



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

**PROGRAMA DE MAESTRIA Y DOCTORADO
EN INGENIERÍA**

FACULTAD DE INGENIERÍA

OPTIMACIÓN DE UN PROCESO DE TREFILADO DE ACERO
MEDIANTE EL MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS

T E S I S

QUE PARA OPTAR POR EL GRADO DE:

MAESTRO EN INGENIERÍA

INGENIERÍA MECÁNICA – MECÁNICA APLICADA

P R E S E N T A:

LÁZARO MORALES ACOSTA



**DIRECTOR DE TESIS
DR. ARMANDO ORTIZ PRADO**

CD. UNIVERSITARIA

NOVIEMBRE 2007

JURADO ASIGNADO:

Presidente: Dr. Arturo Barba Pingaron

Secretario: Dr. Leopoldo Adrián González González

Vocal: Dr. Armando Ortiz Prado

1^{er}. Suplente: Dr. Alvaro Ayala Ruíz

2^{do}. Suplente: Dr. Víctor Hugo Jacobo Armendáriz

México - Distrito Federal

Unidad de Estudios de Postgrado de la Facultad de Ingeniería de la UNAM

TUTOR DE TESIS:

Dr. Armando Ortiz Prado

FIRMA

AGRADECIMIENTOS

El presente trabajo fue dirigido por el Dr. Armando Ortiz Prado al cual le agradezco su tiempo, conocimientos y experiencia aportados durante el desarrollo del mismo, así como el apoyo personal que siempre he recibido de su parte.

A mis Profesores y Sinodales:

Dr. Arturo Barba Pingaron

Dr. Leopoldo Adrián González González

Dr. Alvaro Ayala Ruíz

Dr. Víctor Hugo Jacobo Armendáriz

Por haber revisado el trabajo minuciosamente y aportado sus conocimientos para el mejoramiento del mismo

.....
A todos mis amigos, compañeros e integrantes de la UDIATEM por su continuo apoyo y asesoría (M.C. Edgar Isaac Ramírez D., Ing. Osvaldo Ruiz C. e Ing. Ismael Velasco P.) cada uno en su especialidad.

Un agradecimiento especial al M.I. Efraín Ramos Trejo por su amistad y apoyo, en momentos difíciles y buenos.

.....
A mi hija Isa Montserrat por la inspiración que cada día me produce, también a Verónica Ramírez B. por el apoyo que tiempo atrás he vivido.

Para mis padres Lorenzo Morales del Ángel y Catalina Acosta Bautista, así como a mis hermanos y cada miembro de la familia.

.....
Para todos mis amigos **Que** no he podido mencionar, Muchas Gracias

.....
A la UNAM por la invaluable y excelente formación que me proporcionó y a la UPC por la recepción y apoyo en parte del presente trabajo.

“Optimación de un Proceso de Trefilado de Acero Mediante el Método de Elementos Finitos”

INDICE	-----	1
CAPÍTULO 1 TREFILADO DE ACERO		
1.1	Introducción -----	3
1.2	Trefilado de Barra o Alambre -----	4
1.3	Planteamiento Analítico del Proceso de Trefilado sin Fricción -----	6
1.4	Planteamiento Analítico del Proceso de Trefilado considerando Fricción ----	7
1.5	El Método de Elementos Finitos (FEM) -----	10
CAPÍTULO 2 MODELADO DEL PROCESO DE TREFILADO		
2.1	Variables del proceso de estirado de barra o trefilado -----	19
2.2	Evolución del Estudio del Trefilado -----	22
2.3	Objetivos de la Tesis -----	25
2.4	Hipótesis -----	26
2.5	Justificación y ventajas del uso de FEM -----	27
2.6	Condiciones de Frontera y Casos de Estudio -----	27
CAPÍTULO 3 RESULTADOS Y DISCUSIÓN		
3.1	Valores Analíticos de la Carga Necesaria para el Trefilado -----	32
3.2	Determinación de la Carga Necesaria para el Estirado Calculada con Deform [®]	33
3.3	Determinación de la Carga Necesaria para el Estirado Calculada con Abaqus [®]	40
3.4	Comparación de Resultados Obtenidos a Través de Deform [®] y Abaqus [®]	43
3.5	Esfuerzos del Dado Calculados por Deform [®] y Abaqus [®] -----	47
3.6	Deformación de la Barra y Dado, Calculados en Deform [®] y Abaqus [®] -----	52
CAPÍTULO 4 CONCLUSIONES		
	Trabajos Futuros -----	60
REFERENCIAS	-----	62

Introducción

El estudio detallado de la deformación de metales durante procesos de conformado es de gran interés en muchas aplicaciones industriales y pretende explicar el comportamiento del material durante su conformado: en la compactación de polvos metálicos, en procesos de laminado, extrusión, trefilado, forja, embutidos de chapa, entre muchos otros.

La posibilidad de que un metal sufra deformación plástica es probablemente su característica más relevante en comparación con otros materiales.

El trefilado es un proceso de conformado en frío y tiene características inherentes de los procesos de este tipo; un buen acabado superficial y brillante, tolerancias dimensionales estrechas, cambio en las propiedades físicas (se pueden ajustar las propiedades mecánicas de acuerdo con las necesidades del producto

Resumen

El mejor conocimiento de los efectos de los parámetros involucrados en el trefilado ha sido causa de la continua evolución de ésta industria, Diferentes parámetros pueden ser estudiados dentro del proceso de trefilado de alambre, sin embargo, dos de ellos han sido motivo de estudio con mayor énfasis: el ángulo reducción del dado y el coeficiente de fricción.

En el presente trabajo se simular el proceso de estirado de alambre utilizando dos paquetes comerciales de elementos finitos. Modelando la herramienta como un material de comportamiento elástico y la barra como un material de comportamiento elastoplástico esto para comparar los valores de carga calculados en ambos paquetes con los obtenidos por formulación analítica.

Se calcula el estado de esfuerzos de la herramienta y la barra deformada, así como gráficas de esfuerzo y desplazamiento, determinando los valores máximos durante el proceso de conformado.

CAPÍTULO 1 TREFILADO DE ACERO

1.1 Introducción

El estudio detallado de la deformación de metales durante procesos de conformado es de gran interés en muchas aplicaciones industriales y pretende explicar el comportamiento del material durante su conformado: en la compactación de polvos metálicos, en procesos de laminado, extrusión, trefilado, forja, embutidos de chapa, entre muchos otros.

La posibilidad de que un metal sufra deformación plástica es probablemente su característica más relevante en comparación con otros materiales. Todas las operaciones de conformado que se realizan en los procesos, como son troquelado, trefilado, laminado, forjado, estirado y extrusión, se relacionan con la deformación plástica. El comportamiento de un metal cuando se deforma plásticamente y los mecanismos mediante los cuales ocurren pueden ser explicados esencialmente por dos de ellos: deslizamiento de planos cristalográficos que se produce a través del movimiento de dislocaciones [Rowe G.W., 1979].

Al deformar un metal utilizando alguno de los procesos de conformado, toma relevancia la temperatura de trabajo, debido a que las propiedades mecánicas del producto final se asocian con ésta variable. La temperatura de trabajo es la que determina si puede ser considerado como un trabajo en caliente o en frío. Es decir, el trabajo en caliente de los metales toma lugar por encima de la temperatura de recristalización o rango de endurecimiento por trabajo y el trabajo en frío se realiza en temperaturas por debajo del rango de recristalización, frecuentemente es realizado a temperatura ambiente. Para el acero, la temperatura de recristalización se presenta de 500 a 700 °C.

El trefilado es un proceso de conformado en frío y tiene características inherentes de los procesos de este tipo; un buen acabado superficial y brillante, tolerancias

dimensionales estrechas, cambio en las propiedades físicas (se pueden ajustar las propiedades mecánicas de acuerdo con las necesidades del producto), mayor capacidad para ser deformados por cargas de tracción, anisotropía. También presenta inconvenientes como mayor consumo de energía para la deformación, y en ocasiones recocidos intermedios en el caso de grandes porcentajes de deformación.

Como materia prima existen diferentes tipos: barras laminadas en caliente, que pueden ser empleadas para el estirado y barras que se producen por laminación trabajadas en frío.

1.2 Trefilado de Barra o Alambre

El proceso de trefilado de barra o alambre es un proceso de trabajo en frío y consiste, esencialmente en reducir las dimensiones de una barra induciendo una deformación plástica al hacerla pasar a través de una matriz cónica, que recibe el nombre de dado (ver figura 1.1).

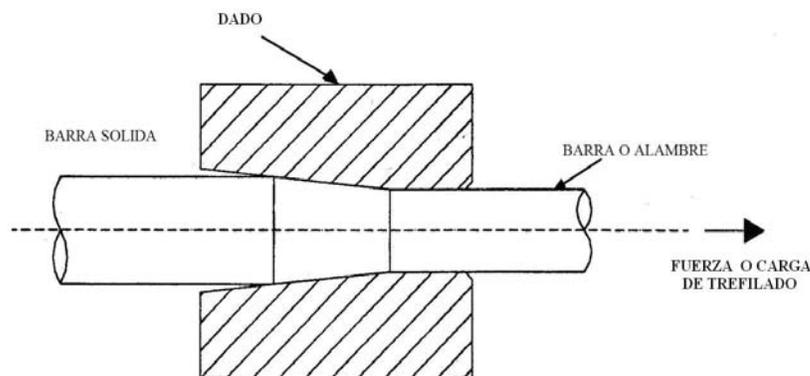


Figura 1.1 Trefilado de barra o alambre

En su mayoría el flujo plástico es causado por los esfuerzos de compresión que se presentan como reacción del metal con el dado en el instante de ser estirada la barra, la cual tiene generalmente una simetría circular, pero esto no es un requisito absoluto.

Al realizar un corte transversal a través de la matriz (ver figura 1.2) se puede identificar dos partes: *el dado*, se fabrica de carburo de tungsteno para grandes diámetros o de diamante para pequeños diámetros, y *la cubierta* que se produce de acero y en caso de dados pequeños también se fabrican en bronce.

El dado se compone de una *entrada o campana* que se diseña para que el alambre al entrar en la herramienta forme una película del lubricante. La forma de la campana ayuda a inducir una presión hidrostática que aumenta y promueve el flujo del lubricante por el dado. *El ángulo de reducción* (α) es la sección del dado donde ocurre el cambio en el diámetro. *La región de deslizamiento o ajuste* no causa la reducción sino que produce una carga apreciable debida a la fricción con el alambre y la principal función de la ésta región es permitir un reajuste del dado (mover el daño superficial debido al desgaste) sin cambiar las dimensiones de salida del dado. *La salida* permite que el metal se recupere elásticamente mientras que la barra sale del dado. También reduce al mínimo la posibilidad de abrasión que ocurre si el estirado o el dado están fuera de alineación.

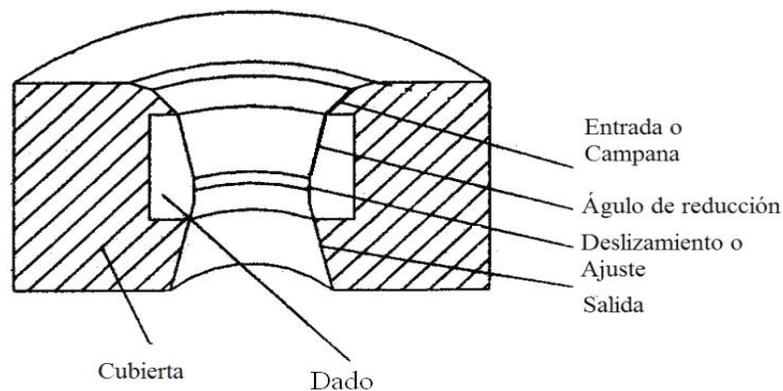


Figura 1.2 Corte longitudinal de la matriz

Si bien el proceso de estirado de barra o alambre parece ser uno de los procesos metalúrgicos más simples, el análisis puede ser más complejo de acuerdo al modelo matemático que se deduzca y las condiciones que se consideren.

1.3 Planteamiento Analítico del Proceso de Trefilado sin Fricción

Un primer planteamiento consiste en considerar un cilindro cargado en tensión y utilizar el método de energía de deformación uniforme [Dieter E. G., 1976]. El incremento del trabajo δW para un incremento en la longitud δL está dado por: $\delta W = P\delta L = \bar{\sigma} A\delta L$ donde $\bar{\sigma}$ es el promedio del esfuerzo de cadencia σ_o .

La energía de deformación por unidad de volumen queda expresada en:

$$\frac{\delta W}{V} = \frac{\bar{\sigma} A \delta L}{A L} = \frac{\bar{\sigma} \delta L}{L}$$

El trabajo de deformación plástica por unidad de volumen es determinado:

$$U_p = \bar{\sigma} \int d\varepsilon = \bar{\sigma} \int \frac{dL}{L} = \bar{\sigma} \ln \frac{L_1}{L_0} \text{-----(1.1)}$$

Por lo tanto para el estirado de barra o alambre con un área inicial A_0 y con área final A_f el esfuerzo necesario para lograr el estirado de una barra y únicamente considerando el trabajo necesario para la deformación puede ser expresado en función de las áreas de entrada y de salida respectivamente. En la ecuación (1.2) no está considerada la influencia del ángulo de reducción, ni el trabajo necesario para vencer la fricción y el trabajo redundante en la barra.

$$W = P_f L_f = U_p V = A_f L_f \bar{\sigma} \ln \frac{L_0}{L_f}$$

$$P_f = A_f \bar{\sigma} \ln \frac{L_0}{L_f} = A_f \bar{\sigma} \ln \frac{A_f}{A_i}$$

Por lo tanto el esfuerzo necesario para el estirado de la barra cilíndrica se puede expresar.

$$\sigma_{xa} = \bar{\sigma} \ln \frac{A_f}{A_i} \text{----- (1.2)}$$

1.4 Planteamiento Analítico del Proceso de Trefilado considerando Fricción

Un modelo que considera el trabajo necesario para vencer la fricción, plantea un coeficiente de fricción de Coulomb (μ) que existe entre la barra y el dado (ver figura 1.3). La reacción de corte debido a la fricción (μp) [Rowe G.W., 1979].

Planteando una ecuación de equilibrio de las fuerzas en la dirección x , ecuación 1.3:

$$\sum F_x = 0$$

$$(\sigma_x + d\sigma_x) \left(\frac{\pi}{4} (D + dD)^2 \right) - \sigma_x \frac{\pi}{4} D^2;$$

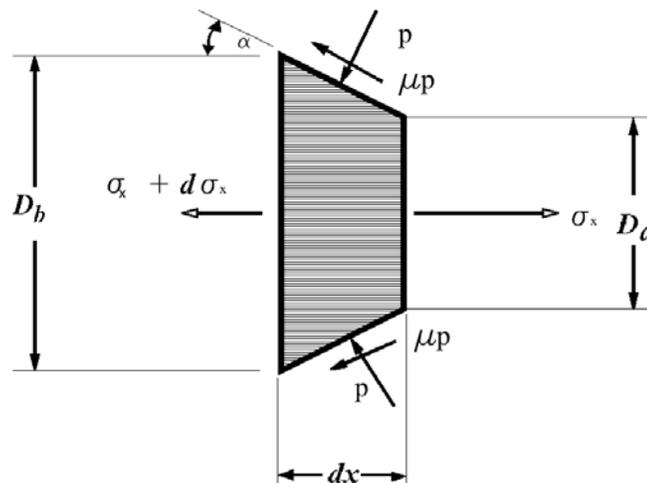


Figura 1.3 Diagrama de equilibrio de las fuerzas que intervienen en una sección en el plano del estirado de barra

El efecto de presión del dado sobre el alambre y la fuerza por fricción se expresan:

$$p \left(\pi D \frac{dx}{\cos \alpha} \right) \sin \alpha; \quad \mu p \left(\pi D \frac{dx}{\cos \alpha} \right) \cos \alpha;$$

Sumando los efectos sobre el eje longitudinal:

$$\frac{\sigma_x D dD}{2} + \frac{D^2 d\sigma_x}{4} + p D dx \tan \alpha + \mu p D dx = 0; \text{ considerando } dD = 2 dx \tan \alpha$$

$$2\sigma_x dD + D d\sigma_x + 2p dD + 2\mu p dD \cot \alpha = 0;$$

$$D d\sigma_x + 2[\sigma_x + p(1 + \mu \cot \alpha)] dD = 0; \text{----- (1.3a)}$$

Al realizar la suma de fuerzas en el eje radial:

$$\sigma_r (\pi D dx) = -p \left(\pi D \frac{dx}{\cos \alpha} \right) \cos \alpha + \mu p \left(\pi D \frac{dx}{\cos \alpha} \right) \sin \alpha;$$

$$\sigma_r = -p(1 - \mu \tan \alpha) \text{----- (1.3b)}$$

Revisando el estado de esfuerzos de la barra, se puede determinar cuales son los esfuerzos principales: $\sigma_1 = \sigma_x$, $\sigma_2 = \sigma_3 = \sigma_r = -p$, lo que indica que puede ser modelado como un sistema equivalente uniaxial. El esfuerzo de cedencia es σ_o .

$$\text{Criterio de falla von Mises: } (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2(\sigma_1 - \sigma_3)^2 = 2\sigma_o^2$$

$$\text{Criterio de falla Tresca: } \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) = k = \frac{1}{2}\sigma_o$$

Por lo tanto el esfuerzo de cedencia puede quedar en función de $\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_o$ o bien $\sigma_x - p = \sigma_o$, según el criterio de falla que se elija.

Haciendo un cambio de variable $B = \mu \cot \alpha$ en la ecuaciones 1.3a, queda expresada:

$$\frac{d\sigma_x}{dD} - 2 \frac{\sigma_x B - \sigma_0 (1+B)}{D} = 0 \text{ ----- (1.4)}$$

Si B y σ_0 se idealizan como constantes se puede integrar la ecuación diferencial 1.4:

$$\begin{aligned} \frac{1}{B} \ln [B\sigma_x - \sigma_0 (1+B)] &= 2 \ln D + C_1 \\ B\sigma_x - \sigma_0 (1+B) &= C_1 D^{2B} \text{ ----- (1.5)} \end{aligned}$$

Para determinar el valor de la constante de integración se consideran las condiciones iniciales $\sigma_x = 0$ y $D = D_b$, resultando un valor de $C_1 = \frac{\sigma_0 (1+B)}{D_b^{2B}}$ y sustituyendo en la ecuación 1.5.

$$\sigma_x = \sigma_0 \left[\frac{1+B}{B} \left(1 - \left[\frac{D}{D_b} \right]^{2B} \right) \right] \text{ ----- (1.6)}$$

Al aplicarla la ecuación 1.7 en la barra y en la posición de salida del dado queda expresada.

$$\sigma_{xa} = \sigma_0 \left[\frac{1+B}{B} \left(1 - \left[\frac{D_a}{D_b} \right]^{2B} \right) \right] \text{ ----- (1.7)}$$

Por el método del planchón [Wistreich J., 1955] propuso la ecuación 1.8 considerando el ángulo de reducción y el coeficiente de fricción, la cual queda expresada como:

$$\sigma_{xa} = \bar{\sigma}_o \ln \frac{A_f}{A_i} (1+B) \text{ ----- (1.8)}$$

Donde $B = \mu \cot \alpha$

$\bar{\sigma}_o \approx$ Promedio del esfuerzo fluencia.

Un método más aproximado al fenómeno real se encuentra expresado en un análisis por límite superior [Avitzur B., 1989] expresado en la ecuación 1.9, en donde se considera la deformación redundante pero se caracteriza por su complejidad:

$$\sigma_{xa} = \sigma_0 \left\{ \frac{\left\{ 2f(\alpha) \ln \frac{R_0}{R_f} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right) + 2\mu \left[\cot \alpha \left[1 - \ln \left(\frac{R_0}{R_f} \right) \right] \ln \left(\frac{R_0}{R_f} \right) + \frac{L}{R_f} \right] \right\}}{1 + 2\mu \left(\frac{L}{R_f} \right)} \right\} \text{-----(1.9)}$$

Donde:

$f(\alpha)$ - función del ángulo de entrada

L - Longitud de contacto del dado

R_0 - Radio del material de partida

R_f - Radio del alambre.

1.5 El Método de Elementos Finitos (FEM)

El método de elementos finitos es un método numérico que aproxima la solución de un sistema de ecuaciones diferenciales, éstas describen el comportamiento de un sistema respecto al tiempo, por ejemplo de temperatura, presión, desplazamiento, deformaciones, etc,

Los casos particulares de dichos problemas pueden modelarse como problemas axisimétricos, bidimensionales de tensión o deformación plana, flexión de placas y láminas; hasta el análisis más general de sólidos tridimensionales. En todos los casos el cuerpo es dividido en un número de interconexiones y a cada división se le llama un “elemento finito”, el cual se encuentra rodeado por elementos vecinos o fronteras imaginarias.

De forma genérica, un procedimiento para el cálculo de deformaciones en situación estática de un medio continuo es el siguiente: El continuo se divide

mediante líneas o superficies imaginarias, en un número de “elementos finitos” los cuales están conectados entre si mediante un número discreto de puntos, denominados nodos. Se toma un conjunto de funciones que definan de manera única el campo de desplazamientos dentro de cada “elemento finito” en función de los desplazamientos nodales de dicho elemento y esto definirá entonces de manera única el estado de deformación dentro del elemento en función de los desplazamientos nodales.

Se determina un sistema de fuerzas concentradas en los nodos, tal que equilibre los esfuerzos en el contorno y cualesquiera cargas repartidas.

En el método de elementos finitos, los nodos pueden estar espaciados de manera no uniforme y permite que en cuerpos de geometrías irregulares se resuelva el problema de hacer coincidir los nodos entre si. También facilita la colocación más estrecha de nodos entre sí en partes de la región donde la solución del problema varía rápidamente, con lo que mejora la exactitud.

Existen planteamientos matemáticos importantes para la solución de ecuaciones diferenciales parciales por el método de elementos finitos, pero destacan dos técnicas:

- **El método de Rayleigh Ritz**, es un método basado en el *cálculo variacional*. Este método optimiza la *funcional* y con ello puede aproximar la solución de un problema con valor en la frontera.
- **El método de colocación de Galerkin**, proporciona técnicas alternativas para resolver un problema con valor en la frontera que evitan tener que encontrar la funcional, debido a lo complejo que resulta.

A continuación se presenta una metodología del uso del método de elementos finitos, en donde se plantea por pasos el método [Curtis F. G. y Patrick O. W. 1999].

Utilizando el método de *Galerkin*, se busca un polinomio de grado más bajo, pero que refleje el comportamiento de una función, basandose en valores

uniformemente espaciados. Al utilizar polinomios de grado bajo si $[a,b]$ se subdivide en intervalos más pequeños.

Al aplicar esta técnica se obtiene lo que se conoce como el método de elementos finitos y una metodología propuesta para obtener la solución es la siguiente:

Paso 1.- Subdividir $[a,b]$ en n subintervalos, denominados elementos, que se unen en x_1, x_2, \dots, x_{n-1} . A este arreglo se suman $x_0=a$ y $x_n=b$. Las x_i se denominan nodos del intervalo. Los elementos son numerados del 1 al n , donde el elemento (i) va desde x_{i-1} hasta x_i . Los x_i no necesitan estar uniformemente espaciados y para simplificar la notación, el nodo izquierdo se denomina L y el derecho R .

Paso 2.- Aplicar el método de Galerkin por separado a cada elemento para interpolar (sujeto a la ecuación diferencial) entre los valores nodales extremos, $u(x_{i-1})$ y $u(x_i)$, donde estas u son aproximaciones a las $y(x_i)$ que son la solución verdadera de la ecuación diferencial. {Estos valores nodales son en realidad los coeficientes c de la adaptación de la ecuación 1.10.}

$$u(x) = c_0 v_0(x) + c_1 v_1(x) + \dots + c_n v_n(x) = \sum_{i=0}^n c_i v_i(x) \text{-----(1.10)}$$

Sobre las v de la ecuación 1.10 hay dos condiciones: deben escogerse de modo que $u(x)$ cumpla las condiciones de frontera, y las v individuales deben de ser linealmente independientes. Las v se denominan funciones ensayo; las c y la v deben escogerse para hacer de $u(x)$ una aproximación aceptable a la solución verdadera de la ecuación $y'' + Q(x)y = F(x)$ $y(a) = y_o, \quad y(b) = y_n, .$

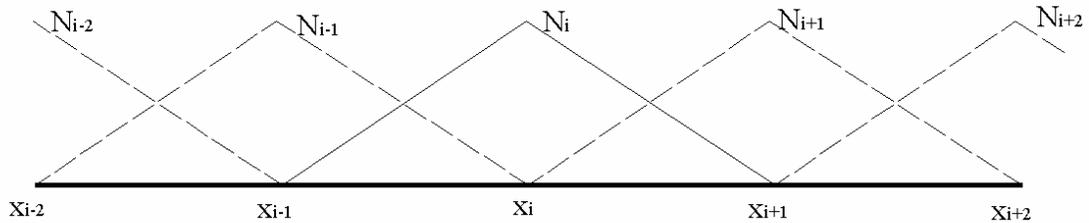
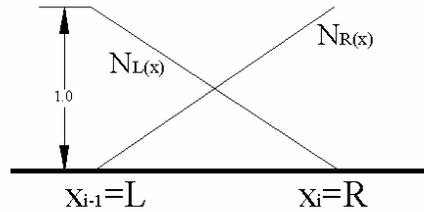
Aplicando $u(x)$ para el elemento (i):

$$u(x) = c_L N_L + c_R N_R = c_L \frac{x-R}{L-R} + c_R \frac{x-L}{R-L}$$

$$u(x) = c_L \frac{x-R}{-h_i} + c_R \frac{x-L}{-h_i} \text{-----(1.11)}$$

Donde $h_i=R-L$. En la ecuación 1.11 se utiliza **N** para las funciones de ensayo, en lugar de las **v** que se utilizaron antes.

Es importante señalar que **N** en la ecuación 1.11 son realmente polinomios de Lagrange de primer orden. Cuando se aplica esta interpolación, a estas funciones se les conoce con el nombre de funciones sombrero.



Paso 3. Usando un polinomio de primer grado para $u(x)$ y aplicando el método de Galerkin al elemento (i). El residuo es:

$$R(x) = y'' + Qy - F = u'' + Qu - F \text{ ----- (1.12)}$$

Donde se ha sustituido $u(x)$ por $y(x)$. El método de Galerkin hace cero la integral de **R** ponderada con cada una de las **N**:

$$\int_L^R N_L R(x) dx = 0, \text{ ----- (1.13a)}$$

$$\int_L^R N_R R(x) dx = 0. \text{ ----- (1.13b)}$$

Ahora se desarrollan las ecuaciones 1.13a y 1.13b.

$$\int_L^R u'' N_L dx + \int_L^R Q u N_L dx - \int_L^R F N_L dx = 0 \text{-----} (1.14)$$

$$\int_L^R u'' N_R dx + \int_L^R Q u N_R dx - \int_L^R F N_R dx = 0 \text{-----} (1.15)$$

Paso 4 .-El resultado de aplicar el método de Galerkin al elemento (i) es un par de ecuaciones donde las incógnitas son los valores nodales en los extremos del elemento (i).

Para resolver las ecuaciones 1.14 y 1.15 utilizando integración por partes en la primera integral y en la segunda integral Q se saca del integrando como Q_{PROM} , un valor medio dentro del elemento. F también se saca de la segunda integral. Una vez realizado lo anterior, la ecuación 1.14 queda expresada como.

$$-\int_L^R \left(\frac{du}{dx}\right) \left(\frac{dN_L}{dx}\right) dx + Q_{PROM} \int_L^R u N_L dx - F_{PROM} \int_L^R N_L dx + N_L \frac{du}{dx} \Big|_{x=R} - N_L \frac{du}{dx} \Big|_{x=L} = 0, \text{-----} (1.16)$$

En los dos últimos términos de la ecuación 1.16, $N_L=1$ en L y es cero en R , de modo que puede simplificarse la ecuación:

$$-\int_L^R \left(\frac{du}{dx}\right) \left(\frac{dN_L}{dx}\right) dx + Q_{PROM} \int_L^R u N_L dx - F_{PROM} \int_L^R N_L dx + \frac{du}{dx} \Big|_{x=L} = 0 \text{-----} (1.17)$$

Al proceder de manera semejante con la ecuación 1.15 se obtiene:

$$-\int_L^R \left(\frac{du}{dx}\right) \left(\frac{dN_R}{dx}\right) dx + Q_{PROM} \int_L^R u N_R dx - F_{PROM} \int_L^R N_R dx + \frac{du}{dx} \Big|_{x=R} = 0 \text{-----} (1.18)$$

Paso 5: Cambiar signos en las ecuaciones 1.17 y 1.18; sustituir de la ecuación 1.10 para u , $\frac{du}{dx}$, $\frac{dN_L}{dx}$, $\frac{dN_R}{dx}$; y realizar las integraciones. Esto se muestra por separado para cada término de la ecuación 1.17:

$$\int_L^R \left(\frac{du}{dx}\right) \left(\frac{dN_L}{dx}\right) dx = + \int_L^R \left[\frac{-c_L}{h_i} + \frac{c_R}{h_i} \right] \left(\frac{-1}{h_i}\right) dx = \left(\frac{c_L}{h_i^2} - \frac{c_R}{h_i^2}\right) \int_L^R dx = 0$$

$$\int_L^R \left(\frac{du}{dx} \right) \left(\frac{dN_L}{dx} \right) dx = \left(\frac{1}{h_i} \right) c_L - \left(\frac{1}{h_i} \right) c_R \text{-----} (1.18a)$$

$$Q_{PROM} - \int_L^R (c_L N_L + c_R N_R) N_L dx = c_L Q_{PROM} \int_L^R N_L^2 dx - c_R Q_{PROM} \int_L^R N_R N_L dx$$

$$Q_{PROM} - \int_L^R (c_L N_L + c_R N_R) N_L dx = -c_R Q_{PROM} \int_L^R \left(\frac{x-R}{h_i} \right)^2 dx$$

$$Q_{PROM} - \int_L^R (c_L N_L + c_R N_R) N_L dx = -c_R Q_{PROM} \int_L^R \left(\frac{x-L}{h_i} \right) \left(\frac{x-R}{h_i} \right) dx$$

$$Q_{PROM} - \int_L^R (c_L N_L + c_R N_R) N_L dx = \left(Q_{PROM} * \frac{h_i}{3} \right) c_L - \left(Q_{PROM} * \frac{h_i}{6} \right) c_R \text{-----} (1.18b)$$

$$F_{PROM} \int_L^R N_L dx = F_{PROM} \int_L^R \frac{(x-R)}{-h_i} dx = F_{PROM} * \frac{h_i}{2} \text{-----} (1.18c)$$

Al hacer lo mismo con la ecuación 1.17 se obtiene

$$\int_L^R \left(\frac{du}{dx} \right) \left(\frac{dN_R}{dx} \right) dx = \left(\frac{1}{h_i} \right) c_L - \left(\frac{1}{h_i} \right) c_R \text{-----} (1.19a)$$

$$-Q_{PROM} \int_L^R (c_L N_L + c_R N_R) N_R dx = - \left(Q_{PROM} * \frac{h_i}{6} \right) c_L - \left(Q_{PROM} * \frac{h_i}{3} \right) c_R \text{-----} (1.19b)$$

$$F_{PROM} \int_L^R N_R dx = F_{PROM} * \frac{h_i}{2} \text{-----} (1.19c)$$

Paso 6: Sustituir el resultado del paso 5 (ecuaciones 1.18 y 1.19) en las ecuaciones 1.17 y 1.18, para obtener dos ecuaciones lineales en las incógnitas c_L y c_R .

$$\left(\frac{1}{h_i} - \frac{Q_{PROM} h_i}{3}\right) c_L + \left(\frac{-1}{h_i} - \frac{Q_{PROM} h_i}{6}\right) c_R = \frac{-F_{PROM} h_i}{2} - \frac{du}{dx} \Big|_{x=L} \text{-----} (1.20a)$$

$$\left(\frac{1}{h_i} - \frac{Q_{PROM} h_i}{6}\right) c_L + \left(\frac{-1}{h_i} - \frac{Q_{PROM} h_i}{3}\right) c_R = \frac{-F_{PROM} h_i}{2} - \frac{du}{dx} \Big|_{x=R} \text{-----} (1.20b)$$

El par de ecuaciones en 1.20 se denominan ecuaciones de elementos. Para cada elemento se debe obtener **n** pares así.

Paso 7: Ensamblar todas las ecuaciones de elementos para formar un sistema de ecuaciones lineales para el problema. Ahora se reconoce que el punto **R** en el elemento (*i*) es precisamente el mismo que el punto **L** en el elemento (*i*+1). Se numeran las **c** como c_0, c_1, \dots, c_n . El gradiente $\frac{du}{dx} \Big|_{x=R}$ en el elemento (*i*) es igual a

$\frac{du}{dx} \Big|_{x=L}$ en el elemento (*i*+1). Lo anterior significa que estos términos se cancelan cuando se hace el ensamble excepto en las ecuaciones primera y última.

El resultado de este paso es el siguiente conjunto de **n+1** ecuaciones (numeradas de 0 a **n**).

$$[K]\{c\} = \{b\},$$

Donde los elementos diagonales de **[K]** son

$$\left(\frac{1}{h_1} - Q_{PROM,1} * \frac{h_1}{3}\right) \quad \text{En el renglón 0,}$$

$$\left(\frac{1}{h_i} - Q_{PROM,i} * \frac{h_i}{3}\right) + \left(\frac{1}{h_{i+1}} - Q_{PROM,i+1} * \frac{h_{i+1}}{3}\right) \text{En los renglones 1 a } n-1,$$

$$\left(\frac{1}{h_n} - Q_{PROM,n} * \frac{h_n}{3}\right) \quad \text{En el renglón } n;$$

Y los elementos por arriba y a la izquierda de la diagonal en los renglones 1 a n son

$$\left(\frac{-1}{h_1} - Q_{PROM,i} * \frac{h_i}{3} \right)$$

Los elementos de $\{c\}$ son c_i , $i = 0$ a n .

Los elementos de $\{b\}$ son:

$$-F_{PROM,i} * \frac{h_1}{2} - \left(\frac{du}{dx} \right)_{x=a} \text{ En el renglón } 0,$$

$$-F_{PROM,i} * \frac{h_i}{2} - F_{PROM,i+1} * \frac{h_{i+1}}{2} \text{ En los renglones } 1 \text{ a } n-1,$$

$$-F_{PROM,n} * \frac{h_n}{2} + \left(\frac{du}{dx} \right)_{x=b} \text{ En el renglón } n.$$

En las ecuaciones anteriores Q_{PROM} y F_{PROM} son calores de Q y F en los puntos medios del paso (i)

Paso 8: Ajustar el conjunto de ecuaciones del paso 6 para las condiciones en la frontera. Se manejan dos casos: Caso (1), se especifica una condición de Dirichlet: $y(a)=\text{constante}$ [y/o $y(b)=\text{constante}$]. Caso (2), se especifica una condición de Neumann: $\frac{dy}{dx} = \text{constante}$ en $x = a$ y/o $x = b$

CASO (1): Condición de Dirichlet. En este caso, c se conoce en el nodo final. Es $y(a) = A$. Entonces la ecuación en el renglón 0 es redundante, por lo que se elimina el conjunto de ecuaciones del paso 6. el siguiente renglón, $k_{10} * A$ se mueve al lado derecho. Si la condición es $y(b) = B$, se hace lo mismo pero con las ecuaciones penúltima y última.

CASO (2): Condición de Neumann. En este caso, \mathbf{c} no se conoce en el nodo final. La condición es $\frac{dy}{dx} = A$ en $\mathbf{x} = \mathbf{a}$. Esta ecuación se retiene en el renglón 0 y el valor dado de $\frac{dy}{dx}$ se sustituye en el lado derecho. Si la condición de $\frac{dy}{dx} = B$ en $\mathbf{x} = \mathbf{b}$, se hace lo mismo con la última ecuación.

Paso 9 Resolver el conjunto de ecuaciones para las incógnitas \mathbf{c} después de ajustar, en el **paso 8**, para las condiciones en la frontera. Las \mathbf{c} son aproximaciones a $\mathbf{y}(x)$ en los nodos. Si entre los nodos se requieren valores intermedios de \mathbf{y} , éstos se obtienen por interpolación lineal.

CAPÍTULO 2 MODELADO DEL PROCESO DE TREFILADO

2.1 Variables del Proceso de Estirado de Barra o Trefilado.

En el proceso de trefilado de alambre o barra es posible identificar una serie de variables que se relacionan con las fuerzas de cuerpo y fuerzas de superficie que intervienen durante la deformación del alambre: la geometría de la barra y el dado, la temperatura, la velocidad de trefilado, el coeficiente de fricción entre otros.

Geometría del Dado

Numerosos estudios han puesto de manifiesto que la geometría del dado tiene una importancia fundamental en el proceso de trefilado [Godfrey H. et al 2000, Golis B. 2001]. Algunos autores proponen que el parámetro de mayor importancia de la geometría del dado es el “ángulo de reducción” [Renz P. et al 1996, Sawamiphakdi K. et al 1990], es decir, el ángulo de la zona donde se produce la deformación del material. Los valores normales del mismo oscilan entre 3 y 10° (semi ángulo de reducción α) ver figura 2.1

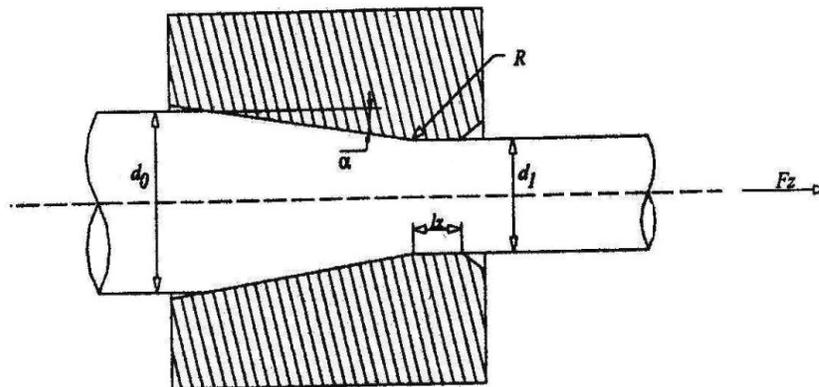


Figura 2.1 Parámetros fundamentales de la geometría del dado de trefilado

Además de este parámetro, hay que destacar la existencia de una “longitud de salida” en la que no se produce reducción de la sección del material y su presencia se relaciona con las dimensiones finales del alambre [Renz P. et al 1996], favoreciendo el endurecimiento de la barra o alambre, su exactitud dimensional y su calidad superficial. Su longitud oscila alrededor de la mitad del diámetro de salida. Entre el ángulo de reducción y la longitud de salida, suele existir de radio (**R**), ver figura 2.1.

Fuerza de estirado, Factor de reducción y Número de pasadas.

Se llama fuerza de estirado o de trefilado, a la fuerza con que se tira del alambre para hacerlo pasar a través del dado. Es un parámetro básico en el proceso de trefilado que tiene una estrecha relación con el porcentaje de reducción de sección del material. Cuando mayor es la reducción por paso, mayor fuerza es necesaria. Existe un límite máximo del porcentaje de reducción por paso que depende de las características de la máquina, de las propiedades del material y de la calidad de la lubricación. En la práctica, la reducción de área por paso de trefilado rara vez supera el 30 -35%. El porcentaje habitual en la industria americana es de 20% (*ASTM 1988*).

Es importante, por tanto, decidir la secuencia de pasadas y los porcentajes de reducción de sección de cada una de ellas. Sin embargo, durante la última pasada, se utiliza un factor de reducción muy pequeño, con el único objetivo de suavizar e incluso invertir el perfil de tensiones residuales [Gerhardt J. y Tekkaya A. E. 1997].

Velocidad de trefilado

Para producir barras (diámetro mayor de 6[mm]), se utilizan mesas o camas de estirar que pueden tener hasta más de 30 [m] de carrera, en éste caso son posibles velocidades comprendidas entre los 10 a 30 [m/min].

Existen máquinas multipasada, cuya velocidad de paso del alambre por el dado irá aumentando al ir reduciéndose la sección del material (Para mantener constante el caudal), y pueden trabajar desde 600 m/min en el caso de alambre de acero hasta 2000[m/min] en materiales no ferrosos.

Calor generado durante el proceso

La forma de tratar el calor generado es de gran importancia para el trefilado. Las deformaciones a las que se somete el material durante el proceso traen consigo un incremento de la temperatura, especialmente en la zona de contacto de la barra con el dado.

La deformación plástica y la fricción generan una importante cantidad de calor y sólo una parte del mismo es eliminado por refrigeración. En el caso del rozamiento, el aumento de la temperatura está concentrado en el contacto entre la barra y el dado, puede conducir a disminuir la eficiencia del lubricante. Además podría provocar una pobre calidad superficial del alambre y cambios metalúrgicos cerca de la superficie (posible formación martensítica, lo que sería muy perjudicial para el acero)

Material del dado

La selección del material de las herramientas para el trabajo en frío dependen de muchos factores: tamaño, composición, forma, tolerancias y esfuerzos, etc. La vida útil de estos elementos es otro factor determinante (normalmente se miden por la longitud o la masa del metal trefilado que pasa a través de la herramienta antes de perder las tolerancias). Las matrices utilizadas para trefilado están sujetas a severos esfuerzos de abrasión. Los materiales frecuentemente más usados son carburos de tungsteno y diamante [ASTM 1988].

Es importante señalar que actualmente existen diversos trabajos reportados [Atienza R. J. 2003, Dove A.B. 1983, Tekkaya A. E. 1997, Nakagiri A. et al. 2000^a, Arvizur B. 1989, Critescu 1980, Doege E. et al. 2000^a, Gerhardt J. y Tekkaya A. E.

1997, etc.]. En donde se simula el proceso de trefilado, sin embargo, la mayoría de ellos no se centra en la herramienta y cuando se ha llegado a estudiar se considera como un cuerpo rígido.

Coeficiente de rozamiento y lubricación

Una lubricación adecuada es esencial en el proceso. Normalmente se elige el lubricante para dar el menor coeficiente de fricción posible y el mínimo recubrimiento. En el mercado existen lubricantes naturales y sintéticos que garantizan un coeficiente de fricción de 0.01 hasta 0.1, otra función del lubricante es trabajar como refrigerante para que el calor generado durante el trabajo de deformación sea extraído, especialmente cuando el trefilado se realiza a una gran velocidad. En caso contrario, el lubricante puede fallar y la barra o alambre puede perder propiedades.

En el estirado de barra o trefilado, el lubricante se elige por sus propiedades tribológicas. La barra o alambre es enfriado mientras que pasa por la máquina de estirado: existe una refrigeración externa de la barra o alambre y una refrigeración con agua de la caja que contiene el dado. El lubricante está almacenado en la caja y se pega a la superficie del alambre cuando éste pasa a través de ella.

2.2 Evolución del Estudio del Trefilado.

Durante el siglo pasado, paralelamente al desarrollo de nuevos productos, el aumento de las velocidades de los procesos y a los mayores requerimientos de calidad, el trefilado ha ido evolucionado progresivamente de ser un arte, marcado por el secreto industrial, a empezar a convertirse en una auténtica “ciencia” [Dove A.B. 1983. Shemenski R. M. 1999a].

La importancia actual del proceso de trefilado se manifiesta por el interés que existe en su modelado o simulación y por consecuencia un aumento en el número

de trabajos que se presentan en conferencias internacional relacionadas con el estudio del comportamiento plástico de los materiales. Para el caso de industria dedicada a la fabricación de alambre existen incluso publicaciones permanentes (*Wire Journal Internacional, Wire Industry*).

Por otra parte se tiene que el método de los elementos finitos surge como una poderosa herramienta de cálculo para simular los procesos industriales [Chenot J. L. 1997]. Ya han pasado más de 25 años del continuo desarrollo desde los primeros trabajos de modelado de los procesos de conformado de metales, se han celebrado varias conferencias internacionales y se han desarrollado programas y códigos comerciales para la industria y la investigación (ver tabla 2.1).

Tabla 2.1 Varios códigos comerciales de elementos finitos [A. E. Tekkaya 2000]

SOFTWARE	ORIGEN Y CAMPANIA	TIPO DE CODIGO
ABAQUS- Standard	HKS, EEUU	Estático implícito
MARC	MSC, EEUU	
NIKE3D	LSTC, EEUU	
AUTOFORM	AUTOFORM, SUIZA	
ABAQUS- Explicit	HKS, EEUU	Dinámico explícito
DYNA - 3D	LSTC, EEUU	
PAM - STAMP	ESI, FRANCIA	
OPTRIS	DYNAMIC SOFTWARE, FRANCIA	
AUTOFORM- one step	AUTOFORM, SUIZA	Métodos inversos
ISO - PUNCH	SOLLAC, FRANCIA	
SIMEX2	SimTech, FRANCIA	

Los primeros intentos de proporcionar soluciones numéricas a los problemas de conformado de metales se remontan a los años 1960s. Las primeras soluciones numéricas se obtuvieron por métodos de diferencias finitas [Woo D.M. 1968]. Pero el gran salto adelante en este campo llegó con la aplicación del método de los elementos finitos. Los estudios pioneros fueron llevados a cabo por Gotoh e Ishise [Gotoh M. y Ishise F., 1978], las primeras aplicaciones en 3 dimensiones aparecieron en la década de los ochenta [Tang S.C. et al 1982][Toh C.H. y Kobayashi S. 1983] mientras que habría que esperar a los años noventa para los

primeros modelos termomecánicos fiables del conformado de metales [Xing H. L. y Makinouchi A. 1997]

En este contexto de la aplicación del método de los elementos finitos a los procesos de conformado de metales, el trefilado siempre ha tenido un cierto retraso frente a otros procesos como los de laminación o extrusión. No han sido muchos los estudios dedicados a este tema [Symmons G. R. et al 1993, Shemanski R. M. 1999b]. Quizá una de las causas haya sido que el trefilado es una de las más antiguas operaciones de conformado de metales y existe una amplia experiencia basada en el método de prueba y error. Por lo tanto, resulta difícil desplazar a las teorías desarrolladas, con base empírica o semiempírica, que obtienen éxitos parciales.

No obstante, la drástica reducción de los periodos de desarrollo de productos unida a la necesidad de optimizar los procesos y responder rápidamente a cualquier modificación, hacen inevitable un cambio de los procedimientos de diseño y producción. Los métodos de prueba y error están siendo progresivamente abandonados por los modernos métodos de simulación numérica, frente al inconveniente de la falta de comprobación experimental.

De acuerdo a la época, los estudios realizados sobre este tema han tenido diferentes enfoques, algunos de ellos orientados a conocer el control de los parámetros involucrados y aprovechar con mayor eficiencia las condiciones. Sin embargo, el trefilado sigue siendo estudiado con diferentes perspectivas, por mencionar algunos de los tópicos: el estudio de los esfuerzos destinados al conocimiento del flujo del material en su paso por el dado [Arvizur B., 1989, Douge E. et al 2000a], existen trabajos dedicados al estudio de predicción de la rotura de los alambres durante la fabricación [Nakagiri A. et al 2000b, Doege E. et al 2000b], también existen trabajos de investigadores que han buscado la optimización del dado [Cristescu 1980, Campos H.B. y Cetlin P.R., 1988, Vijayakar S. et al 1995, Godfrey H. et al 2000]. Existen también trabajos en donde se estudian los parámetros como la fuerza de trefilado [Enghag P.O. 1997], sobre la lubricación [Wright R. 1997] y la temperatura [Neimarlija N. 1988].

2.3 Objetivos de la Tesis

El mejor conocimiento de los efectos de los parámetros involucrados en el trefilado ha sido causa de la continua evolución de ésta industria, esto ha favorecido el desarrollo del proceso, situación que se traduce en la industria como menores consumos de energía y mayor calidad en el producto final.

Diferentes parámetros pueden ser estudiados dentro del proceso de trefilado de alambre, sin embargo, dos de ellos han sido motivo de estudio con mayor énfasis: el ángulo reducción del dado y el coeficiente de fricción.

El objetivo del presente trabajo es: Simular el proceso de estirado de alambre utilizando dos paquetes comerciales de elementos finitos. Modelando la herramienta como un material de comportamiento elástico y la barra como un material de comportamiento elastoplástico esto para comparar los valores de carga calculados en ambos paquetes con los obtenidos por formulación analítica.

Adicionalmente obtener:

1. La condición óptima de trefilado para la deformación de una barra de acero AISI 1010, en función del porcentaje de deformación, ángulo del dado y coeficiente de fricción.
2. El estado de esfuerzos de la barra deformada.
3. Gráficas de esfuerzo y desplazamiento, determinando los valores máximos durante el proceso de conformado.
4. Comparación de resultados de las simulaciones en Deform© y Abaqus© para determinar que modelo se aproxima más a un proceso real.

En resumen, este trabajo será del tipo aplicado y se encauzará en la simulación del trefilado utilizando software comercial (Deform[®] 2D 2002 y Abaqus[®] 6), los cuales resuelven los sistemas de ecuaciones diferenciales resultado de discretizar el modelo y utilizan el método numérico de elementos finitos para resolver el sistema. Los resultados generados del proyecto aportaran información práctica y aplicada para la industria.

2.4 Hipótesis

Identificando el conjunto de variables que mayor efecto tienen en el proceso de estirado restringiéndose a tres casos de estudio (ver tabla 2.2), se puede decir entonces que:

- Con un modelo con el menor número de variables idealizadas {barra: elastoplástica y dado elástico} es posible simular el proceso de trefilado y obtener curvas que pronostiquen la fuerza necesaria para la deformación de la barra en función del coeficiente de fricción y del ángulo del dado. Los valores de carga pronosticados deberán de ser más próximos a los reales (valores utilizados en planta) en comparación con los valores obtenidos por modelos matemáticos o modelo con FEM pero más idealizados {barra: elastoplástica e dado rígido}.
- Si para cada coeficiente de fricción planteado se obtienen tablas de valores entre ángulo de dado y fuerza de trefilado es factible determinar el comportamiento durante la deformación plástica de la barra frente al ángulo y observar la existencia o ausencia de un valor mínimo de fuerza requerida para el estirado de la barra.

Los valores de la fuerza necesaria para el estirado calculados con la simulación por FEM serán directamente comparados con el valor de la fuerza necesaria que actualmente utiliza el estirado de la barra bajo las mismas

condiciones pero en la planta de industrial, es decir, los valores pronosticados contra los reales.

2.5 Justificación y ventajas del uso de FEM

Para las formulaciones matemáticas planteadas (1.2, 1.7-1.8) sólo se proporciona información acerca de la barra que se está deformado, sin considerar el endurecimiento por deformación, los efectos sobre el dado, la temperatura, etc. Contar con una herramienta como los elementos finitos que permiten ser más estrictos en el planteamiento de los modelos y realizar menos idealizaciones, la información que se genere será más próxima al fenómeno real y permite experimentar modificaciones en forma virtual.

Otras ventajas del uso de un modelado con FEM se imponen respecto a muchas de las técnicas de medida destructivas o que requieren importantes inversiones en equipos.

Incluso las técnicas de medida más valoradas en la actualidad (difracción de rayos X y de neutrones) cuentan con importantes limitaciones y además siguen resultando difíciles de correlacionar con los parámetros reales.

Con técnicas experimentales sólo se puede conseguir información antes y después del proceso. El FEM permite simular el proceso y estudiar lo que está ocurriendo durante cada instante. Las técnicas numéricas se vuelven imprescindibles a la hora de conocer la influencia de los diferentes parámetros del proceso y estudiar su sensibilidad en busca de la optimización.

2.6 Condiciones de Frontera del Caso de Estudio.

Con el desarrollo de este trabajo se pretende plantear tres casos de estudio con los siguientes parámetros (parte de las condiciones de frontera) y se investigará las posibles diferencias de los resultados.

Tabla 2.2 Planteamiento de tres casos de estudio

Pieza	Tipo de comportamiento del metal			Coefficiente de fricción
Dado (Ángulo 5° a 14°)	Rígido	Rígido	Elástico	0.025, 0.05 y 0.1
Barra ($\varnothing_{ent} = 11\text{mm}$ a $\varnothing_{sal} = 10\text{mm}$)	Modelo Matemático	Elastoplástico	Elastoplástico	

Debido a la simetría de una barra cilíndrica es posible la simulación del trefilado de este tipo de barra como un caso axisimétrico y por simplificación del modelado se considerará como un proceso isotérmico, son dos condiciones de frontera importantes.

La barra tendrá una velocidad constante a la salida del dado de 100 [mm/seg] y la dado está restringida en dirección ($X=0, Y=0$) (ver figura 2.2)

Es importante señalar que se idealiza una lubricación contaste y en donde la velocidad de salida de la barra no afecta a este parámetro, lo cual es una consideración adicional en el modelado.

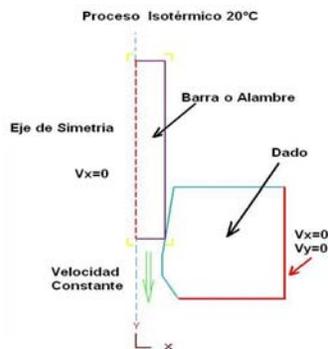


Figura 2.2 Representación de las geometrías del modelado axisimétrico y condiciones de frontera

La barra a simular es de acero AISI 1010 el cual puede ser modelado como un material con comportamiento elástico – plástico, por lo cual se introduce en el programa los datos relativos al intervalo de deformación elástica y los datos relativos al intervalo de deformación plástica. Los datos relativos al intervalo de deformación elástica son el Módulo de Young o de elasticidad E [GPa] y el coeficiente de Poisson o de compresibilidad ν [mm/mm]. Los datos relativos al intervalo de deformación plástica son los valores de las constantes de Hollomon (Ecuación. 2.1). Se escoge el modelo de ecuación constitutiva entre los que ofrece el programa, debido a que es el que mejor describe el comportamiento del material en régimen de deformación plástica.

$$\sigma = K\varepsilon^n + \sigma_0 \text{ -----(2.1)}$$

De donde:

$K \approx$ Constante de endurecimiento por deformación [MPa]

$n \approx$ Coeficiente de endurecimiento por deformación

$\sigma_0 \approx$ Límite elástico [GPa]

Para la simulación en donde al dado se le considera un material elástico fueron asignadas propiedades mecánicas correspondientes a carburo de tungsteno, en el otro caso se definió como un cuerpo rígido.

En resumen se presentan en la tabla 2.3 los valores de las propiedades mecánicas, las ecuaciones de flujo, el número de elementos, así como parámetros necesarios para la simulación y utilizadas en el caso de considerar al dado como un cuerpo elástico correspondientes.

Tabla 2.3 Resumen de los parámetros utilizados en la simulación

PARÁMETRO	BARRA	DADO	PARÁMETROS DEL CONTROL DE SIMULACIÓN
Tipo de material	Elasto plástico	Elástico	Número de pasos de la simulación (Number of Simulation Step) 600 a 1200
No de elementos de malla	2960	2025	Paso de memorización
Espesor (Thickness)	4	4	(Step Increment to Save) 50
Razón de Aspecto (Size Ratio)	20	20	Herramienta (Primary Die) Dado
Condiciones de Frontera (BCC)	Vx=0 Vy=-1000	Vx=0, Vy=0	Incremento de tiempo entre paso (With equal time Increment) 0.003 a 0.0003
Material	c=531 (MPa) $\bar{\sigma} = c\bar{\varepsilon}^n + y$	E _x =575 (GPa) $\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}\bar{T})$	Tipo de iteración (Iteration) : Solver Skyline
Ecuación a modelar	N=0.26 y=305 (MPa) E _x =207 (GPa) γ=0.3	γ=0.23	Método numérico del solucionador (Iteration Method) :Newton Raphson Número Máximo de iteraciones por paso (Maximum Iterations per Time Step): 200

CAPITULO 3 SIMULACIÓN DEL PROCESO

3.1 Valores Analíticos de la Carga Necesaria para el Trefilado

Es posible calcular la carga necesaria para el estirado de barra o alambre por medio de la solución analítica (ver ecuaciones 1.1 ,1.7- 1-9), en donde al dado se le considera como un cuerpo rígido en todos los casos, se procedió a calcular el valor teórico de la carga necesaria para deformar la barra o alambre (ver figura 3.1) y poder tener una referencia para los resultados que fueran obtenidos por FEM (Utilizando Deform[®], Abaqus[®]).

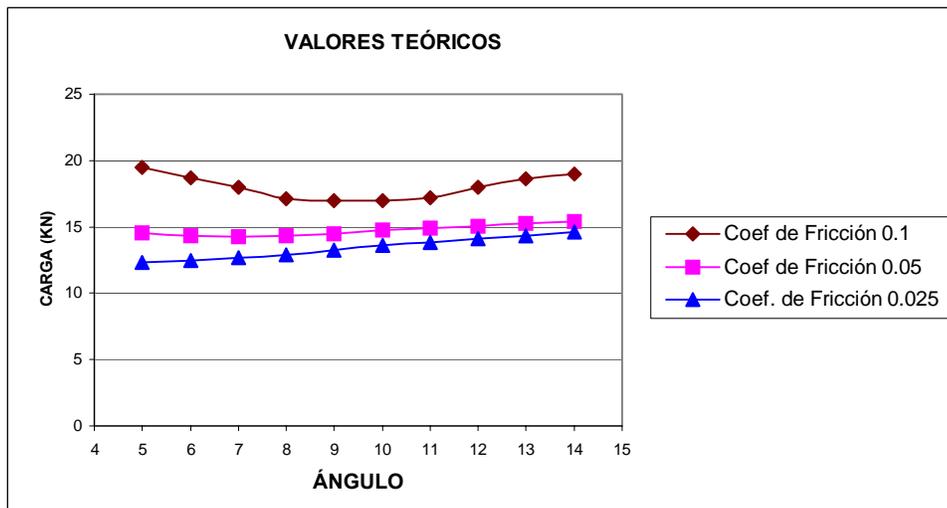


Figura 3.1 Representación de los valores de carga obtenidos por el método del planchón.

3.2 Determinación de la Carga Necesaria para el Estirado Calculada con Deform[®].

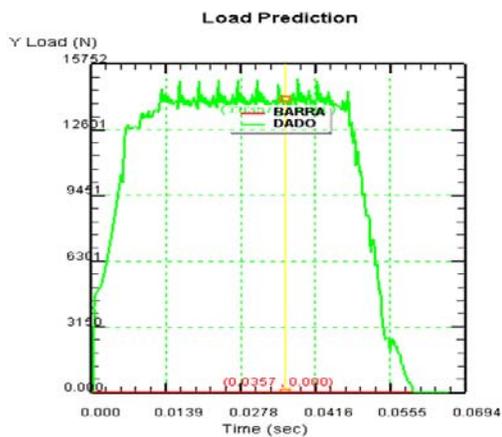
Se modeló el proceso de trefilado inicialmente considerando la herramienta como rígida y posteriormente como elástica, con el objetivo de cuantificar una posible variación en el resultado en una simulación de un proceso al considerar la herramienta indeformable o deformable.

1.- Dado Rígido

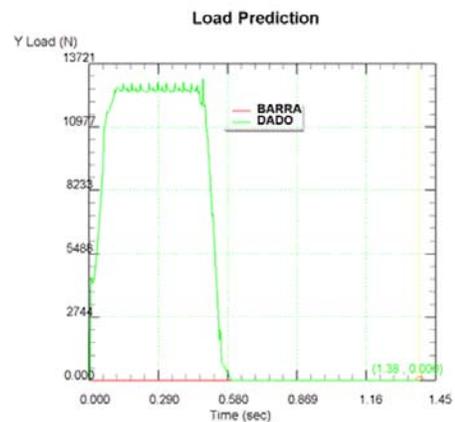
2.- Dado Elástico

Utilizando Deform[®] 2D-V8 se modeló el proceso como un caso axisimétrico y con las condiciones de frontera (ver tabla 2.2 y 2.3).

Utilizando herramientas del post proceso en Deform[®] 2D se realizó la lectura para cada uno de los casos de estudio, la representación gráfica de la carga necesaria para deformar la barra al pasar sobre la herramienta se muestra en las figuras 3.2 – 3.5

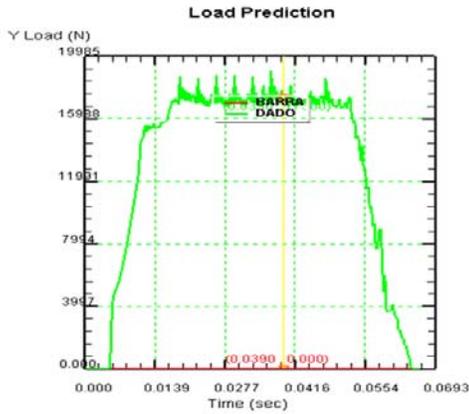


(R)

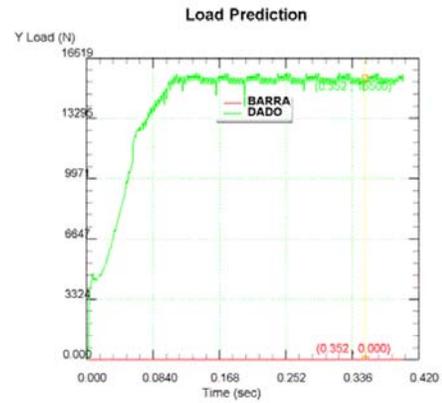


(E)

Figura 3.2 Representación de la carga necesaria para la deformación de barra respecto al tiempo, con un dado {rígido (R) y elástico (E)} de ángulo de reducción de 5° y coeficiente de fricción 0.025.

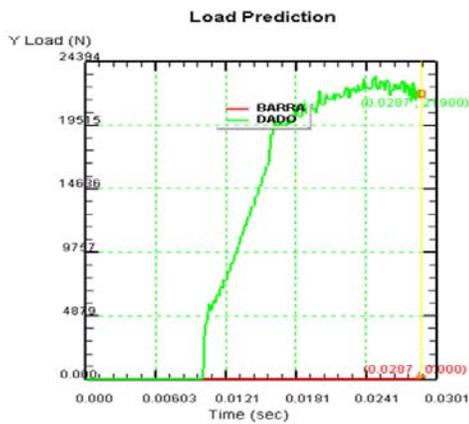


(R)

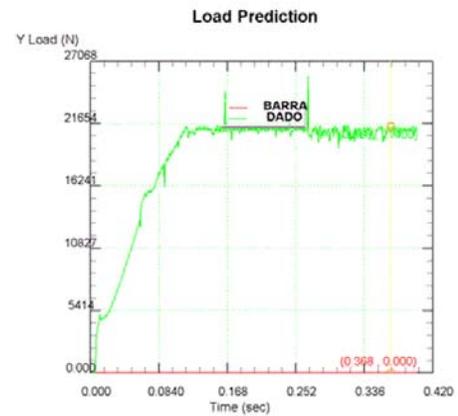


(E)

Figura 3.3 Representación de la carga necesaria para la deformación de barra respecto al tiempo, con un dado {rígido (R) y elástico (E)} de ángulo de reducción de 5° y coeficiente de fricción 0.05.



(R)



(E)

Figura 3.4 Representación de la carga necesaria para la deformación de barra respecto al tiempo, con un dado {rígido (R) y elástico (E)} de ángulo de reducción de 5° y coeficiente de fricción 0.1.

Analizando las figuras 3.2 - 3.4 para los casos de dado rígido o elástico se puede apreciar el comportamiento de la carga necesaria para la deformación durante el proceso de trefilado, identificando tres zonas o características importantes (ver figura 3.5). Sabiendo que el valor obtenido se encuentra en función de la velocidad, ángulo de reducción de 5° a 14° y el coeficiente de fricción de 0.025, 0.05 y 0.10.

De cada una de las figuras 3.2 – 3.4, se tomó lectura en la zona estacionaria y se interpretó el valor de carga promedio para el estirado de barra, que fue traducida en una posición dentro de la figura 3.6 o 3.9 según el caso.

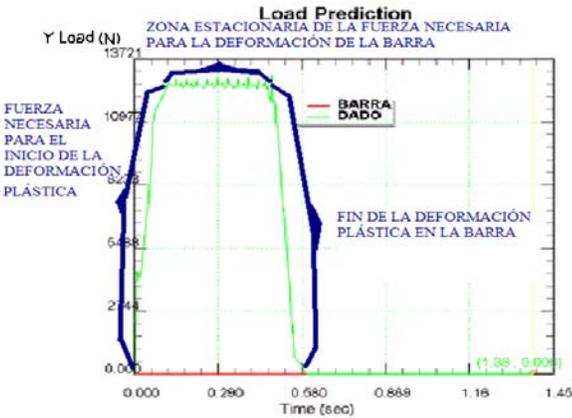


Figura 3.5 Comportamiento de la carga durante el estirado de barra e identificación de la zona de inicio, estacionaria y final.

Al comparar los resultados de carga sobre el dado calculados en Deform[®] con los valores analíticos, se observa en la figura 3.6 un comportamiento muy parecido entre ambos, sin embargo, se puede apreciar el cambio de pendiente de la curva en 8° y el cual puede ser considerado como el ángulo óptimo.

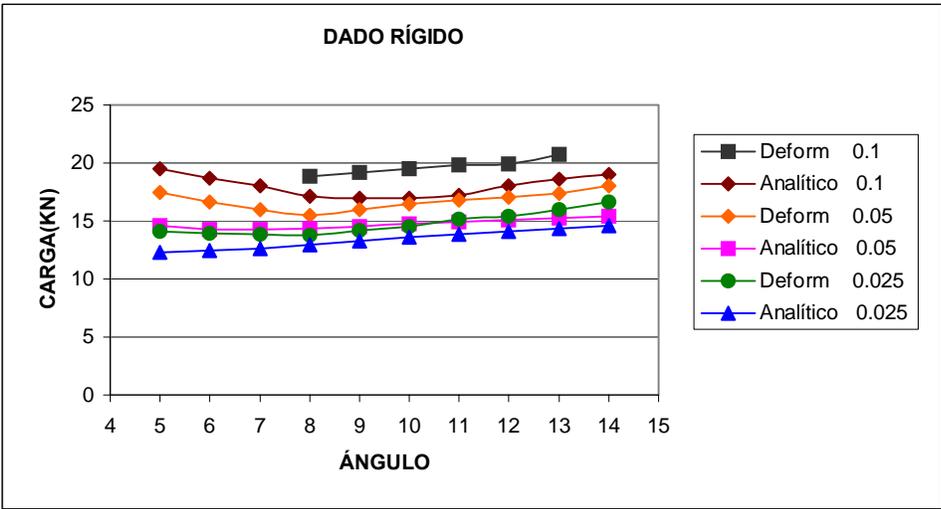


Figura 3.6 La carga necesaria para la deformación de barra respecto al tiempo, con un dado rígido, ángulo de reducción de 5° a 14° y coeficiente de fricción 0.025, 0.05 y 0.1.

En la figura 3.7 se observa una comparación de los valores de carga obtenidos en Deform[®] contra analíticos, con el planteamiento de una herramienta elástica, el comportamiento de la carga en el caso de ángulos de reducción menores de 9° indica que es la fuerza necesaria para realizar un trabajo para vencer la fricción y después de éste punto el cambio de pendiente indica que el trabajo redundante toma mayor importancia.

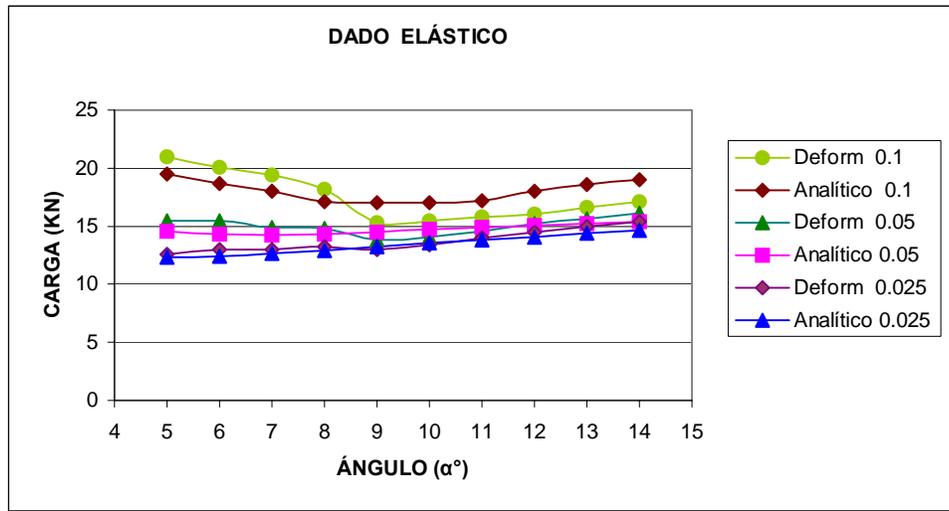


Figura 3.7 La carga necesaria para la deformación de barra respecto al tiempo, con un dado elástico, ángulo de reducción de 5° a 14° y coeficiente de fricción 0.025, 0.05 y 0.1, calculada con Deform[®].

Al calcular el error entre los valores de la carga obtenidos para los diferentes coeficientes de fricción y ángulos de reducción, se determinó un mínimo error de 0.79% y un 10.752% como máximo.

La figura 3.8 muestra el comportamiento de la fuerza de reacción al que está sometido el dado, dicha fuerza puede interpretarse como la fuerza total necesaria para el estirado de la barra bajo las condiciones enunciadas (coeficiente de fricción 0.025, 0.05, 0.1 y ángulo de reducción del dado entre 5° - 14°), concluyendo que los valores mínimos se presentaron para el caso del dado de 9°.

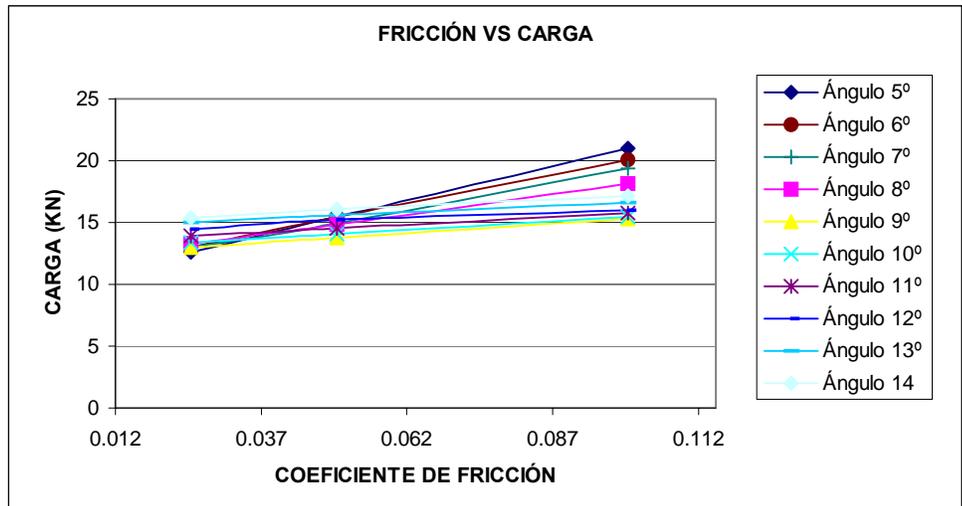


Figura 3.8 Representación del comportamiento de la carga necesaria para el estirado de barra (de 11[mm] a 10[mm]) frente al coeficiente de fricción, manteniendo el ángulo de deformación del dado

En la figura 3.9 se comparan los resultados teóricos (figura 3.1), dado rígido (figura 3.6) y dado elástico (figura 3.7), con los diversos coeficientes de fricción planteados en el estudio.

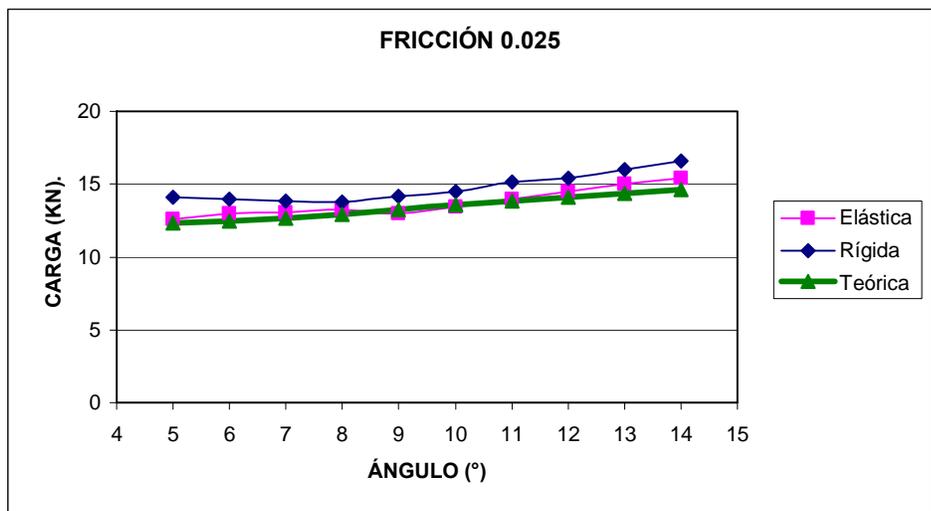


Figura 3.9 Comparación del comportamiento de la carga necesaria para el estirado de barra (de 11[mm] a 10[mm]) frente al ángulo de deformación del dado y con un coeficiente de fricción 0.025.

Es interesante observar en la figura 3.9 los valores de carga obtenidos de acuerdo al modelo utilizado, el comportamiento con herramienta elástica presenta un incremento

de la carga para el trefilado y se identifica al dado con ángulo de reducción de 8° como el óptimo para el coeficiente de fricción 0.025.

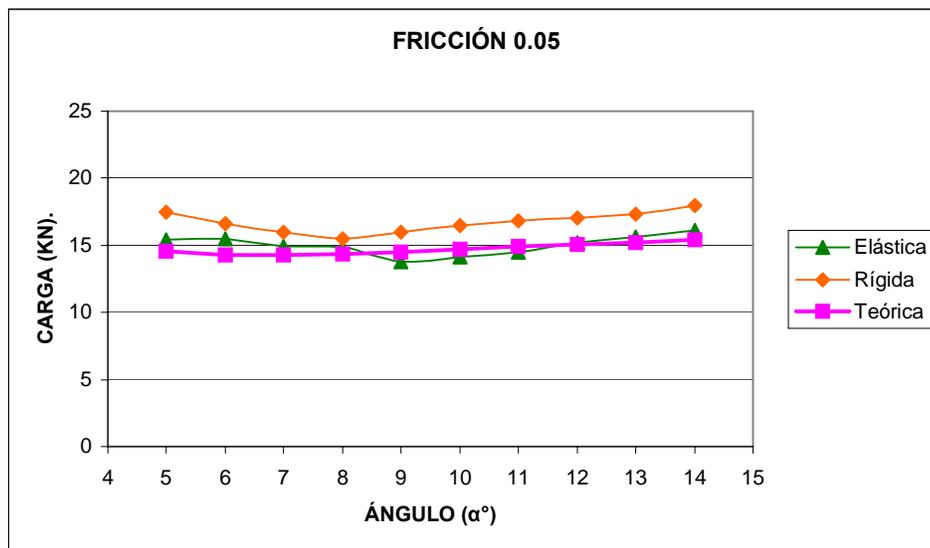


Figura 3.10 Comparación del comportamiento de la carga necesaria para el estirado de barra (de 11[mm] a 10[mm]) frente al ángulo de deformación del dado y con un coeficiente de fricción 0.05.

En 3.10, se presenta una diferencia en el comportamiento de los resultados obtenidos, los valores de carga para una herramienta elástica se encuentran por debajo de los valores teóricos y resulta un ángulo de reducción óptimo de 9°. Éste comportamiento indica una inestabilidad en el programa para condiciones muy semejantes al caso anterior.

Se sabe que la carga necesaria para el estirado de barra es una combinación de la fuerza para realizar el trabajo de deformación, trabajo de fricción y el trabajo redundante. Los cuales están relacionados con las condiciones de frontera del proceso, en la figura 3.11 se observa en forma clara la influencia de la fricción con el ángulo, en éste caso se determina que en 9° se presenta el valor de carga mínimo, por lo que se considera como ángulo óptimo para el presente caso.

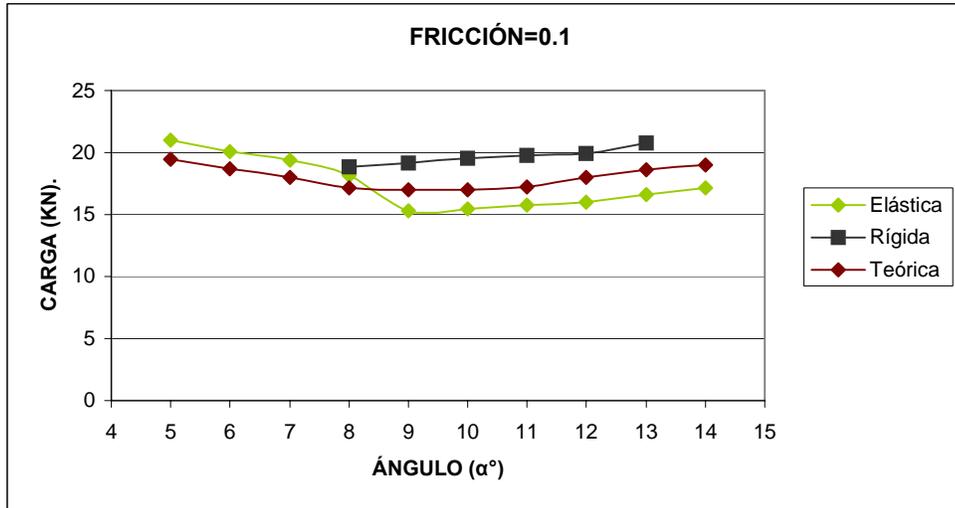


Figura 3.11 Comparación del comportamiento de la carga necesaria para el estirado de barra (de 11[mm] a 10[mm]) frente al ángulo de deformación del dado y con un coeficiente de fricción 0.10.

Se puede observar de la figura 3.11 que el comportamiento de la carga que calcula Deform[®] en una herramienta elástica es menor al de un dado rígido, se concluye que los resultados no son estables y se encuentran en contradicción con la teoría, es decir, en la mayoría los modelos analíticos no se considera el trabajo redundante o el trabajo por deformación, y la suma de ellos deberían de predecir cargas mayores que las teóricas y en ningún caso por debajo de ellas.

Además en la literatura se predice como ángulo de reducción para aceros de bajo carbono en 6° y en las simulaciones se obtuvo lecturas de ángulos óptimos de 8° a 9°.

Los resultados obtenidos son de utilidad para dar información del rango de datos, pero todavía no pueden ser considerados como los esperados en los objetivos del trabajo, lo que confirma la necesidad de comparar la información con otro paquete de elementos finitos.

3.3 Determinación de la Carga Necesaria para el Estirado Calculada con Abaqus[®].

Se modeló en Abaqus[®] un caso axisimétrico que representa el estirado de barra o alambre, con el objetivo de poder comparar los resultados obtenidos en Deform[®], se discretizó con un tipo y número de elementos equivalentes en cada cuerpo involucrado, las condiciones de frontera utilizadas fueron semejantes, así como las propiedades mecánicas de los materiales.

Únicamente fue simulado el caso de una herramienta deformable (ver figura 3.12) en Abaqus[®] al considerar a éste como el caso más crítico y por consecuencia el más adecuado para realizar la comparación entre ambas paqueterías.

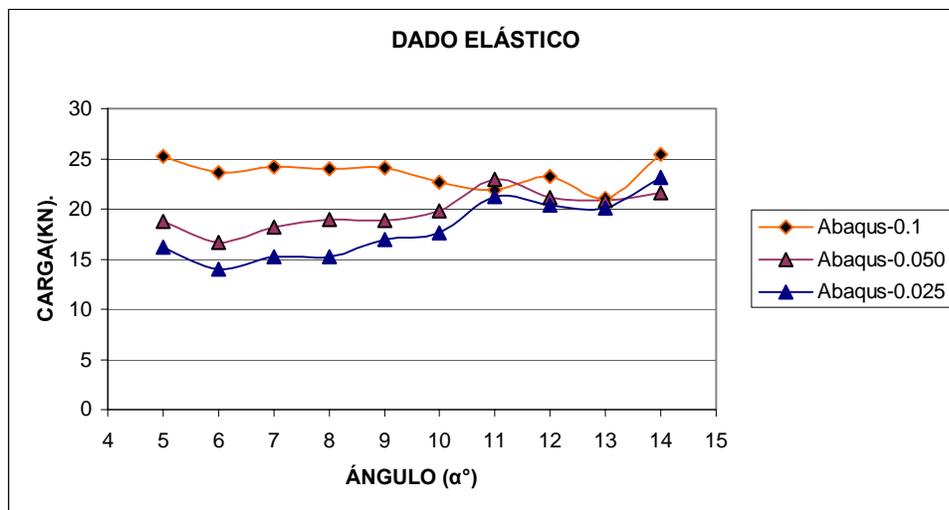


Figura 3.12 Se representa la carga necesaria para la deformación de barra, con un dado elástico, ángulo de reducción de 5° a 14° y coeficiente de fricción 0.025, 0.05 y 0.1, calculada con Abaqus[®].

En la figura 3.12 se observa que para un bajo coeficiente de fricción y ángulos menores de 10° la carga de estirado necesaria tiende a comportarse en forma proporcional al ángulo y coeficiente de fricción. También se observa que a medida que el coeficiente de fricción es mayor la fuerza por fricción aumenta. Para ángulos

mayores a 11° el comportamiento de la fuerza es muy similar con los demás coeficientes de fricción.

En la figura 3.13 se muestra el comportamiento de la fuerza de reacción del dado, dicha fuerza se interpreta como la carga necesaria para el estirado de la barra, bajo las condiciones anunciadas (coeficiente de fricción 0.025, 0.05, 0.1 y ángulo de reducción del dado entre 5° - 14°), se determina que los valores mínimos de carga requerida para la deformación se presentan en un dado con ángulo de reducción de 6° .

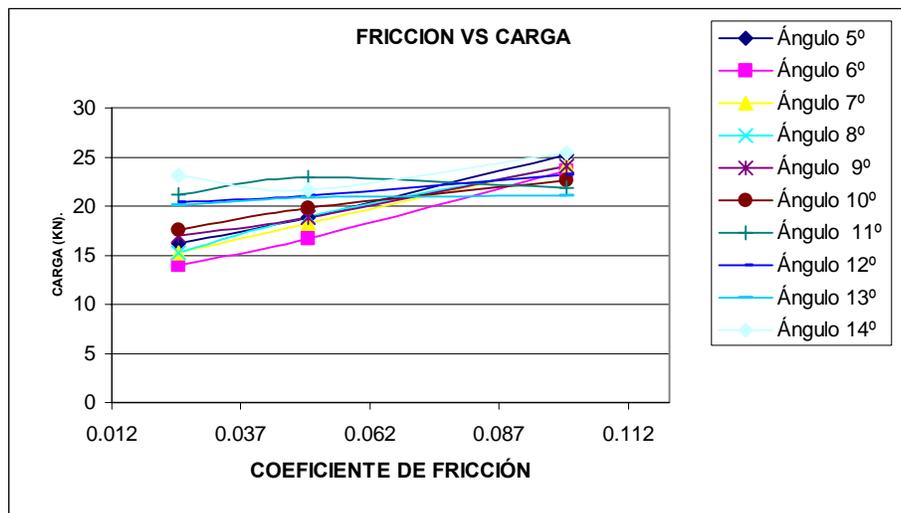
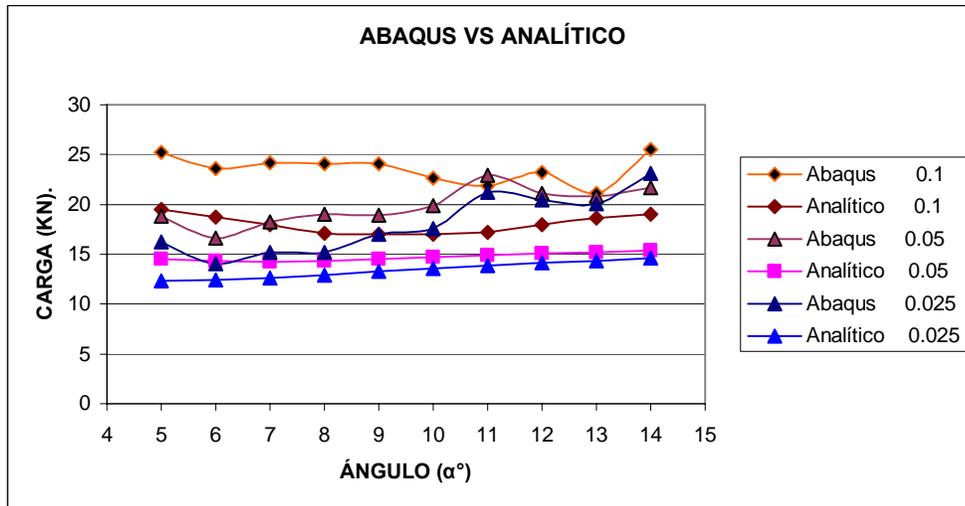


Figura 3.13 Representación del comportamiento de la carga necesaria para el estirado de barra (de 11[mm] a 10[mm]) frente al coeficiente de fricción, manteniendo el ángulo de deformación del dado

Al comparar los valores de la carga obtenidos coeficiente 0.025 y los valores de la carga para vencer un coeficiente de fricción de 0.1, se encuentran con una diferencia porcentual del 36% como máximo y 9% como mínimo.

En la figura 3.14 se observa una comparación de los valores de carga obtenidos en Abaqus[®] contra analíticos, con el planteamiento de una herramienta elástica, el comportamiento en todos los caso muestra que el ángulo de reducción óptimo se presenta en 6° , lo cual confirma lo planteado en la literatura.



Gráfica 3.14 Comparación del comportamiento de la carga necesaria para el estirado calculada analíticamente contra lo calculado en Abaqus[®].

Para todos los casos presentados en la figura 3.14, la magnitud de carga necesaria para el estirado de barra de acero calculado por Abaqus[®], se encuentran por arriba de los valores analíticos. Lo que lleva a validar los modelos y sólo quedaría compararlos con los valores reales en un proceso de estirado.

3.4 Comparación de Resultados Obtenidos a Través de Deform[®] y Abaqus[®].

De las simulaciones realizadas se realiza una comparación de los valores obtenidos para el caso de una herramienta modelada con un comportamiento elástico, se pretende con ésta información determinar cual fue el modelo que presenta valores de carga en forma más aproximada un caso real.

Se puede apreciar un comportamiento más homogéneo calculado en Deform[®] (ver figuras 3.15, 3.16 y 3.17) comparando con el comportamiento calculado en Abaqus[®], sin embargo, el que anuncia en forma clara un mínimo de carga necesaria para el estirado con una herramienta de 6° en su ángulo de reducción es Abaqus[®]. Resultados que coinciden con lo reportado en la literatura.

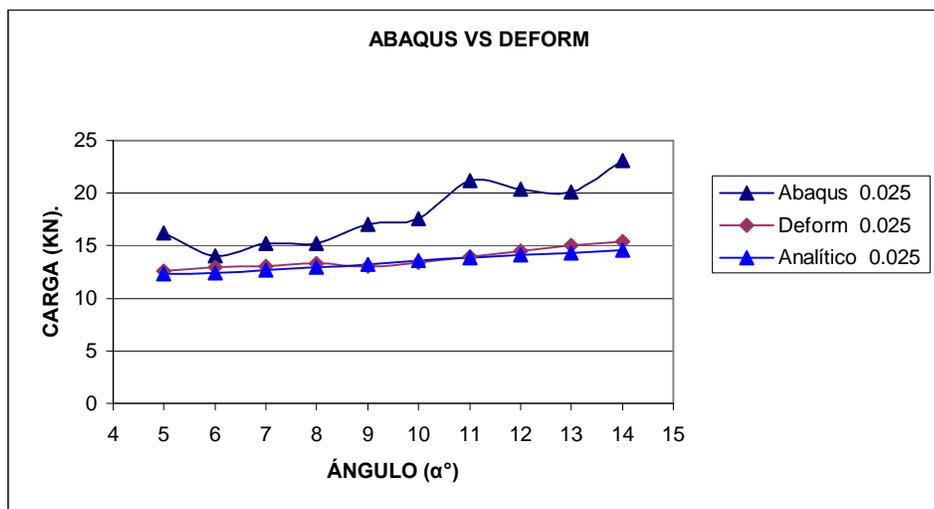


Figura 3.15 Comparación del comportamiento de la carga necesaria para el estirado de barra (de 11[mm] a 10[mm]) frente al ángulo de deformación del dado y con un coeficiente de fricción 0.025, resultados Abaqus vs Deform

Al comparar los valores de la carga obtenidos (ver figura 3.15) con un coeficiente 0.025, en Abaqus[®] y Deform[®], se encuentra una diferencia porcentual del 50% como máximo y 7% como mínimo, condición que resulta alarmante ya que por las características de la paquetería se esperarían resultados prácticamente coincidentes.

En la figura obtenida en Abaqus[®] se observa una tendencia dispersa y puede asociarse con el número de elementos utilizados, el considerar que la base del dado está restringido en sus seis grados de libertad también influye en el resultado anunciado. En ésta paquetería es necesario declarar condiciones de frontera más próximas a la realidad e incrementar el número de elementos, para obtener curvas más estables en su comportamiento.

Los resultados del análisis con un coeficiente 0.050 (ver figura 3.16), en Abaqus[®] y Deform[®], se encuentran con una diferencia porcentual del 57% como máximo y 7% como mínimo. Situación que resulta nuevamente inesperada por el amplio rango de diferencia entre ambos.

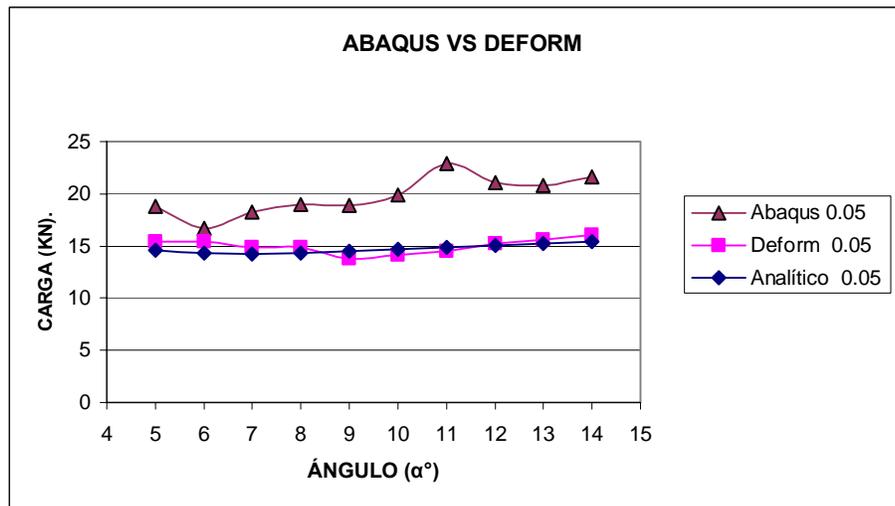


Figura 3.16 Comparación del comportamiento de la carga necesaria para el estirado de barra (de 11[mm] a 10[mm]) frente al ángulo de deformación del dado y con un coeficiente de fricción 0.05, resultados Abaqus vs Deform

Los valores de la carga obtenidos (ver figura 3.17) con un coeficiente 0.1, en Abaqus[®] y Deform[®], se encuentran con una diferencia porcentual del 45% como máximo y 17% como mínimo. Una vez más el rango de diferencia entre ambos resultados resultan inesperado.

De los tres casos de estudio presentados, cuando se maneja un coeficiente de fricción 0.1 (ver figura 3.17), la diferencia anunciada presenta un rango más amplio, y

básicamente se asocia al manejo del tipo y número de elementos utilizados en ambos casos, cabe mencionar que el mínimo de carga calculada con Abaqus[®] es un ángulo de reducción de 13°.

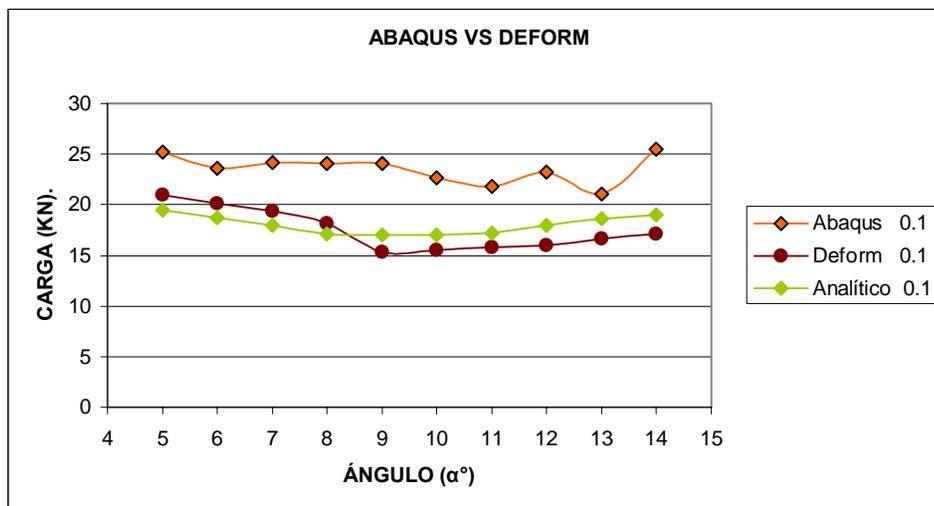


Figura 3.17 Comparación del comportamiento de la fuerza necesaria para el estirado de barra (de 11[mm] a 10[mm]) frente al ángulo de deformación del dado y con un coeficiente de fricción 0.1, resultados Abaqus[®] vs Deform[®]

Las figuras 3.15 - 3.17 se observa la magnitud de la carga necesaria para la deformación de la barra de acero AISI 1010, que sirve como dato para calcular la potencia necesaria de la máquina.

Finalmente la Tabla 3.1 presenta los valores de carga calculados con las diferentes herramientas

Tabla 3.1 Valores de Carga Teóricos y Calculados con Deform[®] - Abaqus[®].

Ángulo de Reducción	Valores de Carga [KN]								
	Analítico	Deform [®]	Abaqus [®]	Analítico	Deform [®]	Abaqus [®]	Analítico	Deform [®]	Abaqus [®]
5	12.331	12.59	16.2	14.56	15.445	18.8	25.231	21	19.5
6	12.436	12.98	14	14.298	15.461	16.657	23.609	20.1	18.7
7	12.647	13.028	15.2	14.247	14.9	18.221	24.181	19.4	18
8	12.924	13.276	15.2	14.328	14.83	18.968	24.038	18.151	17.136
9	13.245	13	17	14.497	13.8	18.87	24.054	15.335	17
10	13.596	13.42	17.6	14.728	14.1	19.854	22.64	15.496	16.99
11	13.849	13.95	21.2	14.896	14.52	22.918	21.864	15.8	17.2
12	14.102	14.5	20.4	15.064	15.2	21.104	23.24	16	18
13	14.355	15	20.1	15.232	15.62	20.832	21.078	16.6	18.6
14	14.608	15.4	23.1	15.4	16.1	21.647	25.464	17.132	19
	Coef. de fricción $\mu=0.025$			Coef. de fricción $\mu=0.05$			Coef. de fricción $\mu=0.1$		

3.5 Esfuerzos del Dado Calculados por Deform[®] y Abaqus[®]

A continuación se presentan gráficos de esfuerzo efectivo según el criterio de von Mises del perfil del dado al deformar una barra en un instante en que puede ser considerado en estado de deformación estacionaria, para el caso de coeficiente de fricción 0.025 y para los ángulos 5° a 14°.

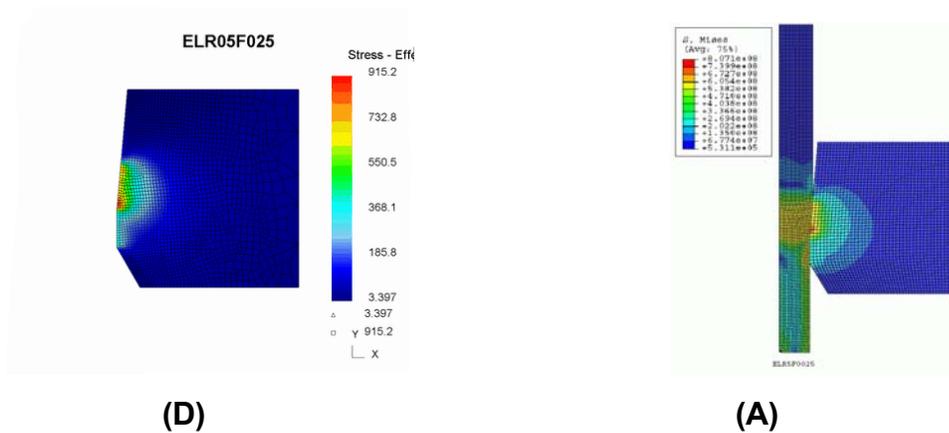


Figura 3.19 Representación del estado de esfuerzos efectivo bajo el criterio de von Mises del dado al deformar una barra de acero AISI 1010 de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 5° de semi ángulo de reducción. (D) Deform® y (A) Abaqus®

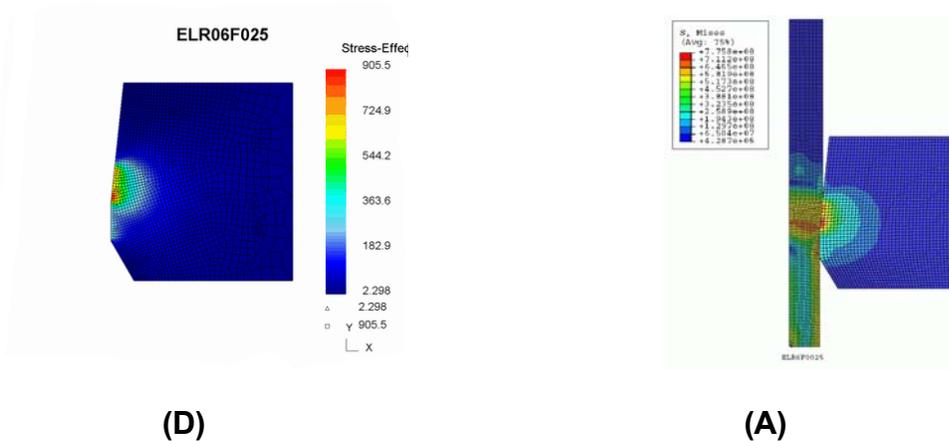
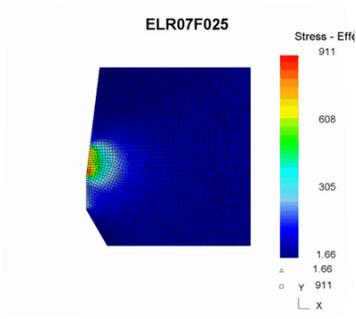
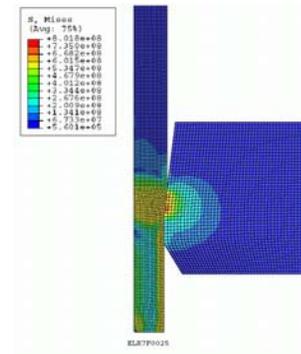


Figura 3.20 Representación del estado de esfuerzos efectivo bajo el criterio de von Mises del dado al deformar una barra de acero AISI 1010 de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 6° de semi ángulo de reducción. . (D) Deform® y (A) Abaqus®

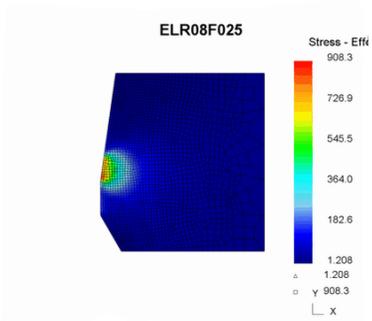


(D)

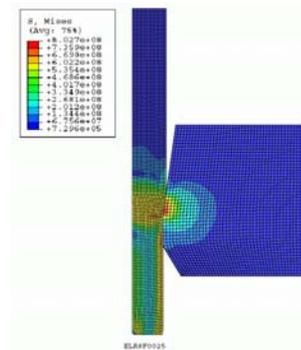


(A)

Figura 3.21 Representación del estado de esfuerzos efectivo bajo el criterio de von Mises del dado al deformar una barra de acero AISI 1010 de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 7° de semi ángulo de reducción. . (D) Deform© y (A) Abaqus©

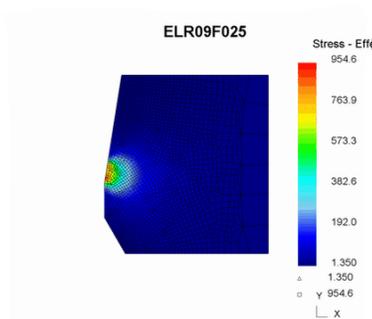


(D)

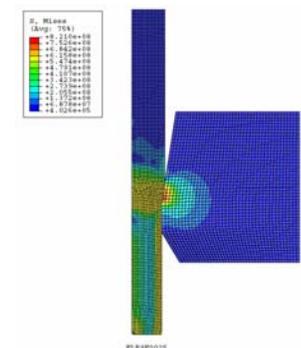


(A)

Figura 3.22 Representación del estado de esfuerzos efectivo bajo el criterio de von Mises del dado al deformar una barra de acero AISI 1010 de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 8° de semi ángulo de reducción. . (D) Deform© y (A) Abaqus©



(D)



(A)

Figura 3.23 Representación del estado de esfuerzos efectivo bajo el criterio de von Mises del dado al deformar una barra de acero AISI 1010 de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 9° de semi ángulo de reducción. (D) Deform© y (A) Abaqus©

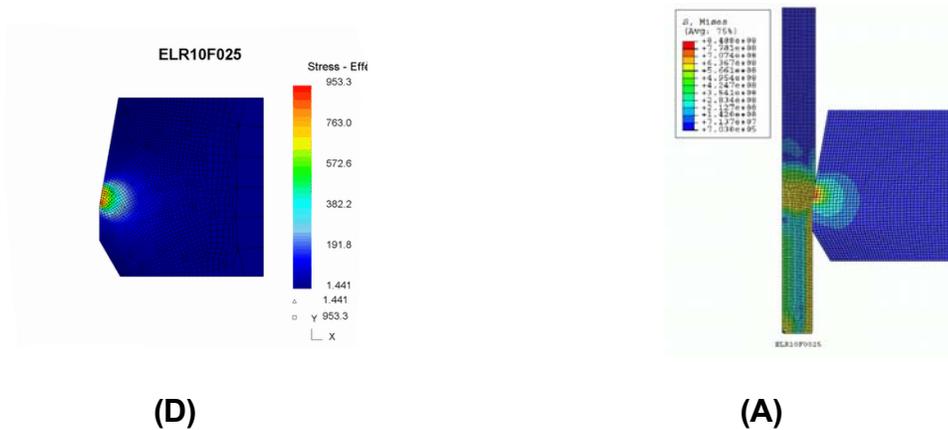


Figura 3.24 Representación del estado de esfuerzos efectivo bajo el criterio de von Mises del dado al deformar una barra de acero AISI 1010 de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 10° de semi ángulo de reducción. (D) Deform© y (A) Abaqus©.

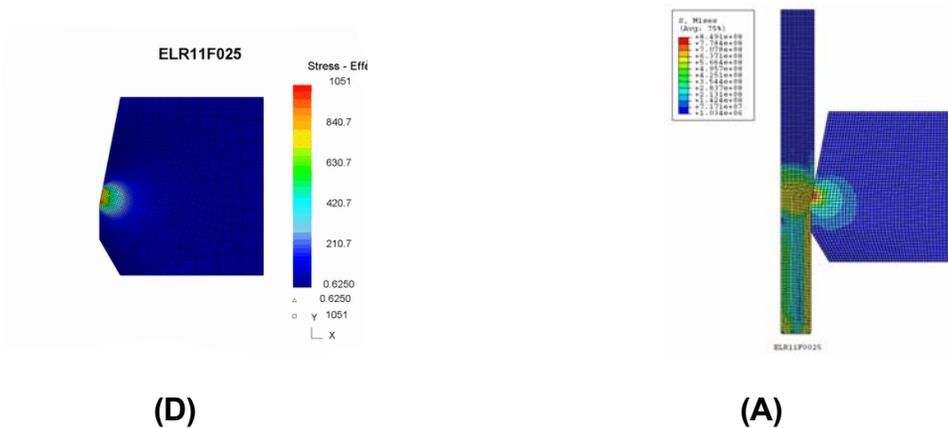


Figura 3.25 Representación del estado de esfuerzos efectivo bajo el criterio de von Mises del dado al deformar una barra de acero AISI 1010 de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 11° de semi ángulo de reducción. (D) Deform© y (A) Abaqus©.

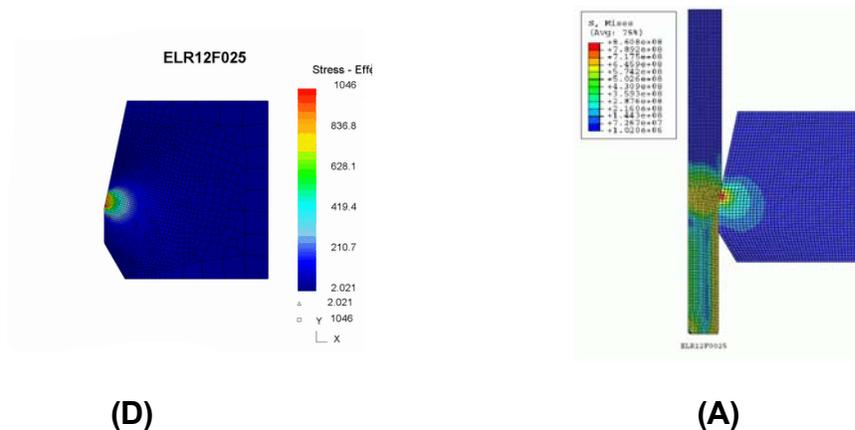


Figura 3.26 Representación del estado de esfuerzos efectivo bajo el criterio de von Mises del dado al deformar una barra de acero AISI 1010 de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 12° de semi ángulo de reducción. (D) Deform© y (A) Abaqus©.

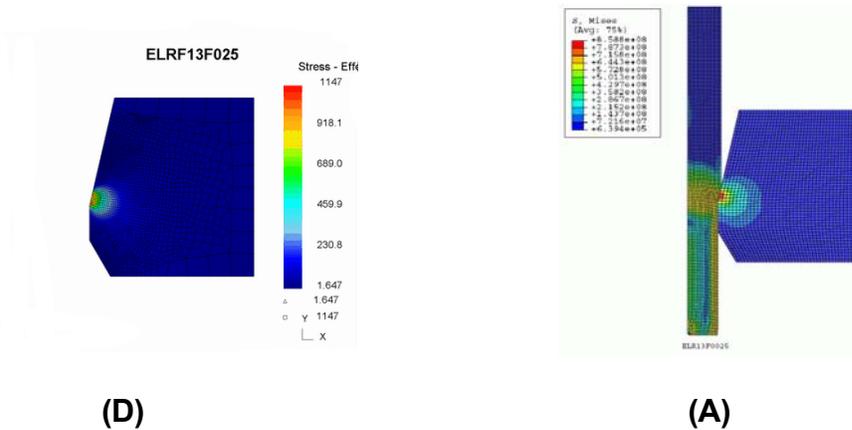


Figura 3.27 Representación del estado de esfuerzos efectivo bajo el criterio de von Mises del dado al deformar una barra de acero AISI 1010 de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 13° de semi ángulo de reducción. (D) Deform© y (A) Abaqus©

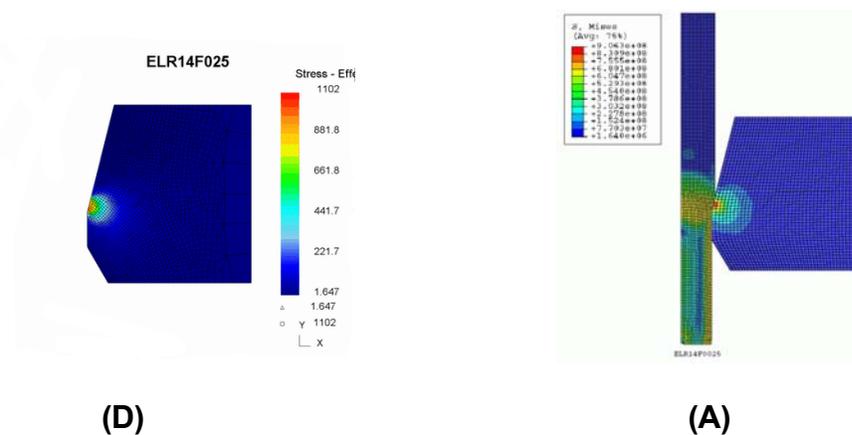


Figura 3.28 Representación del estado de esfuerzos efectivo bajo el criterio de von Mises del dado al deformar una barra acero AISI 1010 de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 14° de semi ángulo de reducción. (D) Deform© y (A) Abaqus©

Se observa en las figuras 3.19 - 3.28, que el dado presenta una distribución del estado de esfuerzos más localizada para los ángulos de reducción mayores y un estado de esfuerzos más distribuido en el dado para ángulos menores. Lo que lleva a concluir que el dado debe sufrir mayor desgaste en ángulos de reducción grandes además del inconveniente de incremento de la fuerza de estirado necesaria.

Un resultado interesante de la simulación ha sido el observar como una gran proporción del dado no está sometido a deformaciones importantes,

básicamente se debe a que el material tiene un alto módulo de elasticidad ($E=575[\text{GPa}]$), ésta información sirve para el diseño de óptimo de un dado.

Del estado de esfuerzo de cada uno de los casos de estudio (ver figura 3.19 – 3.28) se tomó lectura en la zona de estado estacionaria del valor máximo de esfuerzo al deformarse la barra, en la figura 3.29 se presenta en forma resumida.

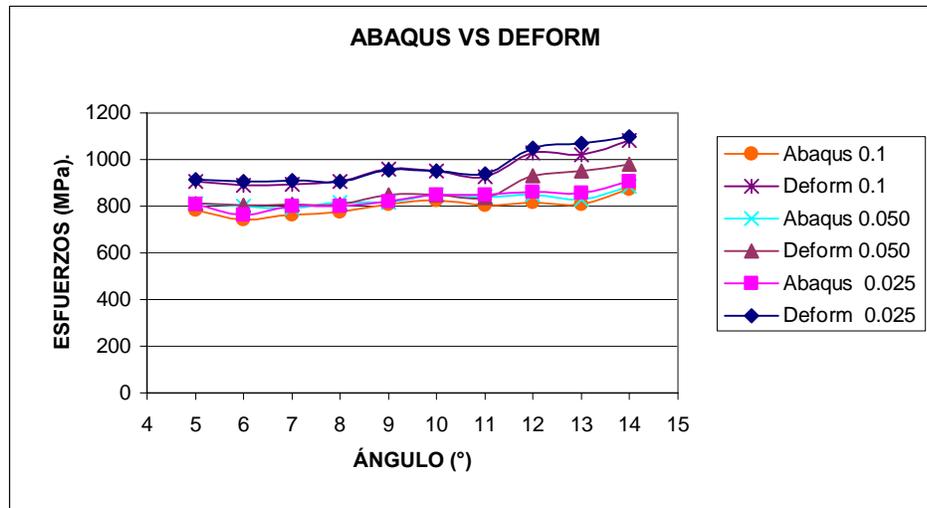


Figura 3.29 Valores de esfuerzo efectivo máximo según el criterio von Mises al deformarla barra de acero AISI 1010 de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción y semi ángulo de reducción. Valores obtenidos de simulación en Deform[®] y Abaqus[®].

Al comparar el estado de esfuerzos de los casos de estudio planteados, se puede concluir que el modelado es validado con el comportamiento de la figura 3.29, que predice una semejanza en magnitudes de resultados. Lo que indica que los solucionadores de ambos paquetes si convergieron al obtener la solución, sin embargo, la formulación matemática para integrar la carga son diferentes o bajo diferentes criterios, de ahí el cambio tan radical en los valores de carga presentada.

3.6 Deformación de la Barra y Dado, Calculados en Deform[®] y Abaqus[®]

De acuerdo con lo planteado en los objetivos de este trabajo queda por presentar el estado de deformaciones efectivas sobre la barra de acero AISI 1010 en un instante en que puede ser considerado en estado estacionario, para en caso de coeficiente de fricción 0.025 y para los ángulos 5° a 14°, Resultados obtenidos de las simulaciones en Deform[®] y Abaqus[®] respectivamente.

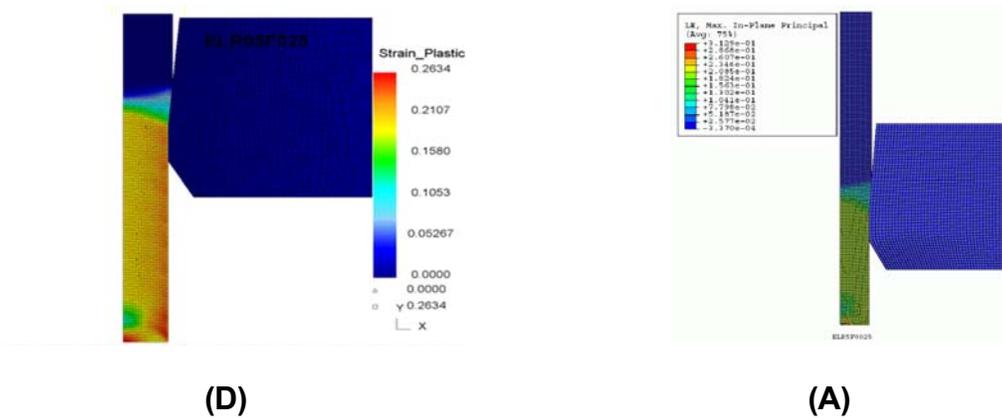


Figura 3.30 Representación del estado efectivo de deformaciones de la barra de acero AISI 1010 cuando se induce una reducción de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 5° de semi ángulo de reducción. (D) Deform[®] y (A) Abaqus[®].

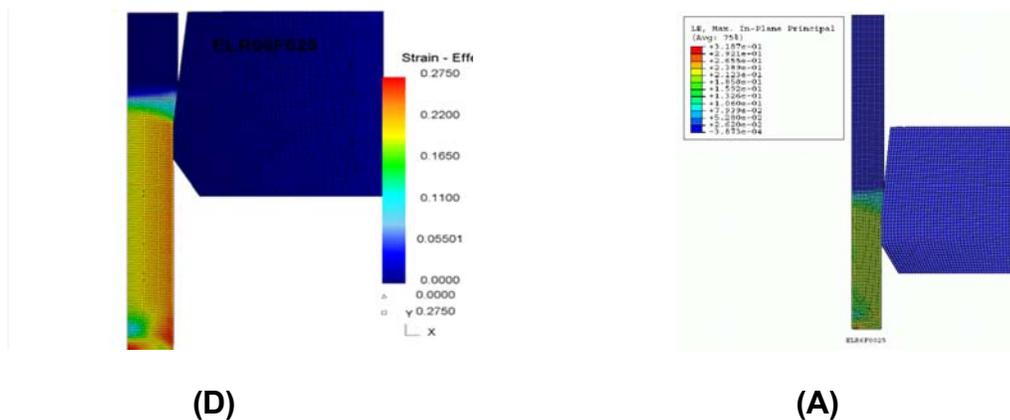
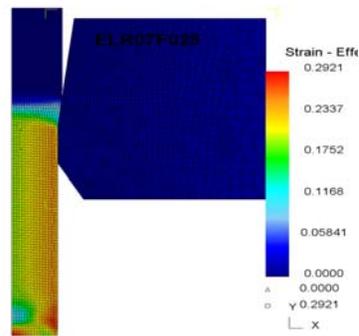
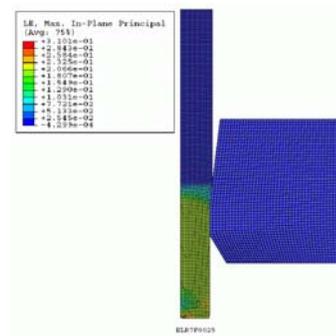


Figura 3.31 Representación del estado efectivo de deformaciones de la barra de acero AISI 1010 cuando se induce una reducción de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 6° de semi ángulo de reducción. (D) Deform[®] y (A) Abaqus[®]

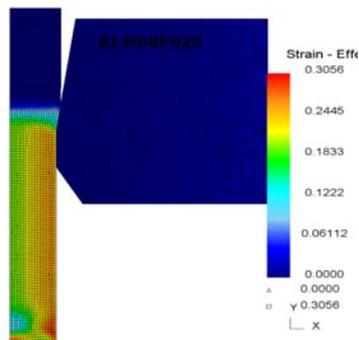


(D)

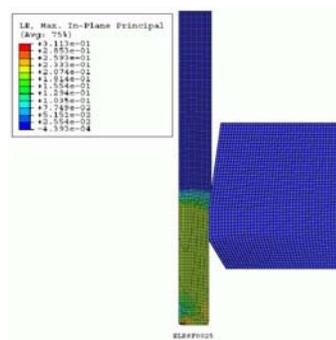


(A)

Figura 3.32 Representación del estado efectivo de deformaciones de la barra de acero AISI 1010 cuando se induce una reducción de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 7° de semi ángulo de reducción.

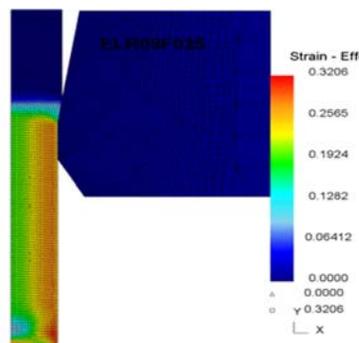


(D)

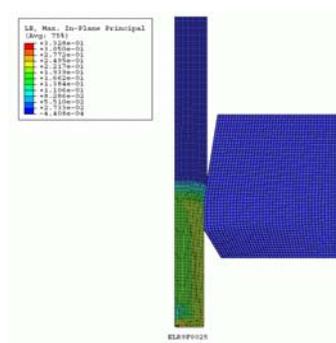


(A)

Figura 3.33 Representación del estado efectivo de deformaciones de la barra de acero AISI 1010 cuando se induce una reducción de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 8° de semi ángulo de reducción. (D) Deform© y (A) Abaqus©.

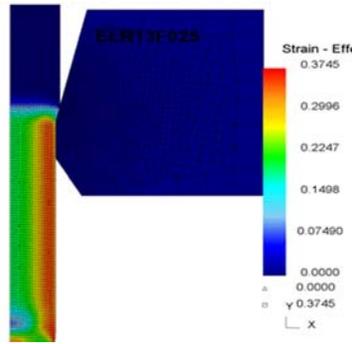


(D)

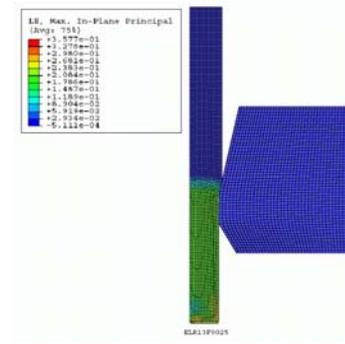


(A)

Figura 3.34 Representación del estado efectivo de deformaciones de la barra de acero AISI 1010 cuando se induce una reducción de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 9° de semi ángulo de reducción. (D) Deform© y (A) Abaqus©.

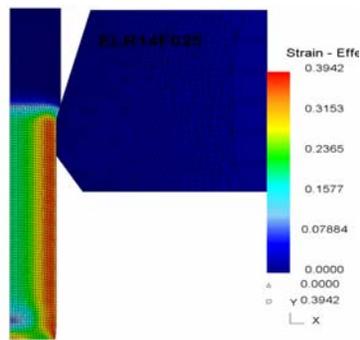


(D)

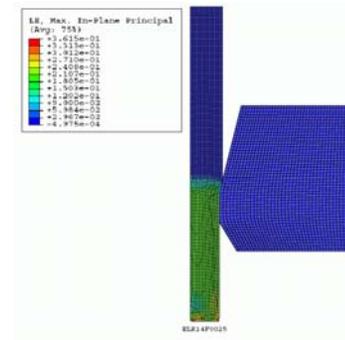


(A)

Figura 3.38 Representación del estado efectivo de deformaciones de la barra de acero AISI 1010 cuando se induce una reducción de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 13° de semi ángulo de reducción. (D) Deform© y (A) Abaqus©.



(D)



(A)

Figura 3.39 Representación del estado efectivo de deformaciones de la barra de acero AISI 1010 cuando se induce una reducción de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción 0.025 y 14° de semi ángulo de reducción. (D) Deform© y (A) Abaqus©

Del estado de deformación de cada uno de los casos de estudio (Ver figura 3.30 – 3.39) se tomó lectura del valor máximo de la deformación en la barra, el valor considerado se encuentra en la zona de estado estacionario, en la figura 3.40 se presenta en forma resumida.

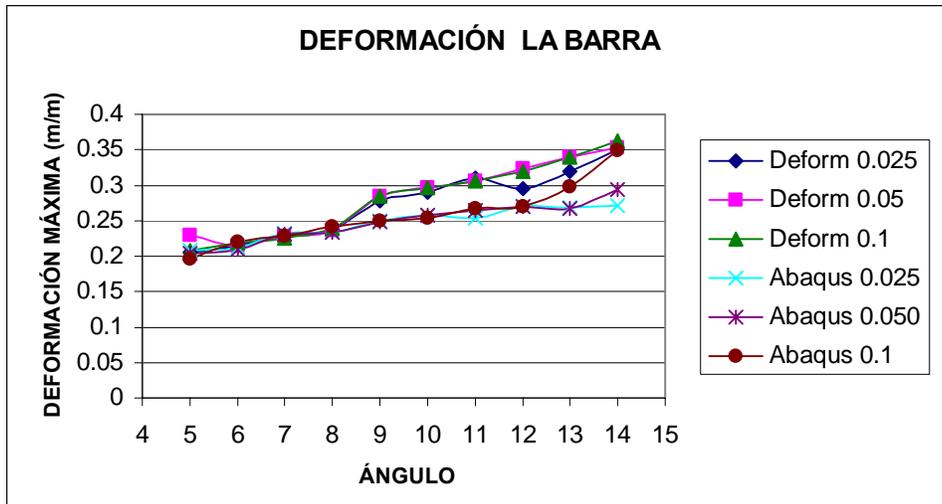


Figura 3.40 Valores de deformación máxima de la barra de acero AISI 1010 de 11[mm] a 10[mm], frente al coeficiente de fricción y semi ángulo de reducción, lecturas obtenidas de las simulaciones en Abaqus© y Deform©

Para el caso de la distribución del estado de deformación se observa en las figuras 3.30 – 3.39 un cambio del perfiles calculados, debido al porcentaje de deformación del 10%, se concentran las deformaciones en la superficie de la barra. En el caso un dado con ángulo de reducción más grande, la concentración es mas superficial, creando zonas más localizadas o salientes.

Las barras que han sido deformadas con ángulos más reducidos se aprecia una deformación más homogénea en toda la sección de la barra y no se aprecian zonas muertas “dead zone” en la zona de deformación del dado o al interior de la barra.

Cuando se compara el estado de deformaciones durante la simulación de los casos de estudio planteados, se puede concluir que el modelado es validado con el comportamiento de la figura 3.40, que predice una semejanza en resultados. Lo que indica que los solucionadores de cada uno de los paquetes si convergieron al obtener la solución.

CAPÍTULO 4 CONCLUSIONES

En el presente trabajo se simuló exitosamente en ambos paquetes de elementos finitos la herramienta, considerando a ésta como un elemento elástico, obteniendo los valores de carga para el proceso de trefilado los cuales se compararon a los calculados a partir de expresiones analíticas.

El haber modelado el dado como un elemento elástico, proporcionó información sobre la herramienta durante el proceso, identificando las zonas de mayor desgaste en la misma. Lo anterior además de contar con la flexibilidad para modificar parámetros e incluso simular una herramienta con otras propiedades mecánicas y sus efectos sobre la barra o alambre.

También se generó información para el diseño de dados, así como datos para calcular la potencia del motor necesaria para el estirado, definiendo la conveniencia de nuevas inversiones en herramientas.

De las simulaciones presentadas se concluye que, en el caso de la barra AISI 1010, la herramienta presenta un ángulo óptimo de 6° , lo cual coincide con lo reportado en la literatura para coeficientes de fricción de 0.025 y 0.05.

Sin embargo, para el caso de las herramientas con ángulos de reducción mayores de 10° y coeficientes de fricción de 0.025 y 0.05, las simulaciones predicen valores con diferencia de 50% entre Deform[®] y Abaqus[®], por lo tanto, la única forma de concluir cual es la mejor aproximación al proceso real es obtener lecturas de potencia de motores de una trefiladora.

En el caso de los resultados obtenidos en la barra se puede destacar que se obtienen los perfiles de tensiones residuales que aparecen debido a la deformación, tomándolas como información de la historia previa del material.

Un control adecuado de los parámetros del proceso puede reducir el perfil de tensiones residuales, que pueden relacionarse con el comportamiento mecánico de la barra o el alambre trefilado y modificarse en la etapa final del proceso. Información que puede ser instrumento para seleccionar una serie de tratamientos posteriores.

El paso por la última herramienta de reducción resulta importante debido a que al controlar el porcentaje de reducción y la velocidad puede cambiar en forma significativa el perfil de esfuerzos residuales, reduciendo las tensiones superficiales o cambiando el signo de las mismas.

Respecto a los paquetes utilizados Abaqus[®] y Deform[©] se puede concluir que el primero presenta una mayor flexibilidad en la designación de propiedades mecánicas del material, cuenta con una amplia gama de elementos y las condiciones de frontera también se pueden seleccionar en forma más específica. Se concluye que Deform[©] se encuentra más limitado respecto a Abaqus[®], sobre todo en trabajos de investigación y cuando se desea simular materiales novedosos.

También existe una gran diferencia en el tiempo de procesamiento, Abaqus[®] presenta ventajas importantes, el principal de éste es la especialización que se requiere en el manejo del mismo.

Trabajos Futuros.

Este estudio ha permitido plantear algunos temas a desarrollar dentro de esta línea de trabajo:

- En la industria el estirado de barra o alambre se realiza a través de un tren de dados en forma continua, es decir, cambio de sección transversal en forma gradual. Por lo tanto, un tema de interés es la simulación del proceso de estirado con tren de dados.
- Se debe evaluar el efecto de la temperatura sobre la herramienta y la barra o alambre
- En el caso de figuras de sección transversal que no presenten planos o ejes de simetría, la simulación de éste proceso en 3D proporcionaría información importante para el diseño de los herramientas.

Referencias

[Arvizur B 1989] Avitzur B. Flow throug dies. Update – 1989”. Wire Industry, pp. 243 – 249, April 1989.

[Atienza R. J. 2003] “Tensiones residuales en alambres de acero trefilados”, Tesis Doctoral, UPM, España 2003.

[Billigmann J. y Feldmann H.D. 1979],”Estampado y Prensado a Máquina”, Segunda Edición, Editorial Reverté, S. A., 1979.

[Campos H. B. y Cetlin P. R. 1998] Campos H. B., Cetlin P. R., “The influence of die semi – angle and the coefficient of friction on the uniform tensile elongation of draw copper bars”. Journal of Materials Processing Technology, vol. 80 – 81, pp. 388 – 391, 1998.

[Chenot J. L. 1997] Chenot J. L. “News trends in finite element modeling of metal forming processes”. Computational Plasticity, pp 209 – 223, Barcelona 1997.

[Critescu 1980] Critescu. “On the optimum die angle in fast wire drawing”. Journal of Mechanical Working Technology, vol. 3, pp. 275 – 287, 1980.

[Curtis F. G. y Patrick O. W. 1999], “Análisis Numérico con aplicaciones”, Sexta edición , Editorial Pearson Education, 1999.

[Dieter G.E.] “Mechanical Metallurgy” Metric Editions, Materials Science & Metallurgy

[Doege E. et al. 2000a] Doege E., Kröff A., Massai A. “Stress and strain analysis of automated multistage fem -simulation of wiredrawing considering the backward force”. Wire Journal International, pp. 144 – 149, May 2000.

[Doege E. et al. 2000b] Doege E., Kröff A., Rotarescu M.I. “FEM analysis of wire drawing regarding the materials damage”. Wire Journal International, pp. 144 – 149, May 2000.

[Dove A.B. 1983] Dove A.B. “The past, present and future of the steel wire industry”. Wire Journal, pp. 58-65, November 1983.

[Enghag P. O. et al.] Enghag P., Larsson R., Petterson K. “Computer program for the calculation of drafting, drawing forces and drawing power”. Wire Industry, pp. 570 – 577, 1997.

[Gerhardt J. y Tekkaya A. E. 1997] Gerhardt J., Tekkaya A. E. “Applications of the finite element method on the determination of residual stresses in drawing and estrusion”. Computational Plasticity, pp. 1037 – 1050, Barcelona 1997]

[Godfrey H. et al. 2000] Godfrey H., Richards F., Sason S. “The benefits of using wiredrawing dies with smaller included angles and longer nibs”. Wire Journal International, pp. 102 – 113, June 2000.

[Golis B. 2001] Golis B. “The drawing process and the possibility of its improvement: Part I”. Wire Journal International, pp. 256 – 259, March 2001.

[Gotoh M. y Ishise F 1978] Gotoh M., Ishise F. “A Finite element analysis of rigid – plastic deformation of the flange in a deep drawing process based on a fourth degree yield function”. Int. Journal on Mechanical Science, vol 20, pp. 423 – 435, 1978.

[Kurt L. 1985], “Handbook of Metal Forming”, McGraw – Hill Book 1985.

[Nakagiri A. et al. 2000a] Nakagiri A., Yamano T., Konaka M., Asakawa M., Sasaki W., Yoshida K. “ Behavior of residual stress and drawing stress in conical – type die and circle type die drawing by FEM simulation an experiment”. Wire&Cable Technical Symposium, pp. 83 – 92, junio 2000.

[Nakarigi A. et al 2000b] Nakarigi A., Yamano T., Konaka M., Yoshida K., Asakawa M. “Chevron crack and optimum drawing condition in the diagram of mean stress and die wire contact length ratio by FEM simulation”. Wire&Cable Technical Symposium, pp.75 – 82, June 2000.

[Neimarlija N. 1988] Neimarlija N. “Experimental testing and numerical simulation of temperature field in dies for dry steel wiredrawing” Wire Journal International, pp. 74 – 83, January 1988.

[Noyan I.C. y Cohen J. B. 1987] Noyan I.C., Cohen J. B. “Residual stresses: Measurement by diffraction and interpretation”. Ed. Springer – Verlag, 1987.

[Oñate E. 1995] Oñate E. ”Análisis de procesos de conformado de metales por el método de los elementos finitos. Posibilidades y Perspectivas” CIMNE No72, octubre 1995.

[Renz P. et al 1996] Renz P., Steuff W., Kopp R.. “Possibilities of influencing residual stresses in drawn wires and bars”. Wire Journal International, pp. 64 – 69, January de 1996.

[Rowe G.W. 1979], "Elements of Metalworking Theory", First published 1979. Edward Arnold

[Sawamiphakdi K. et al 1990] Sawamiphakdi K., Kropp P. K., Lahoti G. D. “Investigation of residual stresses in draw wire by the finite element method”. Journal of Engineering Materials and Technology, vol 112, pp. 231 – 235. April 1990.

[Shemenski R.M. 1999a] Shemenski R.M. “Our technical roots in wire drawing”. Wire Journal International, pp 166 – 183, April 1999.

[Shemenski R.M. 1999b] Shemenski R.M. “Wire drawing by computer simulation”. Wire Journal International, pp 166 – 183, April 1999.

[Symmons G. R. et al 1993] Symmons G. R., Stokes M. R., McAllister P. B., Ggroombridge D. R. “Computer simulation of an industrial wire drawing process”. Advances in Engineering Plasticity and its Applications, pp. 937 – 942, 1993.

[Tang S. C et al 1982] Tang S. C., Chu E., Samanta S. K.. ” Finite element prediction of the deformed shape of an automotive body panel during performed stage”. NUMIFORM 82, PP. 629-640, Swansea 1982.

[Tekkaya A. E. 1997] Tekkaya A.E. “State - of - the - art of simulation of sheet metal forming” Journal of Materials Processing Technology, vol. 103, pp. 14 – 22, 2000.

[Toh C. H. y Kobayashi S. 1983] Toh C. H., Kobayashi S. “ Finite element process modeling of sheet metal forming of general shapes”. Grundlugen der Umformtechnik I, pp. 39 – 56, Berlin 1983.

[Vijaryakar S. et al 1995] Vijaryakar S., Starinshak T. W., Prakash A., Kot K. M., Bhagwat A. W. “Optimization of die geometry and drawing parameters in high – strength cord production”. Wire Journal International, pp. 78 – 83 novembre 1995.

[Woo D.M. 1968] Woo D.M. “ On the complete solution of the deep – drawing problem”. Int. Journal Mech. Science, vol. 10, pp. 83 – 94, 1968.

[Wright R. 1997] Wright R. “Physical conditions in the lubricant layer”. Wire Journal International, pp. 88 -92, august 1997.

[Xing H. L y Makinouchi A. 1997] Xing H. L., Makinouchi A. “3D thermal – elastic – plastic FEM in finite deformation and its application to non – isothermal sheet forming”. Computational Plasticity, pp. 1445 – 1452, 1997.