniente se presenta en que en ocasiones, el satisfacer el criterio conlleva la utilización de dos o más etapas de preformado, lo cual contradice la práctica.

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

$$W_F = [\sigma_{Y,T}] \left( V_m \ln \frac{A_F}{A_0} + V_{AD} \right) \quad (2.7)$$

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

$$W_U = [\sigma_{Y,T}] \left( V_m \ln \frac{A_F}{A_0} \right) \quad (2.8)$$

$$W_E = [\sigma_{Y,T}] V_{AD} \quad (2.9)$$

Con la intención de establecer un criterio, la ecuación (2.7) 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 igual a  $D_F$  y la altura a  $H_{AV}$ . Por lo tanto la necesidad o falta de etapas de preforma está determinada por la condición:

$$W_F^* = (1 - K_1)\varphi_A + K_1 \geq \varphi_H \quad (2.10)$$

Donde

$$K_1 = \frac{V_{AD}}{V_0} \quad (2.11)$$

$$\varphi_H = \ln \left[ \frac{H_0}{H_{AV}} \right] \quad (2.12)$$

$$\varphi_A = \ln \left[ \frac{A_F}{A_0} \right] \quad (2.13)$$

Donde  $V_{AD}$  es el volumen extruido en las cavidades de la impresión,  $V_0$  es el volumen del componente forjado,  $A_F$  es el área de forja en la 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 de un cilindro, cuyo volumen el igual a  $V_0$  y diámetro  $D_{AV} = D_F$  (Figura 2.7).

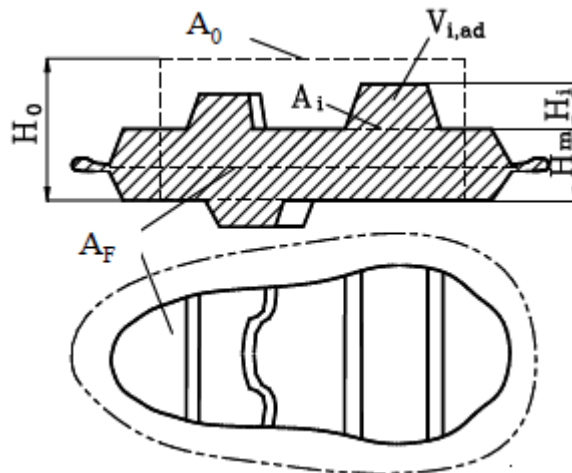


Figura 2.7 Parámetros utilizados en el criterio de Tomov (Radev, 2010)

La relación (2.10) es el criterio 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 se supone que la sección transversal de la preforma es casi igual a la sección transversal del componente forjado, el criterio (2.10) se puede simplificar a:

$$K_1 \geq \varphi_H \quad (2.14)$$

## 2.5 DISEÑO DE LA PREFORMA

Los datos de preforma son utilizados cuando la forma final del producto es complicada. Si la forma final no puede ser alcanzada mediante un solo paso, la pieza de trabajo es deformada primero a una forma intermedia. El diseño de preformas es generalmente llevado a cabo utilizando información empírica obtenida de la experiencia de producción. El principal objetivo de la preforma es distribuir el metal con el propósito de:

- Asegurar un flujo de metal sin defectos y un adecuado llenado del dado
- Minimizar la cantidad de material perdido en la rebaba
- Minimizar el desgaste en el dado acabador por medio de la reducción del movimiento de material en esta operación
- Proporcionar las cantidades requeridas de deformación y flujo de grano de tal manera que las propiedades deseadas sean obtenidas

Entre los varios tipos de operaciones de preformado, las forjas producidas justo antes de la operación de acabado son llamadas bloqueadoras y sirven para preparar la forma del metal antes de ser forjado a su forma final. Usualmente, el bloqueador imparte la forma final general de la forja, omitiendo solo aquellos detalles que restringen el flujo de metal en la impresión final e incluyendo aquellos detalles que permitan un flujo de metal suave, como la inclusión de radios generosos en las esquinas y filetes. Un diseño correcto del dado bloqueador permite generar un producto sin defectos en la etapa final y con la estructura de grano deseada a razonables requerimientos de energía. Esto aumenta de manera considerable la vida útil de la estampa mediante la disminución del desgaste.



Antes de la etapa en el dado bloqueador se tiene que someter a la pieza a un proceso previo para poder alcanzar el correcto llenado de la estampa. En la actualidad, varias de estas etapas de preformado se alcanzan mediante la forja en rodillos, ya que permite que se redistribuya el material de tal manera que las secciones que necesiten una mayor cantidad de material puedan ser forjadas sin problemas, además de que se puede reducir la sección transversal y alargar la materia prima.

Con el propósito de desarrollar reglas ingenieriles cuantitativas para el diseño de la preforma, se debe tener un entendimiento completo del comportamiento del flujo del metal. Durante el proceso de forja el flujo de metal puede presentar tres tipos básicos de comportamientos (Figura 2.8):

- 1) Compresión. Durante la compresión, la altura de la pieza de trabajo se reduce sin la presencia de patrones de flujo a lo largo de las paredes del dado
- 2) Flujo lateral. El flujo lateral se presenta cuando el flujo del material es principalmente transversal al movimiento del dado. Por lo tanto, se presenta mucha fricción y fuerzas de deformación elevadas son requeridas.
- 3) Flujo vertical (Elevación). El flujo vertical del material es la última etapa en el dado. Es aquí donde el flujo del material se dirige en la dirección opuesta al movimiento del dado. La altura inicial de la pieza de trabajo es elevada en ciertas zonas. Sin embargo, para que el flujo vertical se presente en el dado, la resistencia de fluir hacia el cordón de rebaba deber ser mayor que la necesaria para el flujo vertical en el dado. La resistencia del flujo en el cordón depende de la relación entre la anchura y el espesor del cordón ( $\lambda/\varepsilon$ ).

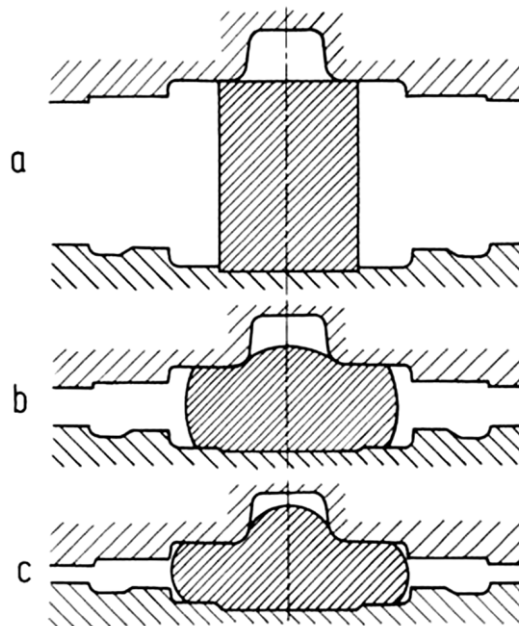


Figura 2.8 Comportamientos en el dado de forja (a) Compresión (b) Flujo lateral (c) Flujo vertical (Tschaetsch, 2006)

Es común en la práctica del diseño de preformas considerar planos de flujo de metal, esto es, la selección de secciones transversales de la forja y diseñar la configuración de la preforma para cada sección transversal basada en el flujo de metal. Los puntos básicos a considerar son los siguientes:

- El área de cada sección transversal a lo largo de la preforma debe ser igual al área de la sección transversal terminada aumentada por el área requerida por la rebaba. Por lo tanto, la distribución inicial es obtenida mediante la determinación de las áreas de las secciones transversales a lo largo del eje principal de la forja.
- Todos los radios cóncavos (incluyendo filetes) de la preforma deben ser mayores que los radios de la pieza forjada.
- Cuando es práctico, las dimensiones de la preforma deben ser mayores que las de la pieza terminada en la dirección de la forja para que el flujo de metal sea predominantemente de compresión y no de extrusión.

La aplicación de estos tres principios para las piezas forjadas de acero se encuentran ilustradas en la figura 2.9 para algunas secciones transversales.

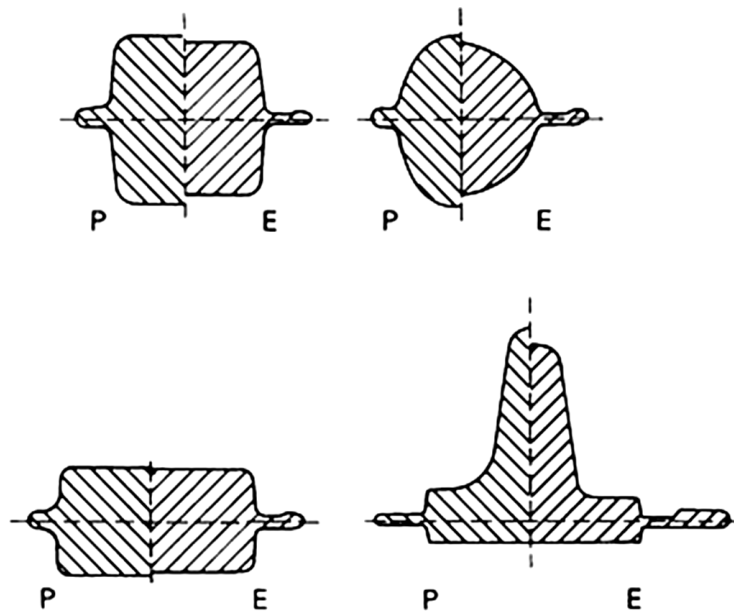


Figura 2.9 Ejemplos de secciones transversales de preformas sugeridas para varias formas finales de forjas de acero. P, preforma; E, forma final (ASM International, 1988)

Son varias las propuestas para la determinación de la geometría de las preformas, principalmente las del dado de bloqueo. La más común es cuando el dado bloqueador es fabricado duplicando el dado acabador y posteriormente redondeándolo como se requiera para asegurar el flujo suave de metal. Una mejor práctica consiste en fabricar la impresión del bloqueador ligeramente más angosta y profunda que la impresión final. El uso de un bloqueador que presenta un diseño más angosto minimiza el desgaste en la línea de separación de la impresión final. Además, éste elimina la ocurrencia de pliegues que son propensos a generarse cuando se utiliza un bloqueador generado mediante el redondeo de la impresión final.

Otra vertiente con respecto al diseño de las preformas es la que presenta Choi (Choi, 1995), quien enumera una serie de reglas:

Regla 1. El volumen del dado bloqueador debe ser igual al de la forja final más el material de pérdida de la rebaba.

Regla 2. Ninguna rebaba se forma en la operación de bloqueo.

Regla 3. Si se espera la presencia de defectos o la falta de carga de forja, da lugar a que sea requerida la operación de bloqueo.

Regla 4. Si la magnitud del equipo a disposición no es mayor que la máxima carga requerida por el proceso, conlleva a que la deformación no puede ser completada.

Regla 5. Si la magnitud del equipo a disposición no es mayor a la cantidad de energía actual requerida por el proceso, conlleva a que la deformación no puede ser completada.

Regla 6. Si el tamaño de lote excede las 10000 piezas, entonces la operación de bloqueo es normalmente requerida para reducir el desgaste del dado con la disminución del movimiento de metal en el dado final.

Regla 7. Si el tamaño de lote es menor a las 10000 piezas y el factor de dificultad de forma es mayor a 2.5, entonces es requerida la operación de bloqueo.

Regla 8. Si el tamaño de lote es menor a las 10000 piezas y el factor de dificultad de forma es menor a 2.5, entonces la operación de bloqueo no es requerida.

Regla 9. En la línea de partición, que se encuentra en la parte más ancha de la forja, la sección ancha del bloqueador es ligeramente más angosta que la del dado final, cerca de 0.5-1.0 mm en cada lado, de tal manera que siempre ajuste en la operación final.

Reglas de diseño para subsecciones tipo costilla:

Regla 10. La relación entre la altura y el ancho de la costilla del dado final y la preforma son aporte del diseñador.

Regla 11. Durante la forja en la operación de acabado, el flujo de metal puede ser de dos tipos: compresión y extrusión. El primero es donde la altura de la costilla del dado acabador es mayor que la en la del dado bloqueador y el ancho de costilla del dado final es menor que el del bloqueador, mientras que el último 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 el del bloqueador.

Regla 12. Durante la forja, si el flujo de metal es del modo de 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.

Regla 13. Durante la forja, si el flujo de metal es del modo de 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.

Regla 14. Durante la forja, si el flujo de metal es del modo de compresión y el volumen de la costilla final es menor que la costilla del bloqueador, entonces ningún material extra para asegurar el llenado de la cavidad es proporcionado.

Regla 15. La altura y el ancho de la costilla del bloqueador se determinan utilizando la relación entre la altura y el ancho de la costilla entre el acabado y el bloqueador y la relación entre la altura y el ancho de la costilla del acabador.

Regla 16. En el bloqueador, los radios de las esquinas deben ser mayores que los del acabador, alrededor de 1.2 a 2.0 veces.

Reglas de diseño para subsecciones tipo alma:

Regla 17. Si el ancho del alma del acabador es menor que el espesor de la costilla adyacente al alma, entonces es esperada la presencia de defectos.

Regla 18. Si es esperada la presencia de defectos y existe otra costilla en el lado opuesto de la costilla, entonces la protuberancia no es requerida.

Regla 19. Si es esperada la presencia de defectos y no existe otra costilla en el lado opuesto de la costilla, entonces la protuberancia es requerida

Regla 20. 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 2.0 veces.

## 2.6 DISEÑO DE LA ZONA REBABA

Es de gran relevancia utilizar la cantidad suficiente de material en la pieza de trabajo para garantizar el completo llenado de la cavidad. Debido a lo complejo de sólo colocar la cantidad justa de metal en los lugares correctos durante el formado, se vuelve necesaria la utilización de un exceso de metal. Cuando los dados se cierran completamente en el paso final, el material fluye hacia una cavidad delgada llamada rebaba, la cual se encuentra colocada en la línea de partición. Con la finalidad de prevenir la formación de una rebaba demasiado ancha, se coloca un canal, conocido como cordón de rebaba. Un propósito de la rebaba consiste en actuar como una válvula de seguridad para el exceso de metal en la cavidad del dado.

El reto en el diseño de la rebaba se encuentra en ajustar su dimensión de tal manera que el flujo de metal a través del cordón de la rebaba presente una mayor dificultad que el llenado en las partes críticas del dado. Pero este fenómeno no debe ser tan severo, debido a que acarrearía la utilización de cargas excesivas que conllevan problemas de desgaste y fractura en el dado. El diseño ideal se presenta cuando se alcanza la mínima cantidad de rebaba para realizar el proceso, esto debido en una primera instancia al ahorro de material, pero principalmente a que la carga aumenta entre mayor sea la cantidad de material que se aloja en la zona de rebaba. La presión de forja se incrementa cuando disminuye el grosor de la rebaba, debido a que esta zona presenta una menor temperatura, y por lo tanto las fuerzas de forja aumentan.

En las estampas para forja se localizan dos zonas: el cordón de matriz, que sigue el contorno de la pieza, y que se define por su espesor ( $\epsilon$ ) y por su anchura ( $\lambda$ ); y el alojamiento de rebaba, que sigue en su contorno al cordón de la matriz, y que se define por su espesor ( $e$ ), por su anchura ( $l$ ), y por el ángulo ( $\alpha$ ), entre el cordón y el alojamiento (Figura 2.10). El alojamiento tiene un mayor grosor que el cordón de rebaba y deberá ser lo suficientemente largo para evitar que se llene completamente con el exceso de metal.

Al igual que en los métodos para seleccionar la geometría de las preformas, son varias las propuestas para la determinación de las dimensiones del cordón y alojamiento de rebaba. Una primera aproximación se da con las relaciones propuestas por Del Rio (Del Rio, 1980), donde expone que en los procesos de forja, valores de 1 [mm] a 6 [mm] para el espesor del cordón de rebaba ( $\epsilon$ ) son normales, éste se obtiene mediante la siguiente expresión:

$$8 < 2 \cdot \lambda / \varepsilon < 14 \quad (2.15)$$

El espesor del cordón de rebaba se puede calcular una vez determinado el valor de la anchura del cordón ( $\lambda$ ) mediante la tabla 2.1. Por lo regular, la relación entre el espesor y la anchura del cordón varía de 2:1 a 5:1. Para el alojamiento de rebaba, los valores comunes para la anchura y espesor son:

$$e \approx (2 \cdot \varepsilon) \text{ a } (3 \cdot \varepsilon), l > (8 \cdot e) \text{ y } \alpha \approx 30^\circ \quad (2.16)$$

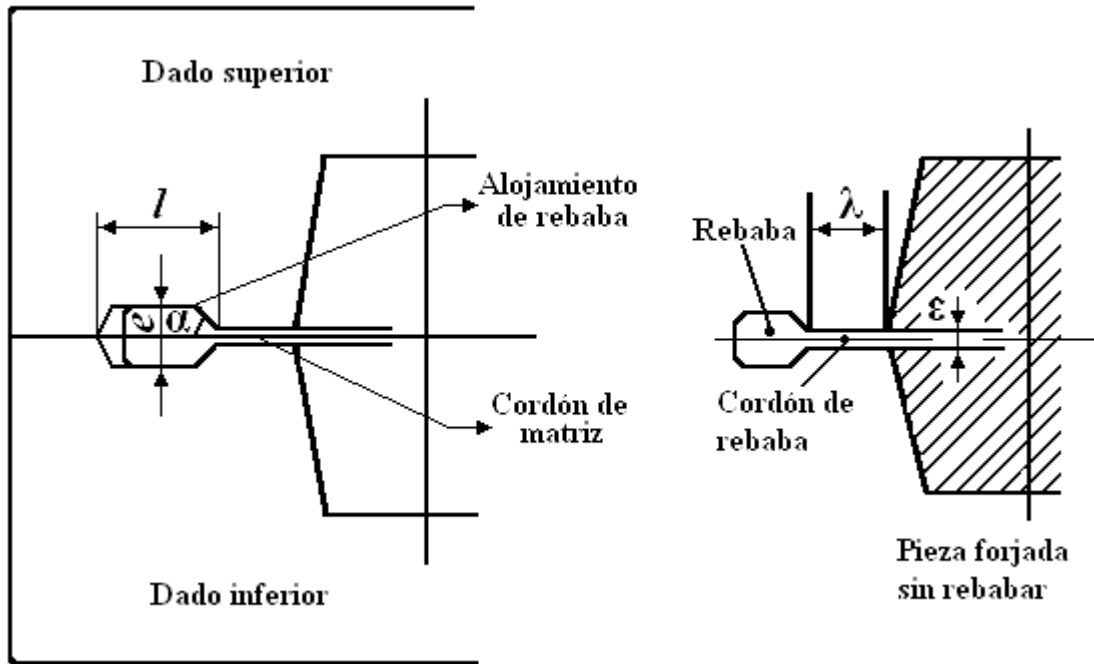


Figura 2.10 Definiciones en la zona de rebaba (Del Río, 1980)

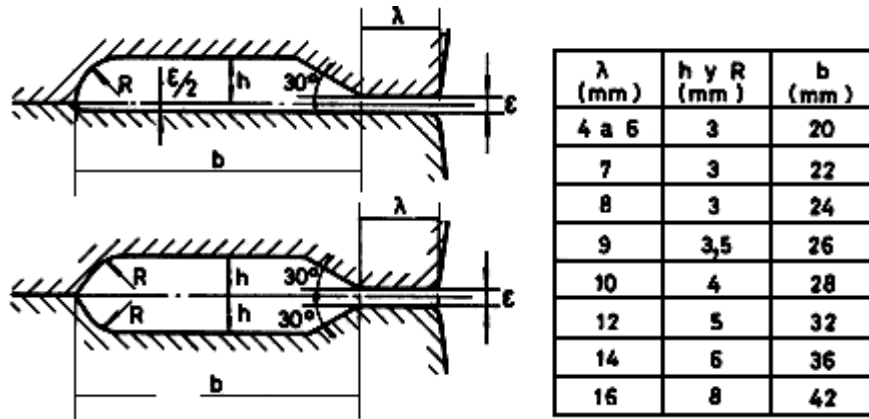
Los valores de  $\varepsilon$  y  $\lambda$  deben ser tales que el rozamiento del material al atravesar el cordón, sobre todo en momentos finales de la deformación, haga aumentar la presión lo suficiente como para rellenar los huecos y aristas más complicadas. Una primera aproximación para el valor de  $\lambda$  se puede obtener de la tabla 2.1.

Tabla 2.1 Valores de anchura del cordón en función del diámetro o ancho de la pieza (Del Río, 1980)

Valor del diámetro o anchura mínima [mm]	Valor de anchura del cordón de la matriz $\lambda$ [mm]	
	Prensa	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

Otra de las partes fundamentales del proceso es determinar la dimensión del alojamiento de rebaba, lo cual se puede apreciar en la tabla 2.2, de manera que sea suficiente para contener todo el material sobrante.

Tabla 2.2 Dimensiones normales de alojamiento de rebaba (Del Río, 1980)



Existen varias formas para determinar las dimensiones del cordón de rebaba, es decir, no hay una propuesta que pueda ser considerada como la ideal para todos los casos. Un breve resumen de estas expresiones se puede apreciar en la tabla 2.3, donde el principal factor a considerar en el diseño son ciertos parámetros geométricos y la masa de la pieza.

Tabla 2.3 Expresiones para determinar las dimensiones del cordón de rebaba (Tomov, 2004)

$h_f = 0.0015D_F \quad (1)$ $\frac{b_f}{h_f} = \left(1.34 - \frac{D_F}{600}\right) \left(3.7 + 0.25 \frac{h_F}{b_F} + 0.44 \frac{h_F^2}{b_F^2} + 0.21\alpha\right)$
$h_f = \frac{0.01D_F + 1}{0.03 + 100/D_F} \quad (2)$ $b_f = 5(1 + 0.01D_F)$
$h_f = 0.016D_F \quad (3)$ $\frac{b_f}{h_f} = \frac{63}{\sqrt{D_F}}$
$h_f = 0.017D_F + \frac{1}{\sqrt{D_F + 5}} \quad (4)$ $\frac{b_f}{h_f} = \frac{30}{\sqrt[3]{D_F[1 + 2D_F^2/H_F(2R_c + D_F)]}}$

$h_f = 1.13 + 0.089\sqrt{m_F} - 0.017m_F \quad (5)$ $\frac{b_f}{h_f} = 3 + 1.25\exp(-1.09m_F)$
$h_f = 2.17 + 1.39m_F^{0.2} \quad (6)$ $\frac{b_f}{h_f} = -1.985 + 5.258m_F^{0.1} + 0.0256\frac{D_F}{H_F}$

Donde  $h_f$  es el espesor del cordón de rebaba,  $b_f$  es la anchura del cordón de rebaba,  $D_F$ ,  $H_F$  y  $m_F$  el diámetro, la altura y la masa de la parte a ser forjada respectivamente,  $R_C$  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 utilizados para calcular el espesor del cordón de rebaba debido a su simplicidad son la expresión número 1 de la tabla 2.3, así como la siguiente relación (Tschaetsch, 2006):

$$\varepsilon = 0.015 * \sqrt{A_s} \quad (2.17)$$

Donde:




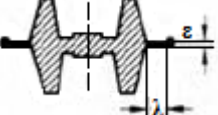
$\varepsilon$  = Espesor del cordón de rebaba [mm]

$A_s$  = Área proyectada de la pieza sin rebaba [mm<sup>2</sup>]

Con la variación de la relación del cordón de rebaba  $\lambda/\varepsilon$ , 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 (ejemplo:  $\lambda/\varepsilon = 5$  a 10). Al igual que el espesor del cordón de rebaba, la relación  $\lambda/\varepsilon$  puede determinarse de diferentes maneras. La tabla 2.4 muestra una clasificación de formas que permite conocer el factor de forma ( $\gamma$ ), la eficiencia de deformación ( $\eta_F$ ), pero principalmente se puede determinar cuál es la relación  $\lambda/\varepsilon$ .

La influencia del espesor y anchura del cordón de rebaba en la presión de forja son razonablemente bien entendidas desde un punto de vista cualitativo. Esencialmente, la presión de forja incrementa con la disminución del espesor de la rebaba y con el incremento de la anchura de rebaba 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 zona de rebaba, de ahí la importancia de que el dimensionamiento de la zona adquiera gran relevancia.

Tabla 2.4 Factor de forma ( $\gamma$ ), eficiencia de deformación ( $\eta_F$ ) y relación del cordón de rebaba ( $\lambda/\varepsilon$ ) en función de la forma de la forja (Tschaetsch, 2006)

Forma	Pieza de trabajo	$\gamma$	$\eta_F$	$\lambda / \varepsilon$
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

Es determinante encontrar las dimensiones óptimas para el cordón de rebaba, ya que si principalmente el espesor del cordón es muy pequeño, el flujo de metal en la zona puede provocar que las sollicitaciones en la estampa adquieran tal magnitud que se origine una falla prematura en la estampa y, por el otro lado, si dimensión del espesor del cordón es muy grande, se corre el riesgo de que no se alcance la presión necesaria para que el material dentro de la estampa llene la cavidad de manera correcta y fluya primero hacia la zona de la rebaba.

Una cavidad puede ser llenada con varias geometrías de rebaba siempre y cuando exista el suficiente material en el dado. Por lo cual, es posible llenar la misma cavidad utilizando una rebaba menos restrictiva, lo cual repercute en una carga total de forja menor si el exceso de material necesario está disponible (en este caso, las ventajas son una carga de forja inferior y una menor cantidad de esfuerzos son compensadas con un incremento en el material de pérdida) o si la pieza de trabajo presenta la preforma idónea (en donde bajos esfuerzos y la pérdida de material son obtenidas mediante la adición de etapas de preforma).

## 2.7 TRIBOLOGÍA

Los factores que estudia la tribología son la fricción entre dos cuerpos en movimiento, el desgaste como efecto natural de la fricción y la lubricación como un medio para evitar el desgaste. En el formado de metales, el flujo de metal es provocado por la presión transmitida de los dados a la pieza de trabajo, por lo cual las condiciones de fricción en la superficie de contacto pieza-dado tienen una gran influencia en la manera en la cual se comportará el flujo de metal, la deformación de la superficie y defectos internos, los



esfuerzos a los cuales se tiene que someter el material y los requerimientos de carga y energía. Fricción se define como la resistencia cuando un cuerpo se desliza sobre otro. En los procesos de formado de metales, esto se presenta cuando la pieza de trabajo se desliza contra el dado.

En forja, la fricción tiene una gran influencia en el flujo de metal, la distribución de la presión y en los requerimientos de carga y energía. Además de los efectos de la lubricación, deben de ser considerados los efectos de los dados fríos o la transferencia de calor del material más caliente hacia los dados fríos (ASM International, 1988).

Los factores principales que afectan la vida del servicio del dado son los tratamientos superficiales y los lubricantes. El papel de los lubricantes es reducir la fricción entre el dado y la pieza de trabajo, además de reducir la transferencia de calor entre la pieza de trabajo y el dado durante el proceso de formado. En forja, el lubricante ideal se contempla que cumpla con:

- Reducir la fricción deslizante entre los dados y la forja con la intención de reducir las presiones requeridas para asegurar el llenado de la cavidad y para controlar el flujo de metal
- Actuar como un agente separador y prevenir la adhesión local y sus daños subsiguientes para las superficies del dado y la pieza de trabajo
- Poseer propiedades aislantes para reducir la pérdida de calor de la pieza de trabajo y para minimizar las fluctuaciones de temperatura en la superficie del dado
- Cubrir la superficie del dado uniformemente con el fin de prevenir una ruptura de la película de lubricante local y que sea prevenido un flujo irregular
- Ser no abrasivo y no corrosivo para prevenir la erosión de la superficie de los dados
- Estar libre de residuos para que éstos no se acumulen en las cavidades de la impresión
- Estar libre de componentes contaminantes y tóxicos y no producir humo
- Control del acabado superficial
- Facilidad de aplicación y remoción
- Bajo costo, un manejo sencillo y seguridad

La presión requerida para la deformación genera un esfuerzo normal a la superficie del dado, y el movimiento de la pieza de trabajo relativo a la superficie del dado genera un esfuerzo cortante. Por lo tanto, una clásica situación de tribología surge con la fricción en la superficie de contacto y el potencial desgaste en los materiales del dado y la pieza de trabajo. La mitigación de estos efectos implica la introducción de un lubricante. El éxito o fallo del lubricante tiene consecuencias importantes en la calidad de la producción de la pieza, así como también en las presiones, fuerzas y requerimientos de energía. Por estas razones, el campo de fricción, lubricación y desgaste (tribología) en el trabajo de metales ha sido objeto de diversas investigaciones. Si se presenta el caso en el cual la fricción pueda llegar a tomar valores considerables, esto repercute de manera directa en la calidad de la pieza y en las presiones requeridas por el proceso, ya que mucha de la energía se utilizaría para vencer estas fuerzas y por consiguiente las necesidades del proceso serían mayores.

Cuando la geometría del proceso de deformación es favorable, un lubricante viscoso puede formar una capa continua de lubricante que separa la superficie de la herramienta y la pieza de trabajo. La mayoría de los lubricantes en los procesos de formado son líquidos o están disueltos o dispersos en un líquido por una variedad de razones, entre las cuales destaca la complejidad de agregar de manera uniforme un lubricante sólido. La generación de calor en el proceso tiene que ser retirada y los lubricantes sólidos presentan el inconveniente de que tienen que ser colocados en la superficie de contacto de la herramienta y la pieza de trabajo; por lo tanto, la utilización de los líquidos en estos procesos es mayor, debido a su facilidad de poder producir capas de lubricante.

El lubricante más utilizado para el proceso de forja es el grafito, un lubricante sólido, que es rociado dentro del dado o pieza de trabajo antes del proceso, o bien, puede estar suspendido en un líquido, como puede ser agua o aceite. Por lo regular, en los procesos de forja el grafito se encuentra suspendido en agua. El coeficiente de transferencia de calor de la pieza de trabajo al dado tiene distintos valores de acuerdo con el tipo de grafito. Existen otros lubricantes, tales como productos sintéticos a base de sales orgánicas, libres de siliconas, aceites y lubricantes sólidos.

Para determinar la eficiencia de un lubricante y ser capaces de predecir las presiones de formado, es necesario expresar la fricción en términos del coeficiente de fricción ( $\mu$ ), que puede tomar los valores:  $0 \leq \mu \leq 0.5$ . El coeficiente de fricción para el formado en caliente de aceros con la utilización de grafito como lubricante (ya sea en base agua o aceite) presenta un valor de  $\mu$  que va de 0.2 a 0.25.

La fricción y el desgaste se encuentran en función de la topografía de la superficie. En el caso de lubricación, especialmente con líquidos, las superficies de la pieza de trabajo y de la herramienta tienen que transportar el suficiente lubricante en la zona de formado. Al mismo tiempo, tiene que ser capaz de retener el suficiente lubricante para evitar la formación de efectos hidrostáticos e hidrodinámicos de lubricación que permiten al lubricante fluir en las zonas de contacto de la herramienta y la zona de trabajo. Las superficies extremadamente lisas son utilizadas por lo regular en los dados de forja en frío, aunque esto no favorezca la distribución del lubricante. Pero debido a que este tipo de forja se utiliza como un paso final, se busca que el acabado sea el mejor posible. En este contexto, una superficie ideal debe presentar valles con una microgeometría apropiada en donde el lubricante pueda ser retenido. Esto implica la entrega de lubricante durante la deformación, actuando así como bolsas de lubricante.

### **2.7.1 RECUBRIMIENTOS Y TRATAMIENTOS LOCALIZADOS**

La estampa para forja en caliente se encuentra sometida a cargas cíclicas, lo cual provoca en un gran daño en la superficie de la estampa debido a la erosión, deformación plástica, fatiga mecánica y térmica. El desgaste de los dados de forja no solo reduce su tiempo de vida útil, sino que puede repercutir en condiciones no deseadas en la superficie del producto. En años recientes, el incremento en la demanda de bajos costos, el incremento de la productividad y una mejor calidad del producto final fueron las directrices en el desarrollo de recubrimientos duros para herramientas de corte y aplicaciones en el formado.

En la actualidad, uno de los procedimientos más utilizados en la industria para alargar la vida de servicio del dado consiste en la adición de recubrimientos en la superficie. Esto se ha logrado realizar con la técnica llamada PVD (Deposición Física de Vapor), esta técnica se encuentra basada en la conversión de un material a su fase de vapor en una cámara de vacío y se condensa sobre una superficie de sustrato como una película muy delgada. Todos los procesos de deposición física de vapor consisten en los siguientes pasos: 1) síntesis del vapor de recubrimiento, 2) transporte del vapor al sustrato y 3) condensación de los vapores sobre la superficie del sustrato.

Son empleadas capas delgadas y duras de recubrimientos hoy en día en una gran cantidad de aplicaciones con el objetivo de reducir la fricción y el desgaste de herramientas. Por algunos años han sido aplicados recubrimientos tales como TiN y CrN a herramientas, dados y partes mecánicas para aumentar su vida útil y desempeño, ya que proporcionan una alta dureza, buena resistencia y estabilidad química. Otros recubrimientos utilizados en los dados para forja son: TiN/Ti(C,N), (Ti,Cr)N, (TiN/(Ti,Al)N) entre otros. Recientemente, el recubrimiento TiN/(Ti, Al)N se perfila como un candidato para producir capas de recubrimiento duro debido a que ha mostrado excelentes propiedades, especialmente a altas temperaturas.

La combinación de nitruración y recubrimientos PVD son la técnica que en el futuro será el próximo paso para la mejora de las estampas; a esta técnica se le conoce como tratamiento dúplex, esta técnica incrementa la resistencia a la fatiga térmica debido a los elevados esfuerzos residuales. La nitruración de la superficie de la estampa provee un mejor soporte mecánico para el recubrimiento que la superficie original de la herramienta (Panjan, 2002).

## **2.8 TRANSFERENCIA DE CALOR EN LA ESTAMPA**

La temperatura máxima así como la distribución de la temperatura tienen una influencia significativa en el desgaste. La máxima temperatura determina la dureza de la superficie de la herramienta, mientras que el gradiente de temperaturas provoca variación dimensional, lo cual genera esfuerzos y deformaciones. Durante la forja en caliente, la superficie del dado se calienta en parte por la conducción entre la herramienta y la pieza de trabajo y en parte por la fricción entre el dado y la pieza de trabajo. Una parte del calor generado permanece en el material deformado, una cantidad fluye hacia la herramienta, mientras que una cantidad fluye hacia la parte del material que no presenta deformación. En los procesos de formado de metales, la deformación plástica y la fricción contribuyen con la generación de calor. Aproximadamente 90 o 95% de la energía mecánica involucrada en el proceso es transformado en calor (Altan, 1983).

La máxima temperatura en la superficie de la herramienta está influenciada por los siguientes parámetros:

- Temperatura inicial del material y del dado
- Generación de calor provocada por la deformación plástica y la fricción existente en la intercara material-dado
- Transferencia de calor entre el material a deformar y las estampas

La magnitud del choque térmico en servicio es de extrema importancia. Por choque térmico, se entienden los repetidos y abruptos calentamientos y enfriamientos que ocurren en ciertas herramientas. Existen algunas operaciones en las cuales las temperaturas son tan altas y el tiempo de contacto tan prolongado, que la herramienta se calentaría rápidamente por encima de su temperatura de recocido si no fuera enfriada. Ningún acero permanecería duro bajo tal servicio y por lo tanto es necesario enfriar la herramienta después de producir cada pieza, por lo general con agua (Palmer, 1986). Dado que el calentamiento más intenso está en la superficie, este calentamiento y enfriamiento repetido provoca el efecto de dilatar y contraer rápidamente la capa superficial.

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. Un método utilizado para mitigar este efecto se da en torno al calentamiento de los dados. Los dados fríos pueden romperse de manera frágil, por lo cual es recomendado un precalentamiento de 260 a 315 °C.

Las temperaturas desarrolladas en el proceso influyen en las condiciones de lubricación, la vida del dado y las propiedades finales del producto; la más importante es que determina la máxima velocidad de deformación a la que se puede llevar a cabo el proceso sin causar daño excesivo en el dado. Por lo tanto, las temperaturas generadas durante la deformación plástica influyen de manera significativa en la productividad del proceso de formado. La máxima temperatura de forja segura para aceros al carbono y aleados se encuentran en la tabla 2.5, que indica que la temperatura de forja disminuye en función del aumento del contenido de carbono. Entre mayor sea la temperatura de forja, mayor será la plasticidad del acero, lo cual implica una forja más sencilla o un menor desgaste del dado.

Tabla 2.5 Máximas temperatura seguras de forja para aceros al carbono y aleados para diferentes contenidos de carbono (ASM International, 1989)

Contenido de carbono, %	Máxima temperatura de forja segura	
	Aceros al carbono	Aceros aleados
	°C	°C
0.10	1290	1260
0.20	1275	1245
0.30	1260	1230
0.40	1245	1230
0.50	1230	1230
0.60	1205	1205
0.70	1190	1175

Cada material que está siendo forjado tiene una diferente resistencia a la deformación plástica y, por lo tanto, una diferente acción abrasiva en contra de las superficies del dado. La resistencia a la deformación plástica del acero a alta temperatura se incrementa en función del aumento del contenido de carbono o elementos aleantes.

## 2.9 SOBRESPESORES DE MECANIZADO

Los productos brutos de forja presentan generalmente defectos superficiales (descarburización, incrustaciones de óxidos, pequeñas fisuras, irregularidades y heterogeneidades). Para el diseño de un proceso de forja, se parte del plano de la pieza ya mecanizada; por lo tanto, es importante considerar un exceso de material que será removido en los procesos de acabado, es decir, se proyectan sobreespesores en las caras de la pieza forjada. Los sobreespesores de mecanizado definen un rango en el cual las dimensiones del componente final forjado se deben encontrar. El sobreespesor de mecanizado es definido normalmente como función del tipo de producción y aumenta cuando la precisión de la producción disminuye. Típicos valores de sobreespesores de mecanizado para prensas es de  $\pm 1.5$  mm por cada superficie y de  $\pm 3$  mm para estampas profundas. Los sobreespesores aconsejables se pueden observar en la tabla 2.6.

Tabla 2.6 Típicos sobreespesores de mecanizado para forja (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

## 2.10 CONTRACCIÓN EN EL MATERIAL DE TRABAJO

Cuando se lleva a cabo un proceso de formado en caliente, es necesario considerar las contracciones que sufrirá la pieza cuando se enfríe y, por lo tanto, deben preverse con dimensiones superiores a las deseadas para la pieza. Realizando la consideración de la contracción del material de trabajo se pueden manufacturar piezas con mejores tolerancias dimensionales ya que, si no se consideran, se puede tener el caso que la pieza obtenida no cumpla con las especificaciones. Cuantificar este efecto es complejo, pero se puede hacer mediante el uso de tablas; éstas presentan el valor del coeficiente de dilatación lineal ( $\alpha$ ) para cada metal y se encuentran en función de la temperatura de trabajo (Tabla 2.7). El cálculo de la contracción se realiza de la siguiente forma:

Para un acero forjado a 1200 °C

$$\frac{\Delta L}{L_0} = \alpha \times \Delta T = 11 \times 10^{-6} \times 1200 = 1.32 \times 10^{-2} = 1.32 \% \quad (2.18)$$

Esto que implica que la estampa de forja se debe manufacturar aumentando aproximadamente 1.32 % la magnitud de esa cota para prever las contracciones de la pieza al enfriarse.

Tabla 2.7 Coeficientes de dilatación lineal promedio de algunos materiales (Del Río, 1980)

<b>Material</b>	<b>Coeficiente de dilatación promedio lineal (<math>\alpha</math>) (<math>^{\circ}\text{C}^{-1}</math>)</b>
Acero	$11.0 \times 10^{-6}$
Aluminio	$23.8 \times 10^{-6}$
Bronce	$17.5 \times 10^{-6}$
Cobre	$16.5 \times 10^{-6}$
Latón	$18.5 \times 10^{-6}$

## CAPÍTULO 3

# GUÍA PARA EL DISEÑO DE ESTAMPAS

El aumento de la vida útil de la estampa es una de las principales preocupaciones en el diseño de procesos de forja. El desgaste al cual se encuentra sometida la estampa es considerable, pero este efecto puede disminuir mediante varias acciones, por lo cual una guía para el diseño de estampas para forja puede ser una herramienta de gran importancia para mitigar estos efectos.

El fenómeno de deformación plástica en la forja en caliente presenta un grado elevado de complejidad e involucra:

- a) Flujo no estacionario
- b) La distribución no uniforme de deformaciones, velocidades de deformación y temperaturas en el material deformado
- c) Dificultades en la estimación del esfuerzo de fluencia en varias partes de la forja durante la deformación
- d) Dificultad en la estimación del coeficiente de fricción

Dentro del desarrollo en el diseño de procesos de manufactura el método de elemento finito (MEF) se ha convertido en una poderosa herramienta, el MEF permite conocer el desarrollo del flujo de metal durante la deformación y para el caso de forja en estampa en particular poder garantizar un completo llenado de la estampa sin la presencia de defectos. Además con esta herramienta se pueden conocer los campos de esfuerzos y deformaciones a los cuales se encuentra sometida la pieza y principalmente la fuerza necesaria para poder llevar la deformación.

Debido a lo anterior, la utilización del MEF ha permitido que los procesos de manufactura en general se vean favorecidos, ya que el diseño de estos se encuentran respaldados en un primer plano por diversas simulaciones que se acercan a la realidad. Con la implementación del MEF el desarrollo de pruebas con prototipos se puede ver reducida de manera significativa, lo cual implica que los gastos por el diseño del proceso se ven disminuidos, es decir, el proceso de prueba y error puede ser reducido.

La idea de establecer los parámetros básicos y generar una guía para el diseño de estampas para forja es de gran relevancia, ya que permitirá acortar los tiempos de diseño y maximizar los recursos con los cuales se cuenta, mediante el análisis de los aspectos que afectan de mayor manera el diseño de la estampa. A la falta de una guía completa en la actualidad para el diseño de estampas para forja, la experiencia de los diseñadores sigue teniendo un gran peso, aunque con la implementación del MEF esto ha ido disminuyendo. Es importante determinar y acotar los problemas a los que se enfrentan los diseñadores a la hora de tratar de establecer una guía, ya esto permite establecer los temas en los cuales se tiene que prestar más atención. A continuación se presenta un diagrama de como se lleva a cabo el diseño de un proceso de forja en estampa propuesto por Radev (Radev, 2006). En el diagrama se observan las diversas etapas en las cuales está compuesto el diseño del proceso de forja, sirve como base para ejemplificar el proceso a seguir con respecto a si son necesarias las etapas de preformado y la geometría de las mismas.

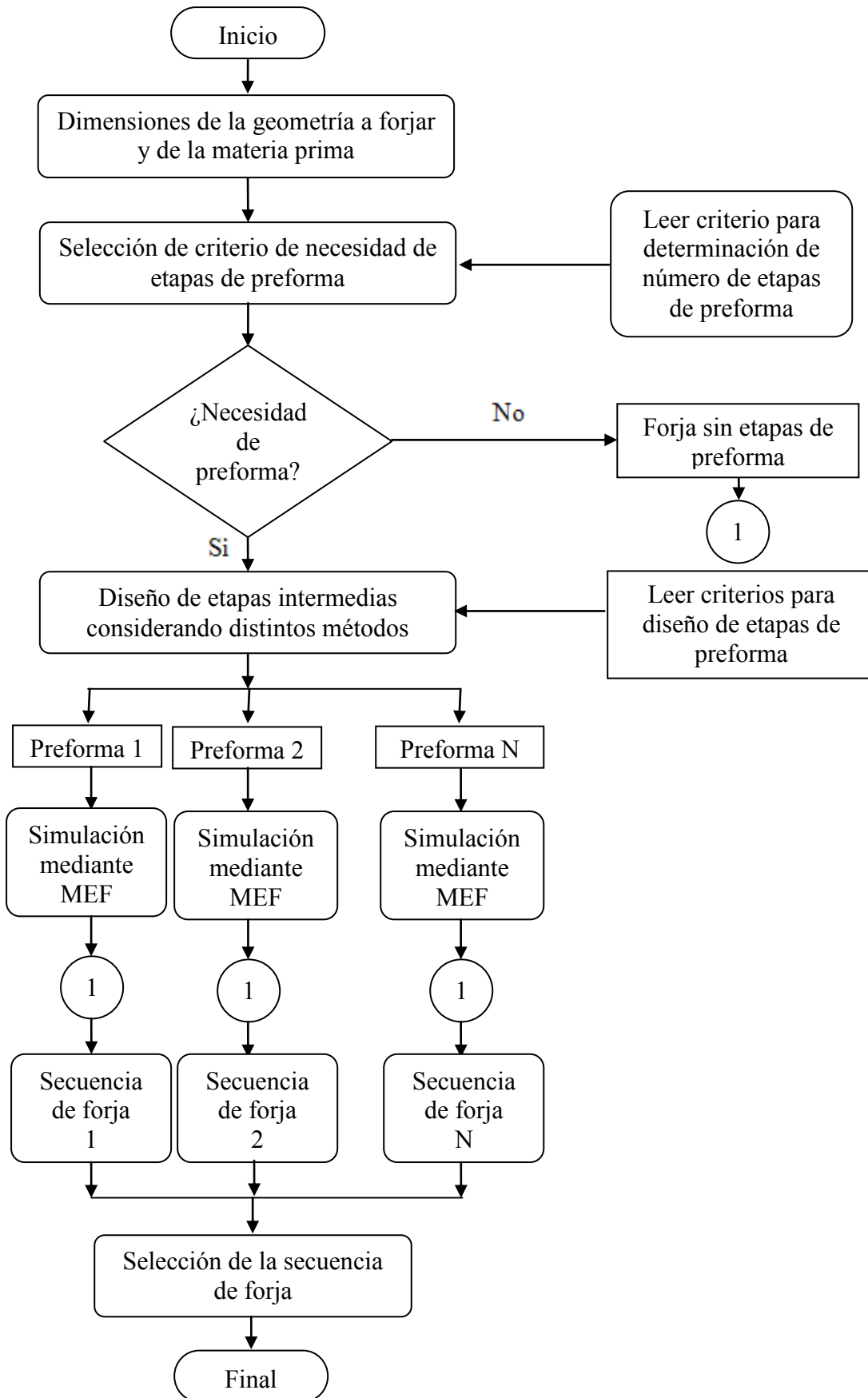


Figura 3.1 Algoritmo para la selección de etapas intermedias en un proceso de forja (Radev, 2006)



#### 4.1 PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA

Para la determinación de los factores que afectan en mayor medida el correcto diseño de estampas para forja se utilizará una pieza axisimétrica de sección transversal tipo H, cuyas dimensiones se muestran en la figura 3.2. La elección de esta geometría se da debido a que es común su fabricación mediante procesos de forja, además de que permite enfrentarse con los problemas comunes en el diseño del proceso de forja y ofrece ciertas ventajas desde el punto de vista de la simulación mediante MEF. El diseño del proceso de forja para la obtención de esta pieza con las reglas establecidas y posterior corroboración con la paquetería de elemento finito permitirá determinar las etapas que presentan una mayor dificultad de diseño.

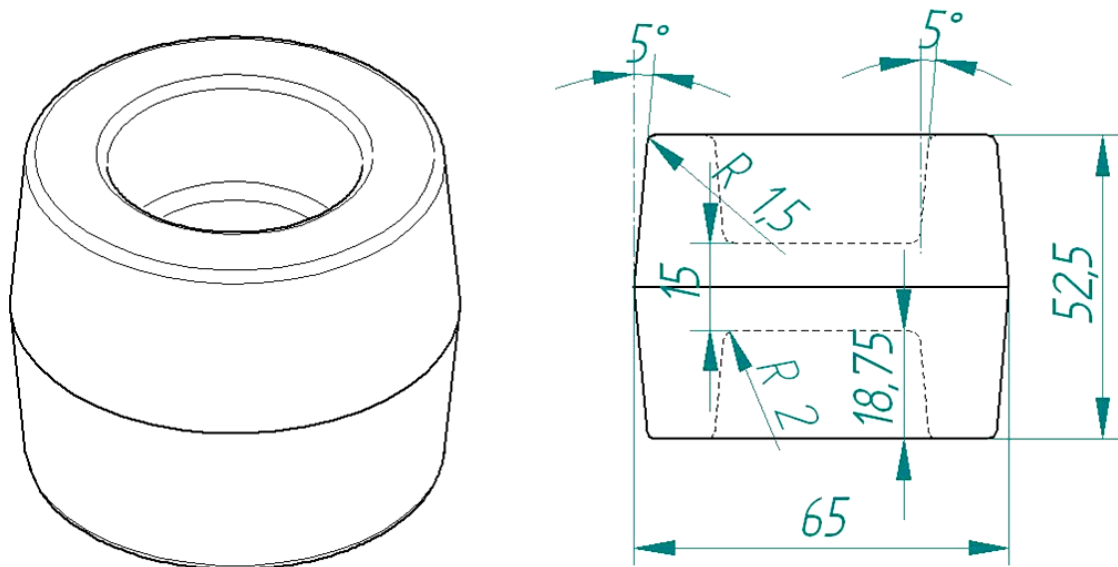


Figura 3.2 Sección de estudio, las dimensiones se dan en mm (Radev, 2006)

##### 4.1.1 PROPIEDADES DEL MATERIAL

Un factor de gran relevancia para el modelado de procesos de manufactura es el conocimiento del material con el cual se va a trabajar, principalmente de sus propiedades mecánicas. Es bien sabido que las propiedades de los materiales son función de la velocidad de deformación y de la temperatura. Es por ello que, para un correcto conocimiento del comportamiento del material, es necesario disponer de ensayos mecánicos que permitan conocer el comportamiento de los materiales a diferentes temperaturas y velocidades de deformación. El conocimiento de la relación del esfuerzo de cedencia con la temperatura y velocidad de deformación para procesos de forja en caliente es indispensable, ya que estos factores impactan de manera considerable el requerimiento de carga necesaria para llevar a cabo la deformación, lo cual afecta directamente al desgaste del dado. La utilización de curvas esfuerzo-deformación a velocidades de deformación diferentes que la velocidad de deformación real a la cual lleva a cabo el proceso puede provocar que los datos obtenidos en las simulaciones no concuerden con los determinados experimentalmente, lo cual implica que las simulaciones no alcanzan su máximo aprovechamiento. El mismo caso se presenta cuando las temperaturas utilizadas en la simulación y en el trabajo experimental no son las mismas.

Para el caso de estudio se determinó la utilización de un acero AISI 1015 (C15), debido a que la pieza es manufacturada con aceros de bajo carbono, además de que el comportamiento de este material a distintas velocidades de deformación y temperaturas ya ha sido estudiado y como consecuencia sus propiedades mecánicas son bien conocidas. Las propiedades plásticas del acero se aprecian en la figura 3.3.

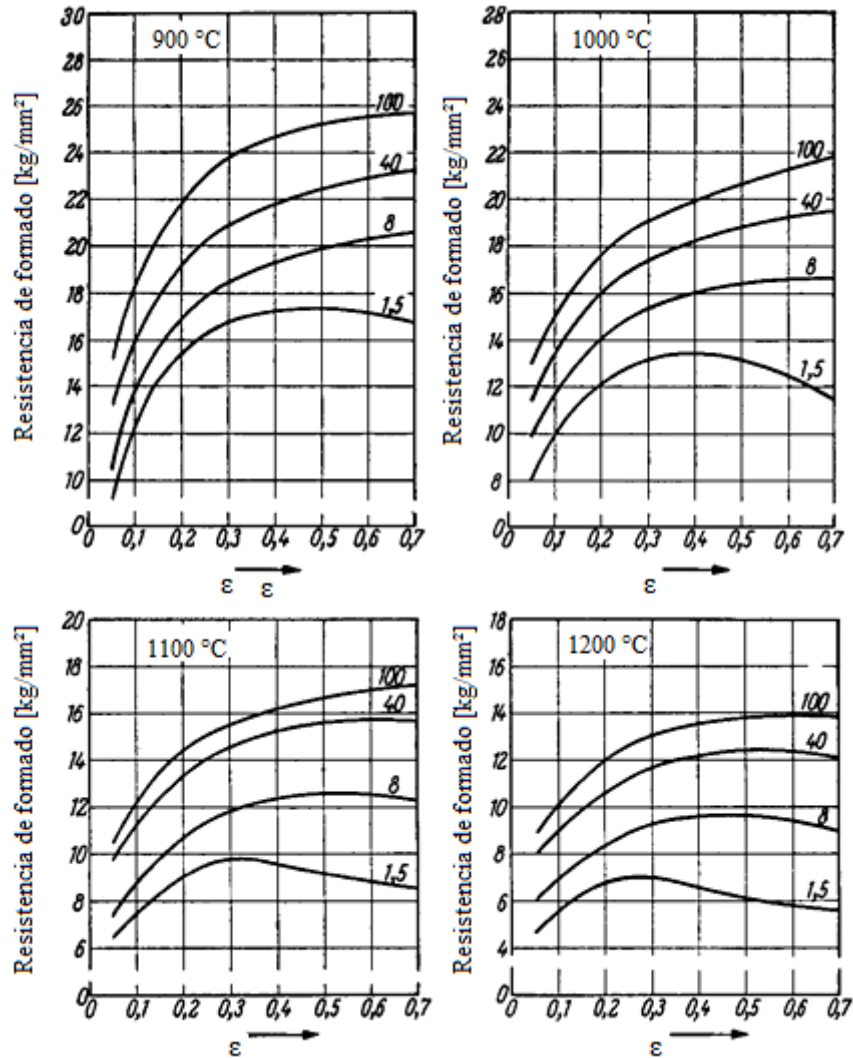


Figura 3.3 Curvas esfuerzo-deformación del acero C15 a distintas velocidades de deformación y temperaturas (Arbak, 2007)

#### 4.2 DETERMINACIÓN DE LA GEOMETRÍA A FORJAR

Para iniciar el diseño de un proceso de forja en estampa, es necesario determinar las metas que se pretenden alcanzar, es decir, determinar la geometría que puede obtenerse mediante la forja y establecer los detalles que tendrán que obtenerse mediante el maquinado posterior de la pieza. Esto debido a que en ciertas piezas pueden existir secciones que implican un aumento considerable en la presión de forja para completar su llenado, lo cual conlleva todos los inconvenientes ya mencionados. En el caso de estudio no es necesario, ya que la geometría se puede obtener completamente mediante el proceso de forja.

El segundo factor a considerar es el de la contracción del material de trabajo. Se calculan las contracciones lineales que presentará el material para poder compensarlas en la manufactura de la estampa, esto se calcula con la siguiente relación:

$$\Delta l = l_0 \times (\alpha) \times (\Delta T)$$

Donde:

$\alpha$  = Coeficiente de expansión térmica a 1000 °C = 14.7 [ $\mu\text{m}/\text{m}\cdot^\circ\text{C}$ ]

$\Delta T = 1200$  [ $^\circ\text{C}$ ]

$$l = 65 \times (14.7 \times 10^{-6}) \times 1200$$

$$l = 1.147$$

$$l_c = 65 + 1.147 = 66.147 \text{ [mm]}$$

El siguiente paso consiste en agregar al dado los sobreesesores de maquinado que se determinan mediante la tabla 2.6. En este caso no son necesarios los sobreesesores, pero existen casos donde se agrega un sobreesesor en la zona de rebaba para que ésta sea removida en la etapa de maquinado.

#### 4.3 DETERMINACIÓN DEL NÚMERO DE ETAPAS DE FORJA

La primera decisión relevante en el diseño se va a dar en relación a si son necesarias etapas de preformado para lograr el resultado final y, si éstas son necesarias, en cuántas etapas se dividirá el proceso. Esto va a estar en función en un primer plano del tamaño de lote: si éste es reducido, se tratará que el proceso se lleve a cabo en una sola etapa para la reducción de costos.

Si el tamaño de lote es considerable y la geometría de la pieza lo requiere, la utilización de una preforma es viable y esta decisión se verá respalda en una primera instancia con la comparación de la pieza con la clasificación de Spies (Figura 2.6) y posteriormente mediante el factor de complejidad de forma (S) propuesto por Teterin y Tomov. Para el caso de estudio, se establece que el tamaño de lote es lo suficientemente grande para poder solventar la fabricación de dados de preforma. La clasificación de la pieza cae dentro de la categoría 2, donde nominalmente se puede obtener la geometría deseada sin la necesidad de etapas intermedias. Calculando el factor de complejidad de forma (S) mediante el criterio propuesto por Teterin y determinando  $K_1$  y  $\varphi_H$  conforme al criterio propuesto por Tomov, se obtienen los siguientes resultados:

Tabla 3.1 Valores de factor de complejidad de forma

$S_f$	$K_1$	$\varphi_H$
1.725	0.634	0.59

Con respecto al factor de complejidad de forma propuesto por Teterin se cumple que  $S_f > 1$  (Ecuación 2.6), por lo cual la conclusión es que se requiere al menos una etapa de preformado. Con respecto al criterio propuesto por Tomov se cumple que  $K_1 \geq \varphi_H$  (Ecuación 2.14), lo que implica también la necesidad de al menos una etapa de

preformado. La cantidad de etapas de preforma es todavía un tema de estudio, ya que no existe una regla que determine a ciencia cierta el número exacto de éstas, por tal motivo la experiencia del diseñador vuelve a tomar un valor relevante para el diseño de la estampa.

Para el caso de estudio se determinó la utilización de una etapa de preformado, esto tomando como referencia los resultados obtenidos, ya que los criterios de Teterin y Tomov arrojan la necesidad de etapas de preformado, mientras que la comparación de la geometría con la clasificación de Spies se obtiene que no son necesarias etapas de preformado.

En esta etapa se presentan dificultades que afectan el diseño del proceso de forja, ya que si no realiza de manera correcta repercute de manera negativa en el desarrollo del mismo. En el ejemplo mostrado, se observa que la determinación de las etapas de preforma todavía no se encuentra bien establecido, ya que de los tres criterios utilizados, solo dos coincidieron. La falta de congruencia entre los tres criterios provoca la duda de si son necesarias o no las etapas de preforma o la de cuál es el criterio conveniente. Tomando en consideración los textos recientes, el uso del criterio propuesto por Tomov es el más socorrido, debido a que no presenta la limitación de solo poder ser utilizado en geometrías axisimétricas como el propuesto por Teterin, este último a pesar de sus limitantes sigue siendo utilizado. Con respecto al de la comparación de la geometría con la clasificación de Spies, este sirve como una primera aproximación y además presenta un panorama con respecto a los alcances que tiene la forja en estampa en lo concerniente a las geometrías que se pueden obtener empleando dicho proceso.

#### 4.4 ELECCIÓN DE LA GEOMETRÍA DE LAS PREFORMAS

Una vez determinada la utilización de etapas de preformado, el siguiente paso es determinar la geometría de las preformas. Como ya se acotó en el capítulo anterior, existen una cantidad de reglas y opciones para el desarrollo de éstas, pero principalmente se pueden observar dos métodos que por su sencillez son las primeras opciones para su obtención, la primera es la de tomar la geometría de la estampa del dado final y redondearla, mientras que el otro consiste en establecer una relación entre las alturas y los espesores de las costillas de los dados de preforma y finales, es decir, generar en la preforma secciones más profundas y menos angostas que las del dado final, con la finalidad de propiciar que en el llenado de la estampa final el tipo de flujo predominante sea de compresión. Para el caso en cuestión, se optó por establecer una relación entre las costillas de la preforma y del dado final (Figura 3.4).

Tabla 3.2 Relación entre preforma y dado final

Preforma	Relación de alturas	Relación de espesores
1	1.1	0.9
2	1.1	0.95
3	1.05	0.9
4	1.05	0.95
5	1.025	0.9
6	1.025	0.95

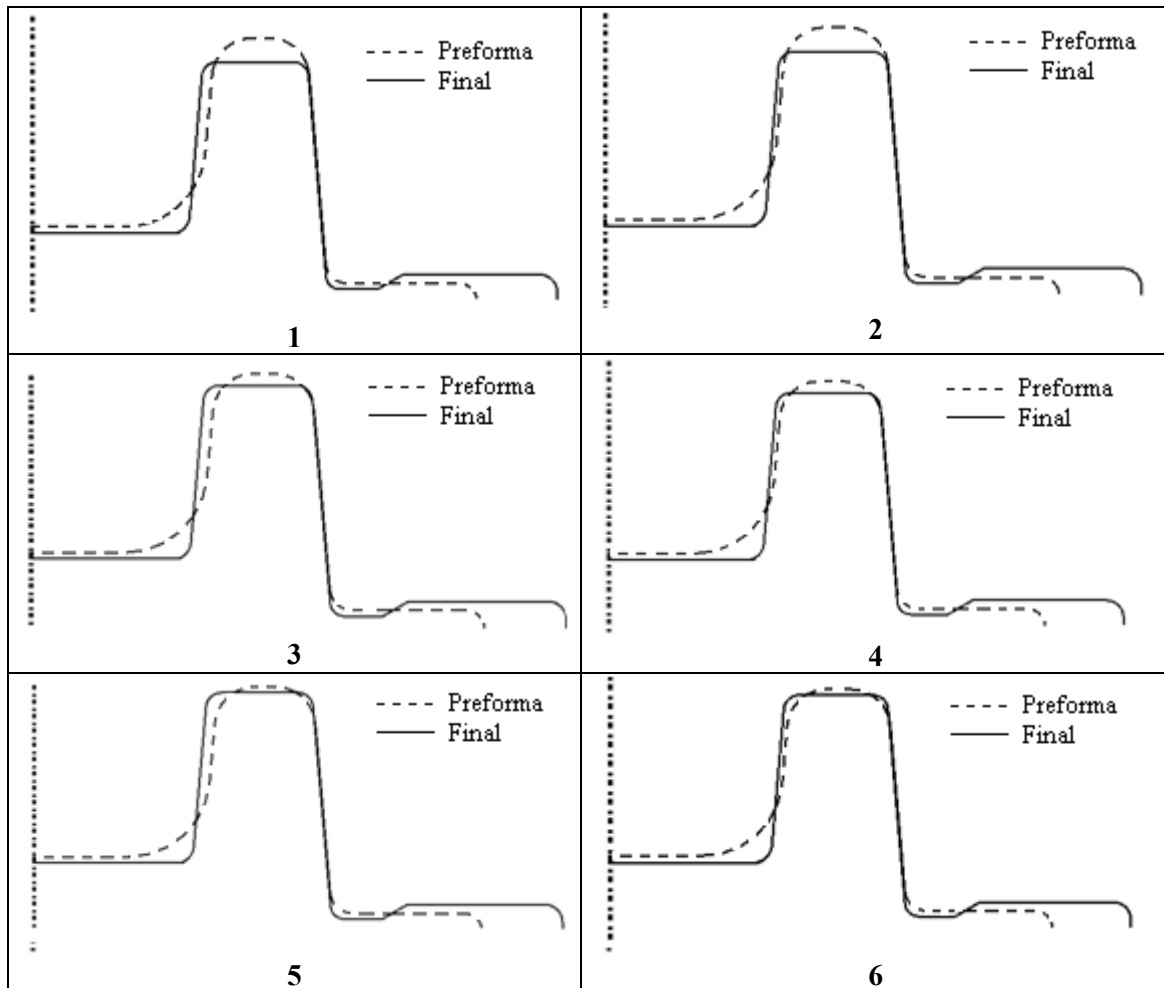


Figura 3.4 Geometrías de las preformas y comparación con el dado final

Para el desarrollo del modelo numérico del proceso se utilizó el paquete computacional de elementos finitos llamado ABAQUS/CAE. Para el efecto del ahorro de tiempo de cómputo se consideró simetría con respecto al plano horizontal.

En el análisis de flujo de material en forja, el estudio del comportamiento del material es decisivo para simular correctamente el proceso. Los procesos de forja en caliente se pueden modelar de distintas formas, con un comportamiento del material elasto-plástico, rígido-plástico, viscoplástico y elasto-viscoplástico. Para el caso de estudio, se considera un comportamiento elasto-plástico con endurecimiento dependiente de la velocidad de deformación, mientras que los dados se consideran rígidos, esto debido a que en este estudio, no se consideran las deformaciones y los esfuerzos a los cuales se encuentran sometidos los dados, solo las fuerzas de reacción se consideraran para establecer una relación directa con el desgaste.

Aunque en la realidad la velocidad con la cual el cabezal de la prensa se desplaza no es variable, ya que la prensa tiene este parámetro establecido, es importante determinar el efecto que tiene en el aumento de las sollicitaciones a las cuales se encuentra sometida la estampa, como un ejercicio para demostrar cual es impacto que tiene este parámetro, se corrieron simulaciones considerando distintas velocidades del cabezal, los resultados obtenidos se muestran en la tabla 3.3.

Tabla 3.3 Valores de fuerza para distintas velocidades de deformación

Velocidad del cabezal [mm/s]	Velocidad de deformación nominal [1/s]	Fuerza [MN]
2	0.058	Defecto
6	0.174	Defecto
10	0.290	1.83
30	0.870	2.21

Como se aprecia en la tabla 3.3, el efecto de la velocidad del cabezal impacta de manera considerable la carga final de forja, de ahí la importancia de considerar este efecto. En los casos cuando la velocidad del cabezal es de 2 y 6 [mm/s], el defecto que se presentó fue que no se completó el llenado de la cavidad.

Para las simulaciones se supone un coeficiente de fricción constante en las superficies de contacto con valor de 0.2, considerando que se utiliza como lubricante grafito disuelto en agua. Se considera la temperatura de 1200 °C para el material de trabajo y de 300 °C para los dados. La velocidad de la prensa es de 30 [mm/s]. Para la solución se generaron 3116 elementos cuadriláteros y se utilizó la opción de remallado, debido a que las deformaciones a las cuales se somete al material son severas, de esta forma se evita que el mallado se distorsione demasiado, además de que permite mejorar la precisión a través de una correcta restauración de la malla durante el análisis. Para la determinación de la geometría de la preforma se utilizó el criterio propuesto por Choi, donde se establece una relación entre la altura y espesor de las costillas del dado de preformado y el final. Considerando lo anterior y variando las relaciones entre la preforma y el dado final, se obtiene:

Tabla 3.4 Relación entre preforma y dado final y fuerzas finales

	Preforma	Final
Preforma	Fuerza [MN]	Fuerza [MN]
1	1.21	1.19
2	0.9	0.987
3	1.4	1.68
4	1.1	1.18
5	2.19	2.25
6	1.65	1.68

Los resultados obtenidos mediante las simulaciones presentan el caso donde las preformas 1, 2, 3, 4 y 6 no llenan el dado de la preforma, por lo cual no pueden ser consideradas como solución del problema, a pesar de que la mayoría de éstas completó el llenado de la estampa final. Con respecto a la magnitud de las cargas todas se encuentran en un rango a excepción de la preforma 5, que es la que permitió el llenado completo de la estampa. La etapa de la selección de preforma es determinante para la obtención de piezas sin defectos y además repercute en que las sollicitaciones en el dado final no sean tan severas, lo que implica que la vida útil de la estampa se vea beneficiada.

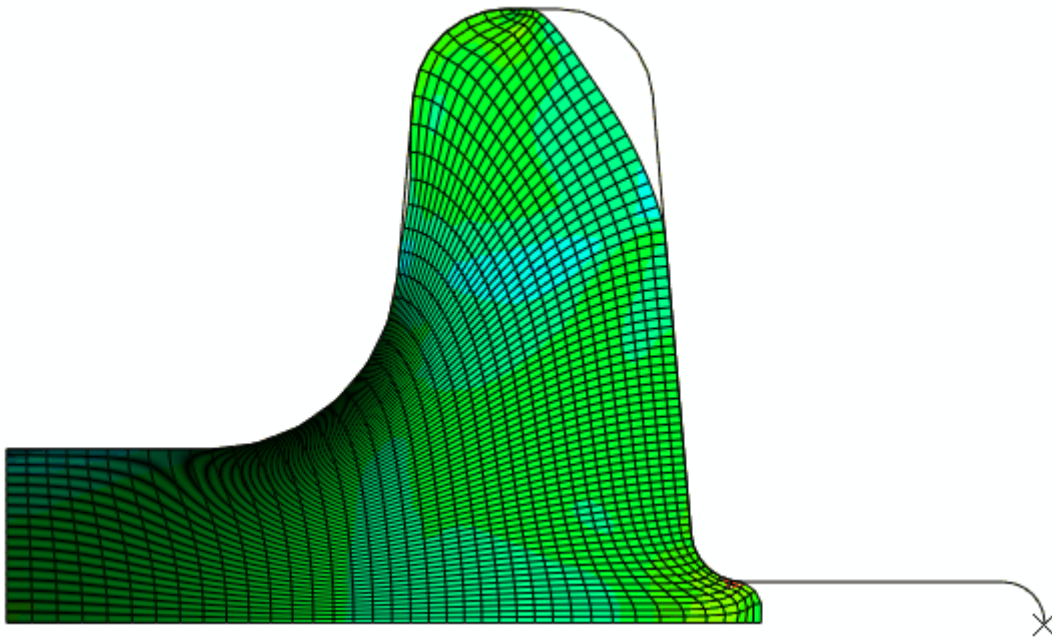


Figura 3.5 Geometría de la preforma 2, donde se observa el llenado incompleto de la estampa

El único caso en el cual se alcanzó el llenado completo de la preforma es con la preforma 5 (Figura 3.6), además de que garantiza el llenado completo durante el estampado final libre de defectos, por lo cual se convierte en la preforma idónea para llevar a cabo el proceso de forja.

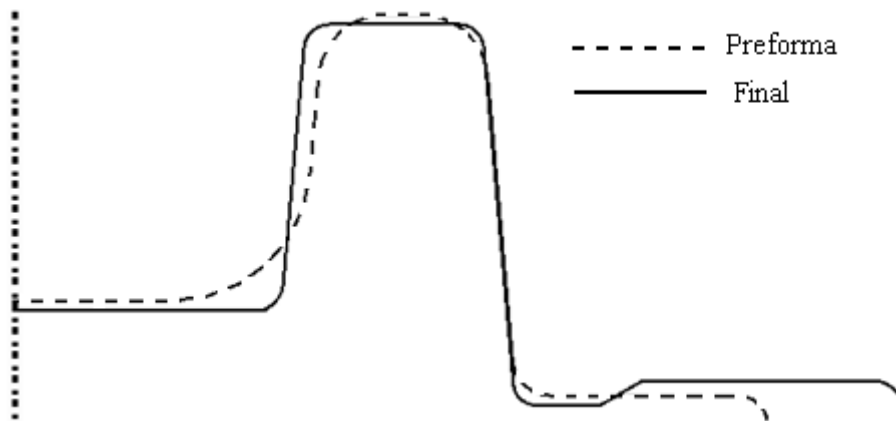


Figura 3.6 Geometría de la preforma 5

En las figuras 3.7 y 3.8 se muestran el campo de deformaciones y de esfuerzos de la preforma 5 en la última etapa de su manufactura, respectivamente. Se aprecia el completo llenado de la misma y un flujo libre de defectos, la carga requerida de la preforma para su completo llenado es de 2.19 [MN]. Con respecto a las figuras se observa que las mayores deformaciones se encuentran en la parte central de la geometría, donde la reducción de alturas es mayor con respecto a la geometría inicial y los esfuerzos mayores se encuentran en la zona donde se formará la rebaba en el estampado final.

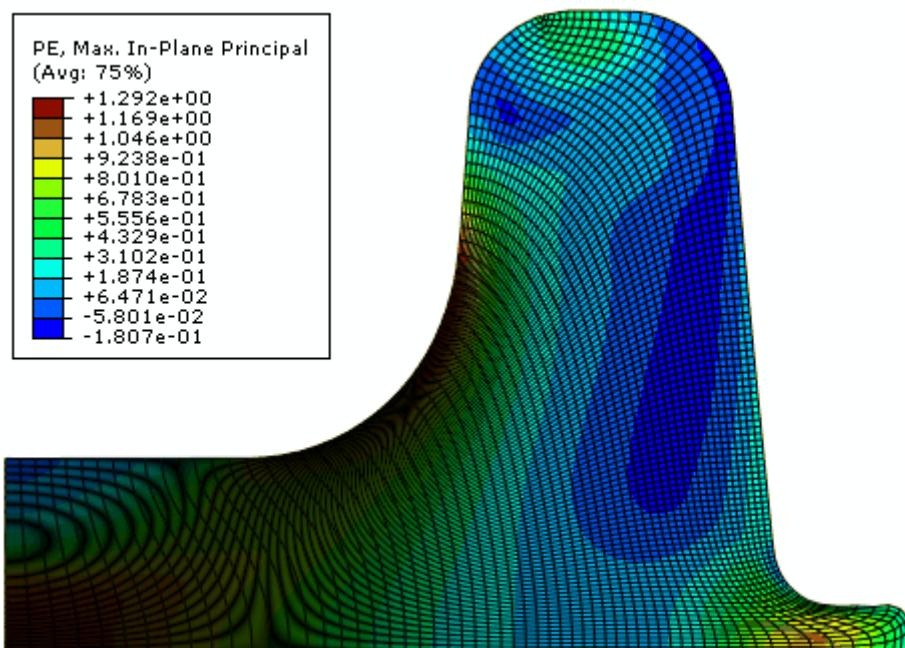


Figura 3.7 Campo de deformaciones para la preforma 5

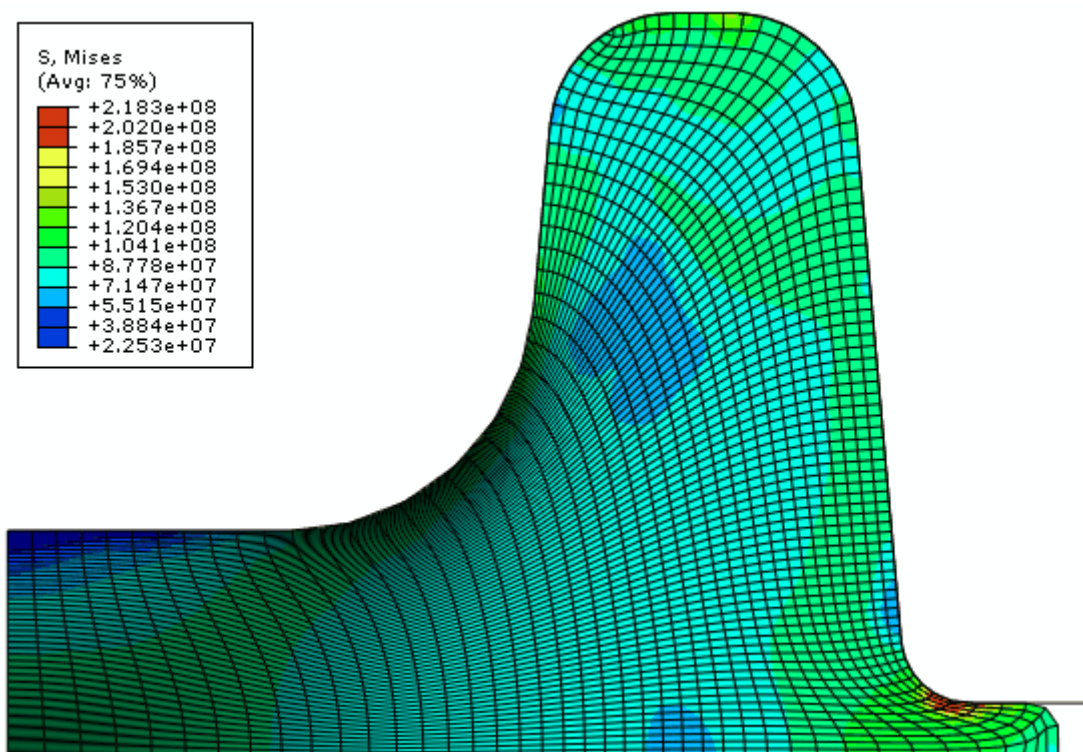


Figura 3.8 Campo de esfuerzos para la preforma 5



#### 4.5 DETERMINACIÓN DE LA DIMENSIONES DE LA ZONA DE REBABA

Existen varios criterios para la obtención de las dimensiones de la zona de rebaba. La elección del criterio que mejor se ajusta se realiza simulando el proceso para las distintas dimensiones obtenidas, siempre considerando que el mejor criterio cumplirá con el completo llenado de la cavidad y que las fuerzas de reacción de la estampa sean las menores posibles, considerando que entre mayor sea el espesor del cordón, mayor dificultad tendrá la remoción de este. En este caso se eligieron 6 criterios para determinar el espesor y anchura del cordón de rebaba, los cuales se pueden apreciar en el capítulo anterior; los valores obtenidos se muestran en la tabla 3.5.

Tabla 3.5 Valores de  $\varepsilon$  y  $\lambda$  para diferentes criterios

Referencia	$\varepsilon$ [mm]	$\lambda$ [mm]	$\lambda/\varepsilon$ [mm]
Del Río [1]	1.38	5.5	3.05
Tschaetsch [2]	0.86	7.77	9
Rebelsky [3]	1.05	8.25	7.85
Lange [3]	1.04	8.12	7.8
Wolf [3]	2.02	6.86	3.4
Teterin [3]	3.33	10.65	3.22

Se realizaron las simulaciones, cuyos resultados se aprecian en la tabla 3.6, donde se presentan los valores máximos de carga en la etapa final del proceso de forjado.

Tabla 3.6 Valores máximos de carga considerando diferentes dimensiones de rebaba

Referencia	$\varepsilon$ [mm]	Fuerza [MN]
Del Río [1]	1.38	Pliegue
Tschaetsch [2]	0.86	Pliegue
Rebelsky [3]	1.05	Pliegue
Lange [3]	1.04	Pliegue
Wolf [3]	2.02	2.23
Teterin [3]	3.33	0.55

Al analizar la tabla 3.6, se llega a la conclusión de que ninguno de los criterios propuestos cumple de manera satisfactoria con los objetivos propuestos. En un primer plano, los espesores de rebaba propuestos por Del Río, Tschaetsch, Rebelsky y Lange provocan defectos en la pieza en la zona de la rebaba, debido a que el espesor de la rebaba es demasiado pequeño y existe una gran restricción para que el fluya el material, lo cual provoca un defecto y los descarta como opciones viables para el diseño de la estampa, además de que los valores que alcanza la fuerza de reacción son demasiado altos, lo cual se contrapone con el objetivo del diseño (Figura 3.9).

El parámetro a optimizar es el de la carga requerida para llevar a cabo la deformación, ya que entre mayor sea su magnitud, aumentarán las exigencias para el dado, lo que implica un mayor desgaste. Para evitar el desgaste en las estampas se pueden tomar medidas tales como el aumento del número de etapas de formado o el rediseño de las geometrías de las preformas y de la zona de rebaba. En contraparte, existen factores que ya están prácticamente determinados, como los son el material a forjar y el de los dados, las velocidades de deformación, los tipos de lubricantes y por lo tanto, los valores de los coeficientes de fricción, por lo cual no es factible el proponer un cambio en cualquiera de estos factores.

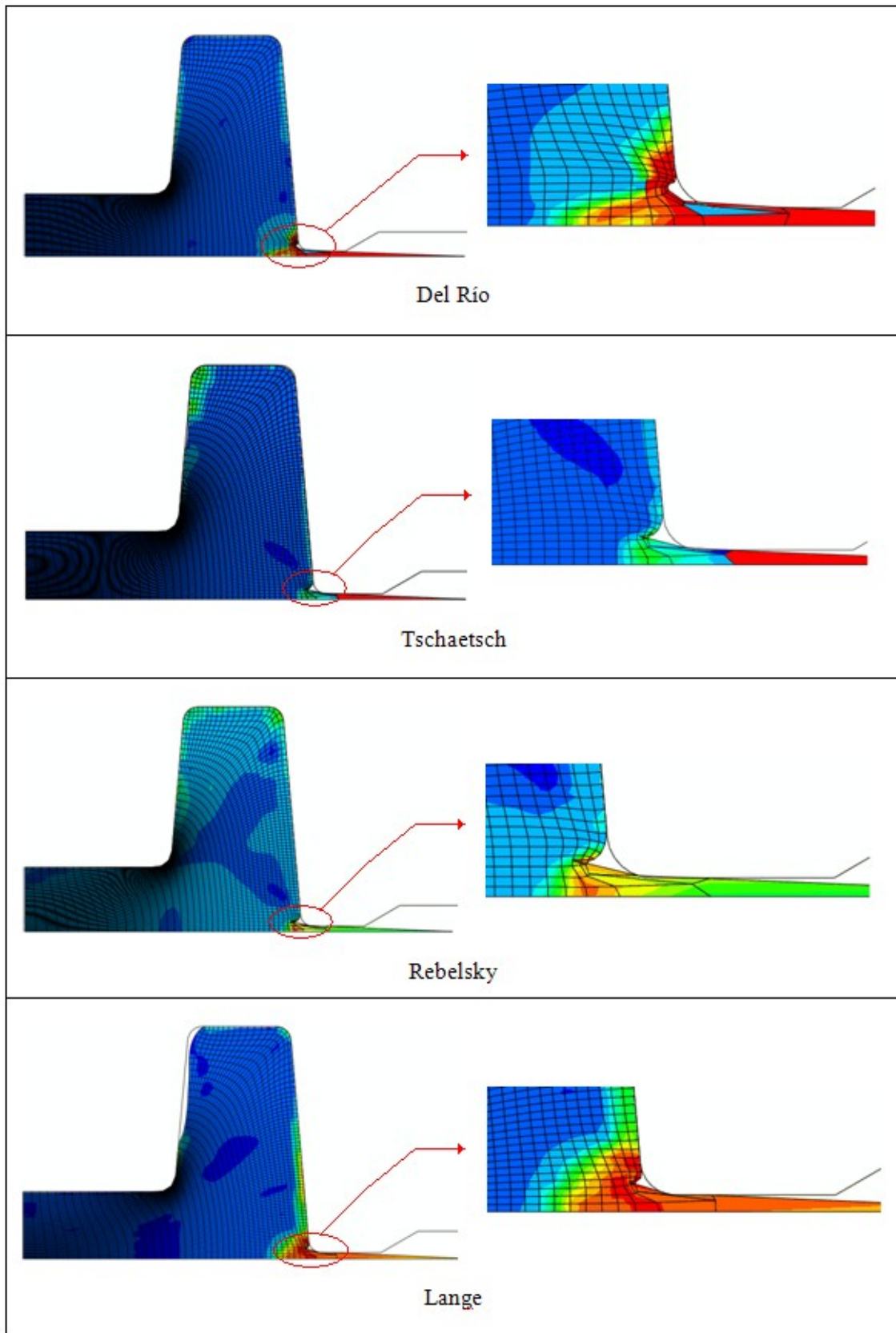


Figura 3.9 Detalle de los traslapes con los distintos espesores de rebaba

Considerando lo anterior, los espesores de rebaba propuestos por Wolf (Figura 3.10) y Teterin (Figura 3.11) permiten el llenado de la estampa sin la presencia de defecto alguno y con condiciones favorables con respecto a la carga requerida, pero los espesores del cordón de rebaba son considerables, lo cual repercute en el incremento de la dificultad para retirar la rebaba, que implica mayores costos de desbarbado y la posibilidad de que durante el maquinado se dañe la pieza.

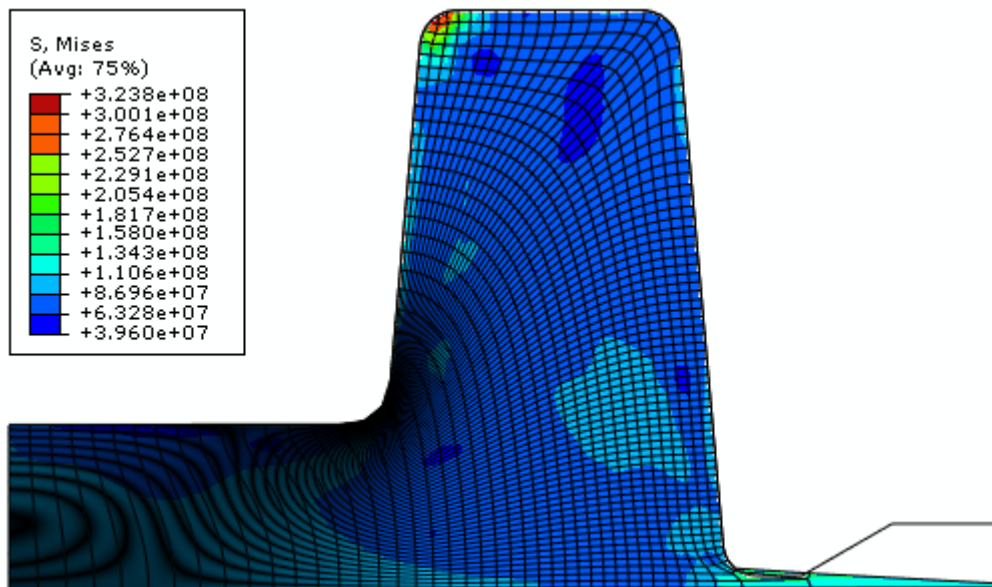


Figura 3.10 Campo de esfuerzos considerando el modelo de Wolf

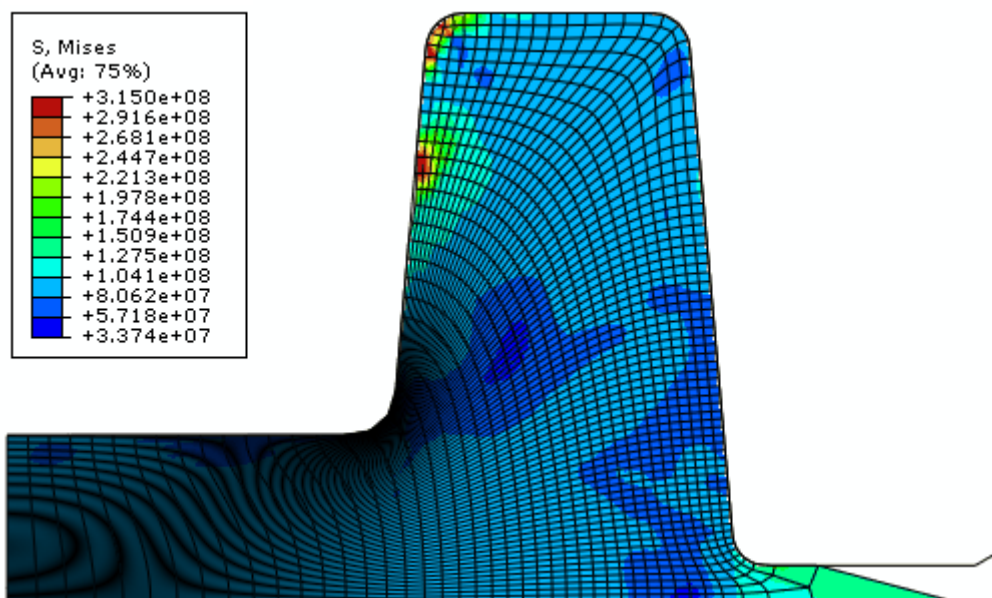


Figura 3.11 Campo de esfuerzos considerando el modelo de Teterin

Analizando los resultados obtenidos mediante las 6 diferentes propuestas para las dimensiones de la zona de rebaba, se puede apreciar una gran variación, donde el menor valor es de 0.86 [mm] y el mayor de 3.33 [mm], también revisando los resultados se encuentra que existe un rango muy amplio de 1.04 [mm] a 2.02 [mm] donde no existen valores intermedios y es donde se puede presentar una solución viable para el diseño de

la preforma. Hay que recordar que no solo importa el requerimiento de carga en el estampado final, sino que se tiene que encontrar un equilibrio entre este parámetro y el espesor del cordón de rebaba. Tomando en consideración lo anterior, se propusieron diversos valores para  $\epsilon$  en el rango de 1.04 [mm] a 2.02 [mm]; después de realizar las simulaciones correspondientes se obtuvieron los siguientes resultados (Tabla 3.7):

Tabla 3.7 Valores máximos de carga considerando diferentes dimensiones de rebaba

$\epsilon$ [mm]	Fuerza [MN]
1.60	5.50
1.70	3.80
1.80	3.10

De la tabla 3.7 observa que el valor óptimo se encuentra en  $\epsilon = 1.7$  [mm], esto debido a que el valor para la carga cuando  $\epsilon = 1.6$  [mm] aumenta considerablemente y lo mismo ocurriría si se realizan las simulaciones para valores menores. Para  $\epsilon = 1.7$  [mm] y  $\epsilon = 1.8$  [mm] la variación de la carga no es tan marcada como en el caso anterior y comparándolos con el caso cuando  $\epsilon = 2.02$  [mm], el valor máximo de carga es de 2.23 [MN]. Los resultados anteriores permiten establecer que el valor óptimo del espesor de rebaba se encuentra entre 1.7 y 1.8 [mm], se busca que este valor sea el menor posible para que en la etapa de desbarbado sea menos severa, siempre y cuando los resultados de cargas máximas sean racionales, por lo cual  $\epsilon = 1.7$  [mm] es el valor seleccionado como óptimo. El valor del ancho del cordón de rebaba se obtiene con el modelo propuesto por Tschachtsch. Realizando los cálculos, la pieza se obtendrá con la utilización de la preforma 5 y las dimensiones del cordón de rebaba serán de  $\epsilon = 1.7$  [mm] y  $\lambda = 8.25$  [mm]. Los campos de deformación y esfuerzos se muestran a continuación:

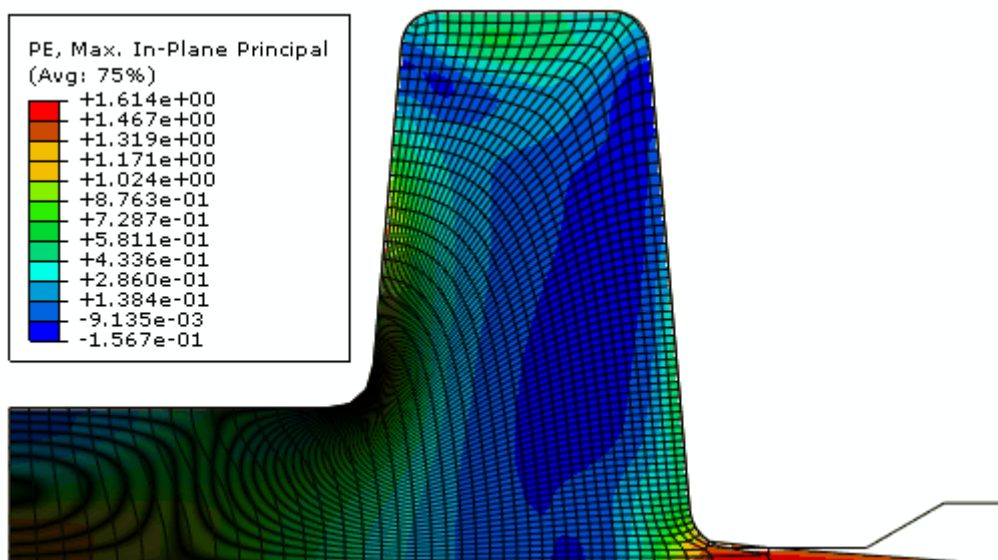


Figura 3.12 Campo de deformaciones para la estampa con  $\epsilon = 1.7$

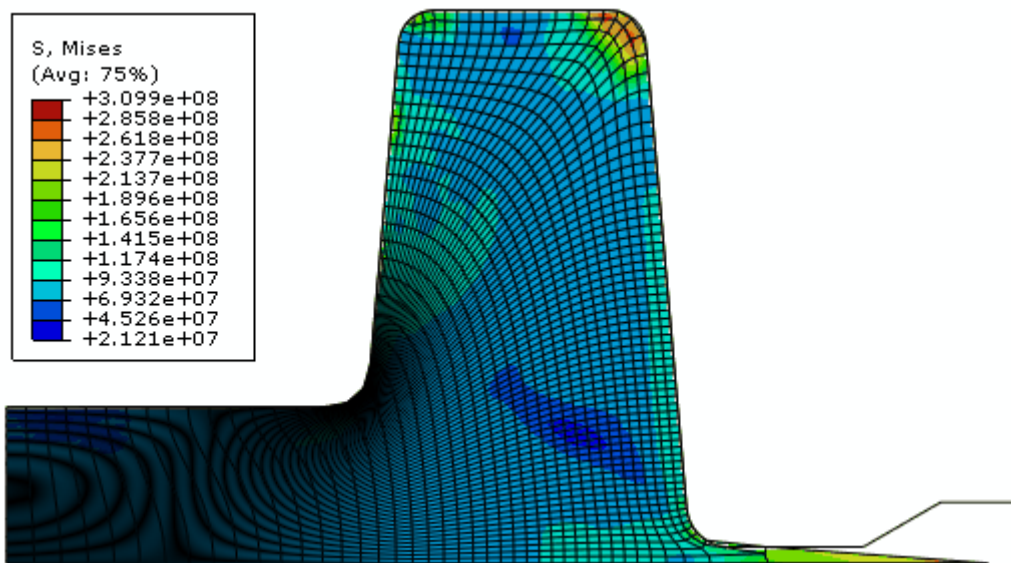


Figura 3.13 Campo de esfuerzos para la estampa con  $\varepsilon = 1.7$

De la figura 3.12 se puede apreciar que las deformaciones mayores son las que se encuentran en el cordón de rebaba, situación que es por demás lógica ya es donde el material alcanza su menor espesor. De la figura 3.13 los esfuerzos mayores se encuentran en las zonas donde el flujo de metal se encuentra más restringido, como lo son la zona del cordón de rebaba y las aristas superiores de la pieza, se corrobora que en la zona de rebaba las fuerzas deben ser mayores para garantizar el completo llenado de la estampa.

Retomando lo anterior y analizando el proceso de forja que considera  $\varepsilon = 1.7$  [mm] se obtiene que la carga necesaria para llevar a cabo la forja es de 3.80 [MN], un cifra que se encuentra dentro del rango normal para la fabricación de este tipo de piezas. En la figura 3.14 se aprecia el comportamiento de la fuerza necesaria para llevar a cabo la deformación, desde la etapa de preforma hasta la del dado final, donde se constata que el valor máximo de esta se alcanza en la etapa final del proceso, es decir, cuando se forma la rebaba, de ahí la importancia de su geometría.

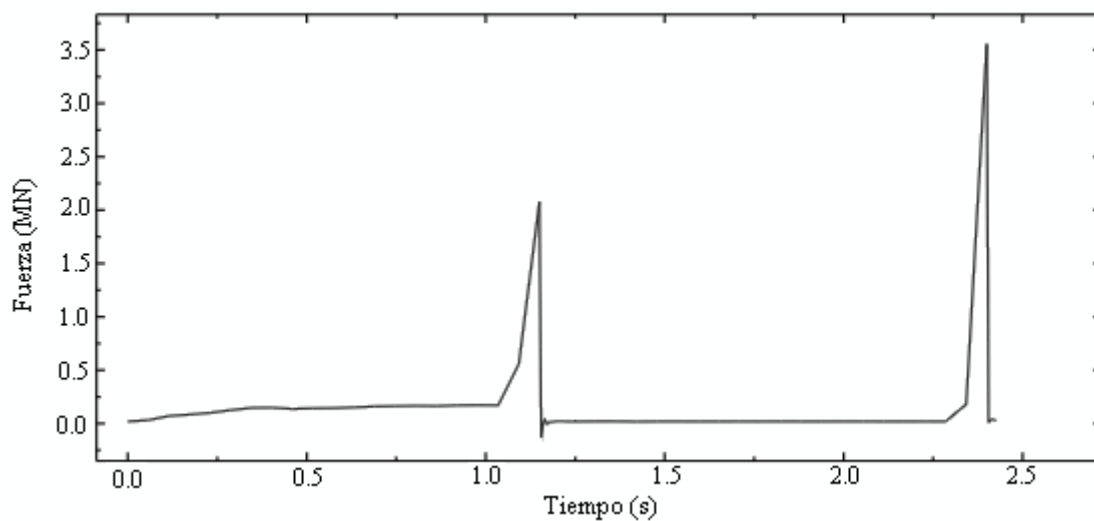


Figura 3.14 Curva fuerza vs. tiempo para la estampa con  $\varepsilon = 1.7$



Una manera de determinar si el cordón de rebaba actúa como una válvula para garantizar el completo llenado de la estampa es mediante la obtención de las fuerzas de reacción en la base de la pieza (Figura 3.15 y 3.16). Se aprecia que las mayores fuerzas de reacción se encuentran exactamente en la zona del cordón de rebaba, lo cual implica que el flujo de material hacia esta zona está restringido, de tal manera que primero permite el completo llenado de la estampa y posteriormente el flujo hacia esta zona. La corroboración de que el cordón de rebaba cumple con su función, permite establecer que el cordón se ha diseñado de manera correcta ya que permite el completo llenado de la estampa a requerimientos de cargas racionales.

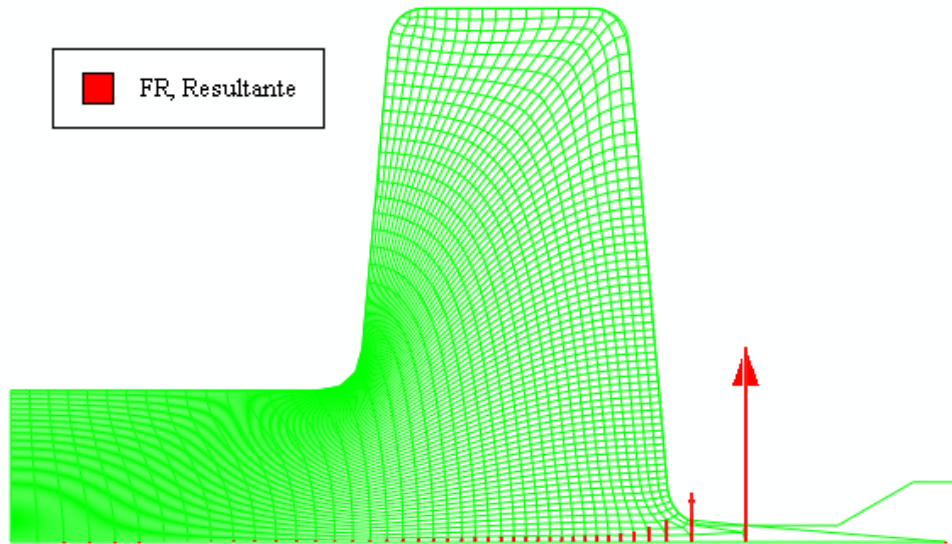


Figura 3.15 Fuerzas de reacción nodales con  $\epsilon = 1.7$  y utilización de la preforma 5

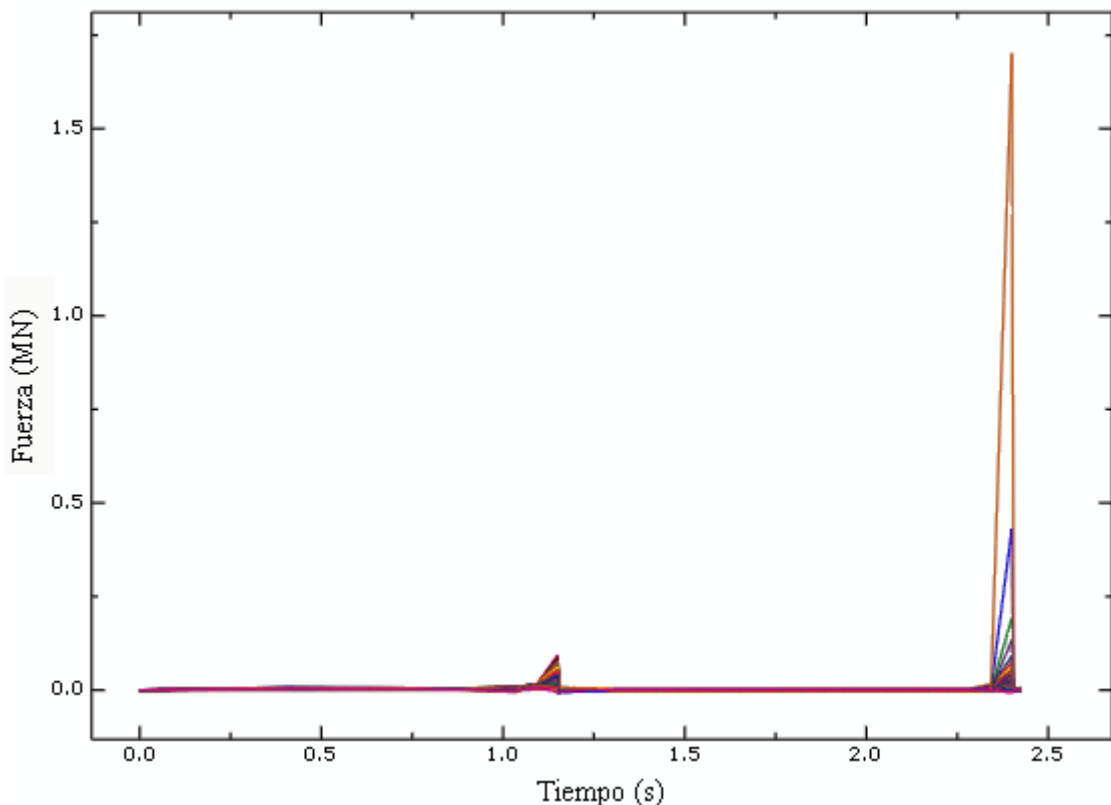


Figura 3.16 Magnitud de las fuerzas de reacción nodales con  $\epsilon = 1.7$  y utilización de la preforma 5

En la figura 3.16 se aprecia el aumento considerable de la magnitud de la fuerza de reacción en la zona de rebaba. Por esta razón en algunos casos la zona de rebaba se ve favorecida con un tratamiento superficial para así evitar que el desgaste disminuya su vida útil.

Debido a la cantidad de criterios para el diseño de la zona de rebaba, son muchas las opciones que se pueden encontrar para su dimensionamiento, la importancia del MEF es que permite evaluar cada una de éstas y así determinar la más viable. Junto con la elección del número y geometría de las preformas, el dimensionamiento de la zona de rebaba son las etapas que presentan una mayor dificultad y por lo tanto cuestiones a las cuales se les tiene que prestar una mayor atención para lograr el objetivo deseado.

## CAPÍTULO 4

### CONCLUSIONES

El establecimiento de una guía para el diseño de estampas para forja es un tema complejo, porque son varios los factores que afectan el resultado obtenido. En general, se puede decir que se cumplió con el objetivo, ya que con el desarrollo del diseño de un proceso de forja se aprecian los factores que presentan una mayor dificultad para el diseño, estas etapas son las referentes a la cantidad y geometría de las etapas de preforma y el dimensionamiento de la zona de rebaba.

Como se mostró en el texto, la selección de la preforma desarrolla un papel fundamental en el diseño del proceso. El primer inconveniente en esta etapa es la de saber si serán necesarias etapas de preformado o no. El criterio mayormente utilizado es el propuesto por Tomov, ya que este permite determinar de manera sencilla si es necesaria la adopción de pasos intermedios; la limitante se encuentra en lo referente a la cantidad etapas intermedias, ya que ninguno de los métodos determina la cantidad de estos, además de cómo en caso analizado los criterios no coincidían.

Con respecto a la geometría de las preformas, son varias las propuestas generadas para su elaboración, desde las más sencillas (como la de redondear la geometría de la estampa final) o la de generar relaciones geométricas entre la preforma y el dado final. La que mejores resultados presentó fue la de generar una relación de alturas y anchuras entre la etapa de preformado y acabado, ya que esto permitió de manera esquemática generar distintas preformas, las cuales se pudo corroborar mediante la simulación si eran las ideales o no, ya que en algunas no se garantizaba el llenado. Este aparatado es el más complejo, ya que todavía no se desarrolla un método que permita ser aplicado a los diversos tipos de geometrías. Se tiene la limitante de que el diseño de la geometría de preforma no se encuentra tan establecido como el diseño del dado final, lo cual complica de manera considerable la obtención de la geometría de la preforma idónea.

El otro factor de importancia en el diseño de proceso de forja es el de la selección de las dimensiones de la zona de rebaba, en especial la del espesor del cordón de rebaba. Este es el parámetro que más puede llegar a afectar los requerimientos de carga necesarios para llevar a cabo la deformación. Como en la preforma, son varios los modelos propuestos para la determinación de las dimensiones de la zona de rebababa. En este caso se analizaron 6 modelos distintos, llegándose a la conclusión de que ninguno de ellos cumplía las expectativas planteadas, lo cual deja ver que se está lejos de tener una regla que satisfaga las distintas geometrías que se pueden alcanzar mediante la forja en estampa. La importancia de la clasificación de forjas se puede apreciar en este caso, ya que a cada tipo de geometría se le puede asociar un modelo para la determinación de las dimensiones de la zona de rebaba, lo cual puede implicar ahorros considerables de tiempo en las simulaciones. El impacto en el requerimiento de carga se aprecia en la tabla 3.6, donde entre menor sea el espesor de cordón, mayores son las cargas requeridas, además del hecho de que si éste es demasiado pequeño, las probabilidades de que se presenten defectos en la pieza aumentan. La propuesta de un valor intermedio permite el correcto diseño del proceso de forja, pero no soluciona el problema de origen de generar un modelo que permita obtener las dimensiones de la rebaba para una geometría dada.



Otro aspecto a analizar y que casi ningún texto lo menciona es la determinación de la geometría puede obtenerse mediante la forja. La mayoría de los textos solo menciona la adición de sobreespesores de mecanizado. Como se observa en el texto son también otros factores los que afectan la geometría que se puede forjar, como la expansión y contracción del material cuando este se encuentra a altas temperaturas. En la actualidad lo que se busca en el proceso de forja es que la precisión dimensional sea la mayor posible, y así el maquinado posterior se ve reducido de manera considerable. Existen procesos de forja altamente efectivos en donde para la obtención de las piezas con gran precisión, se tiene que tomar en cuenta la deformación elástica de la estampa, aunque esta sea muy pequeña, tales como los procesos de forja en dado cerrado donde no existe la formación de una zona de rebaba.

El establecimiento de un método sencillo o guía para el diseño de estampas para forja es de gran relevancia, ya que permite aglutinar los conocimientos generados mediante la práctica e investigación, lo cual repercute en que pueda ser mayor el número de personas que se involucren en el diseño de procesos de forja. La recopilación de información permite que el diseño de proceso de forja se vuelva más metódico, lo cual implica una reducción en los tiempos y recursos destinados para el diseño.

La posibilidad de simular el comportamiento del material es fundamental hoy en día para los procesos de conformado, los tiempos donde el método de prueba y error se utilizaba exclusivamente han quedado atrás.

Para generar una guía completa para el diseño de estampas para forja todavía se tiene que trabajar, existen áreas donde ya se encuentra bien delimitado el proceso, pero en otros como el de la preforma y la zona de rebababa principalmente todavía existe trabajo a realizar. Hay que estar consientes de lo complejo que sería generar una guía única para todo tipo de geometrías, pero la delimitación de reglas para ciertos tipos de geometrías sería una manera interesante de plantear el problema. La cuestión con las reglas actuales es que la mayoría no delimita su campo de aplicación, es decir, no especifica para que tipo de geometrías puede ser aplicada, lo que provoca resultados tan dispares, como se vio en el caso analizado. Independientemente de esto, las reglas actuales sirven como una primera aproximación para determinar el valor óptimo de las dimensiones de la zona de rebaba, posteriormente mediante el cambio de dimensiones en el modelo mediante el MEF, se pueden obtener las dimensiones convenientes para llevar a cabo el proceso.

El presente trabajo puede servir como una guía para la obtención de un proceso de forja, para todas las geometrías que se pueden obtener mediante el proceso se tiene que seguir un procedimiento similar al utilizado, con las limitantes concernientes a que algunas de las reglas o criterios utilizados en el desarrollo son sólo válidas para geometrías axisimétricas, pero en general el diseño de un proceso de forja se puede estructurar de una manera similar.

# REFERENCIAS

- Altan, T., Nichols, D.E., Henning, H.J. y Sabroff, A.M. *Calculation of geometrical parameters in designing the forging process for axisymmetric shapes*, Army Material and Mechanics Research Center, USA, 1969.
- Altan, T., Ngaile, G. y Shen, G. *Cold and hot forging: Fundamentals and Applications*, ASM International, USA, 2005.
- Altan, T., Oh, S.I. y Gegel, H. *Metal forming, Fundamentals and Applications*, ASM, USA, 1983.
- Arbak, E., Ünal, S., Boylu, L., Erzincanlı, İ. y Tekkaya, A.E. *Forging simulation at Izeltas*, 4th International Conference and Exhibition on Design and Production of MACHINES and DIES/MOLDS, 2007.
- ASM International. *ASM Handbook, Ninth Edition, Volume 14, Forming and forging*, ASM International, USA, 1988.
- Boher, C., Barrau, O., Grass, R. y Rezai-Aria, F. *Analysis of the friction and wear behaviour of hot work tool steel for forging*, *Wear* 225, 2003.
- Bohnsack, R. y Doege, E. *Closed die technologies for hot forging*, *Journal of Materials Processing Technology* 98, 2000.
- Bralla, J. *Design for manufacturability handbook*, Second Edition, McGraw-Hill Profesional, USA, 1999.
- Chakrabarty, J. *Theory of Plasticity*, Third Edition, Elsevier Butterworth-Heinemann, UK, 2006.
- Choi, J.C., Kim, B.M., Kim, S.W. y Kim, C.H. *Computer-aided forging-die design for two-dimensional cross-sectional components*, *Journal of Materials Processing Technology* 62, 1996.
- Choi, J.C., Kim, B.M. y Kim, S.W. *Computer-aided design of blockers for rib-web type forgings*, *Journal of Materials Processing Technology* 54, 1995.
- Del Río, J. *Deformación plástica de los materiales: La forja y la laminación en caliente*, Editorial Gustavo Gili, España, 1980.
- Dieter, G. *Mechanical Metallurgy*, Third Edition, McGraw-Hill, USA, 1986.
- Dixit, P. y Dixit, U. *Modeling of metal forming and machining processes: by finite element and soft computing methods*, Springer, UK, 2008.
- Domblesky, J., Kraft, F., Druecke, B. y Sims, B. *Welded performs for forging*, *Journal of Materials Processing Technology* 171, 2005.
- Douglas, R. y Kuhlmann, D. *Guidelines for precision hot forging with applications*, *Journal of Materials Processing Technology* 98, 2000.
- Dunne, F. y Petrinic, N. *Introduction to Computational Plasticity*, Oxford University Press, USA, 2005.
- Fereshteh-Saniee, F. y Jaafari, M. *Analytical, numerical and experimental analyses of the closed-die forging*, *Journal of Materials Processing Technology* 125-126, 2002.
- Gagov, V.I., Tomov, B.I. y Radev, R.H. *Numerical simulations of hot die forging processes using finite element method*, *Journal of Materials Processing Technology* 153-154, 2004.
- Grobasky, T. *Preliminary research for the development of a hot forging die life prediction model*, Tesis de Maestría, Russ College of Engineering and Technology of Ohio University, 2004.

- Hosford, W. *Mechanical Behavior of Materials*, Cambridge University Press, USA, 2005.
- Im, Y.T. y Song, J.H. *Process design for closed-die forging of bevel gear by finite element analyses*, Journal of Materials Processing Technology 192-193, 2007.
- Khoury, I, Giraud-Moreau, L., Lafon, P. y Labergère, C. *Towards an optimisation of forging processes using geometric parameters*, Journal of Materials Processing Technology 177, 2006.
- Kim, D.H., Kim, B.M., Kim, K.H. y Lee, H.C. *Estimation of die service life against plastic deformation and wear during hot forging processes*, Journal of Materials Processing Technology 166, 2004.
- Kobayashi, S., Altan, T. y Oh, S.I. *Metal forming and the finite-element method*, Oxford University Press, USA, 1989.
- Lange, K. *Handbook of metal forming*, McGraw-Hill, USA, 1985.
- Lapovok, R. *Improvement of die life by minimisation of damage accumulation and optimisation of preform design*, Journal of Materials Processing Technology 80-81, 1998.
- Lapovok, R. y Thomson, P.F. *An approach to preform design*, International Journal of Machine Tools and Manufacture 35, 1995.
- Mirsaeidi, M., Biglari, F.R., Nikbin, K., Moazami, E. y Bagherzadeh, S. *Optimum forging preform shape design by interpolation of boundary nodes*, Proceedings of the World Congress on Engineering, 2009.
- Ohdar, R.K., Satish, G.D. y Singh, N.K. *Preform optimization of pad section of front axle beam using DEFORM*, Journal of Materials Processing Technology 203, 2007.
- Oliver, X. y Agelet, C. *Mecanica de medios continuos para ingenieros*, Edicions de la Universitat Politècnica de Catalunya, España, 2000.
- Palmer, F., Luerssen, G. y Pendleton Jr, J. *Acero para herramientas*, Representaciones y servicios de ingeniería, México, 1986
- Panjan, P., Cekada, M., Leskovsek, V., Turk, R. y Urankar, I. *Improvement of hot forging tools with duplex treatment*, Surface and Coatings Technology 151-152, 2002.
- Park, J.J. y Hwang, H.S. *Preform design for precision forging of an asymmetric rib-web type component*, Journal of Materials Processing Technology 187-188, 2006.
- Pillinger, I., Bakhshi-Jooybari, M., Hartley, P. y Dean, T.A. *Finite Element simulation and experimental study of hot closed-die upsetting*, International Journal of Machine Tools and Manufacture 36, 1996.
- Prasad, S.N., Kamal, K. y Mandal, A. *Finite Element analysis of two-stage forging of gear blank*, Journal of the Institution of Engineers 88, 2007.
- Radev, R.H. *Process planning support for intermediate steps design of axisymmetric hot close-die forging parts*, Proceedings of Intelligent Production Machines and Systems - 2nd I\*PROMS Virtual International Conference, 2006.
- Radev, R.H. y Tomov, B. *Shape complexity factor for closed die forging*, International Journal of Material Forming 319-322, 2010.
- Rao, S. *The finite element method in engineering*, Fourth edition, Butterworth-Heinemann, USA, 2005.
- Rees, D. W. A. *Basic Engineering Plasticity*, Elsevier Ltd., UK, 2006.
- Samolyk, G. y Pater, Z. *Application of the slip-line field method to the analysis of die cavity filling*, Journal of Materials Processing Technology 153-154, 2004.
- Samolyk, G. y Pater, Z. *Use of SLFET for design flash gap with V-notched lands in a closed-die forging*, Journal of Materials Processing Technology 162-163, 2005.

- Sedighi, M. y Tokmechi, S. *A new approach to preform design in forging process of complex parts*, Journal of Materials Processing Technology 197, 2007.
- SIMULIA-ABAQUS, *Theory Manual*, Version 6.7, Dassault Systèmes, USA, 2007.
- Tomov, B. *Hot closed die forging – State of art and future development*, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering 24, 2007.
- Tomov, B. y Radev, R. *An example of determination of preforming steps in hot die forging*, Journal of Materials Processing Technology 157-158, 2004.
- Tomov, B., Gagov, V. y Radev, R. *Influence of flash design upon process parameters of hot die forging*, Journal of Materials Processing Technology 157-158, 2004.
- Tschaetsch, H. *Metal Forming Practise*, Springer, Germany, 2006.
- Vazquez, V. y Altan, T. *New concepts in die design -physical and computer modeling applications*, Journal of Materials Processing Technology 98, 2000.
- Wu, H. *Continuum mechanics and plasticity*, Chapman & Hall/CRC Press, USA, 2004.
- Yu, M., Ma, G., Qiang, H. y Zhang, Y. *Generalized Plasticity*, Springer, Germany, 2006.
- Zhang, L., Lv, C., Mu, Z., Tai, Q. y Zheng, Q. *3D FEM simulation of the multi-stage forging process of a gas turbine compressor blade*, Journal of Materials Processing Technology 198, 2007.
- Zhao, G., Wright, E. y Grandhi, R. *Forging preform with shape complexity control in simulating backward deformation*, International Journal of Machine Tools and Manufacture 35, 1995.
- Zhao, G., Wang, G. y Grandhi, R. *Die cavity of metal near flashless forging process using FEM-based backward simulation*, Journal of Materials Processing Technology 121, 2002.