



PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATOLICA DE CHILE
ESCUELA DE INGENIERIA

ANÁLISIS DEL PROCESO DE TREFILADO DE TUBOS

JORGE PEÑA MARTÍNEZ

Tesis presentada a la Dirección de Investigación y Postgrado
como parte de los requisitos para optar al grado de
Magister en Ciencias de la Ingeniería

Profesor Supervisor:
DIEGO J. CELENTANO

Santiago de Chile, Octubre 2008

© MMVIII, JORGE ANDRÉS PEÑA MARTÍNEZ



PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATOLICA DE CHILE
ESCUELA DE INGENIERIA

ANÁLISIS DEL PROCESO DE TREFILADO DE TUBOS

JORGE PEÑA MARTÍNEZ

Miembros del Comité:

DIEGO J. CELENTANO

JORGE RAMOS GREZ

ALBERTO MONSALVE GONZÁLEZ

MICHEL VAN SINT JAN

Tesis presentada a la Dirección de Investigación y Postgrado
como parte de los requisitos para optar al grado de
Magister en Ciencias de la Ingeniería

Santiago de Chile, Octubre 2008

© MMVIII, JORGE ANDRÉS PEÑA MARTÍNEZ

A mis abuelos Jorge y Lorenzo

AGRADECIMIENTOS

Expreso un agradecimiento a mi profesor guía Dr. Diego J. Celentano por la orientación y el apoyo que me brindó durante la realización de esta tesis.

A mi familia por el apoyo que me otorgaron.

Al personal del departamento de ingeniería mecánica y metalúrgica en especial al Sr. Patricio Pérez.

ÍNDICE GENERAL

AGRADECIMIENTOS	iv
ÍNDICE DE FIGURAS	viii
ÍNDICE DE TABLAS	xi
Resumen	xii
Abstract	xiii
Capítulo 1. Introducción	1
1.1. Breve descripción del proceso de trefilado	1
1.2. Motivación	2
1.3. Estado de arte	2
1.4. Hipótesis y objetivos del problema de investigación	3
1.5. Metodología del estudio y resultados esperados	3
1.6. Contenido y organización de la tesis	4
1.6.1. Capítulo 1: Introducción	4
1.6.2. Capítulo 2: Marco teórico	4
1.6.3. Capítulo 3: Caracterización experimental	4
1.6.4. Capítulo 4: Simulación numérica del proceso de trefilado de tubos	4
1.6.5. Capítulo 5: Conclusiones	4
Capítulo 2. Marco teórico	5
2.1. Descripción del proceso de trefilado	5
2.1.1. Carga de trefilado	5
2.1.2. Principales parámetros del proceso de trefilado	6
2.1.3. Fricción en el proceso de trefilado	7
2.1.4. Ángulo óptimo	8
2.2. Cálculo mediante métodos analíticos	8
2.2.1. Método de la deformación homogénea	8
2.2.2. Método VarSLAB	9
2.2.3. Método de Siebel	10

2.2.4.	Método de la frontera superior	10
2.2.5.	Método GVB	12
2.3.	Análisis mediante la mecánica del continuo	15
2.3.1.	Ecuaciones básicas	15
2.3.2.	Ecuaciones constitutivas de la plasticidad	16
2.3.3.	Modelo mecánico de contacto y fricción	20
2.3.4.	Formulación de elementos finitos	20
Capítulo 3.	Caracterización experimental	23
3.1.	Definición del material	23
3.2.	Trefilación en laboratorio	26
3.2.1.	Dado de trefilación	26
3.2.2.	Trefilación sin lubricación	28
3.2.3.	Trefilación con lubricación	29
3.3.	Medición del espesor resultante	34
Capítulo 4.	Simulación numérica del proceso de trefilado de tubos	36
4.1.	Introducción	36
4.2.	Simulación del ensayo de tracción	36
4.3.	Simulación de trefilado	41
4.3.1.	Nomenclatura del análisis	41
4.3.2.	Estimación del coeficiente de roce	44
4.3.3.	Simulación numérica de trefilado	45
4.4.	Simulación de trefilado en tres dimensiones	57
4.5.	Validación de la simulación numérica mediante cálculos analíticos de la tensión de trefilado	59
4.6.	Variación del semi-ángulo en el dado de trefilación	60
4.6.1.	Fuerza necesaria para realizar el trefilado	61
4.6.2.	Tensiones máximas durante el proceso de trefilación	61
4.6.3.	Tensiones residuales luego del proceso de trefilación	62
4.6.4.	Resultados finales del análisis de sensibilidad en el semi-ángulo del dado	65
Capítulo 5.	Conclusiones	69

BIBLIOGRAFIA	73
ANEXO A. Normas ASTM	75
A.1. Designation: A370 97a. Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products	75
A.1.1. Velocidad de ensayo	75
A.1.2. Marcas de medición de deformación longitudinal	75
A.1.3. Ensayo de probetas tubulares	75
ANEXO B. Ajuste curva de simulación para tubo trefilado	77

ÍNDICE DE FIGURAS

1.1	tipos de trefilación en alambres y tubos	1
2.1	Contribución de las diferentes energía al total de la carga de trefilado	5
2.2	Parámetros constitutivos del proceso de trefilado	6
2.3	Distribución según método SLAB	9
2.4	Esquema de la trefilación de tubos	11
2.5	Diagrama de fuerzas en el trefilado	13
2.6	División infinitesimal del proceso de trefilación	14
2.7	Superficies y curvas de fluencia según criterio de Von Mises y Tresca	19
3.1	Probetas tubulares para el ensayo de tracción	23
3.2	Ensayo de tracción de probetas tubulares	24
3.3	Probetas tubulares trefiladas para el ensayo de tracción (USACH)	25
3.4	Comparación entre ensayos de tracción PUC-USACH en probetas trefiladas	26
3.5	Ensayo de tracción de probetas tubulares trefiladas (PUC)	27
3.6	Plano del dado de trefilación	27
3.7	Dado de trefilación	28
3.8	Máquina de tracción Instron, usada en el ensayo de trefilación	29
3.9	Portadado para máquina de tracción Instron	29
3.10	Ensayo de trefilación a $1 \frac{mm}{min}$	30
3.11	Ensayo de trefilación $100 \frac{mm}{min}$	30
3.12	Ensayo de trefilación $500 \frac{mm}{min}$	31
3.13	Lubricante para trefilación	31
3.14	Ensayo de trefilación lubricado $10 \frac{mm}{min}$	32
3.15	Ensayo de trefilación lubricado $100 \frac{mm}{min}$	33
3.16	Ensayo de trefilación lubricado $500 \frac{mm}{min}$	33
3.17	Medición de espesor final del tubo trefilado en laboratorio	34
4.1	Malla del ensayo de tracción	37
4.2	Curvas de simulación numéricas y experimental del ensayo de tracción	38

4.3	Deformación plástica efectiva de la simulación numérica del ensayo de tracción para el nivel de deformación ingenieril de ruptura del 20%.	39
4.4	Disminución de la relación del diámetro externo del tubo durante el ensayo de tracción	40
4.5	Evolución de la tensión verdadera versus deformación verdadera durante el ensayo de tracción	42
4.6	Líneas de medición en el tubo durante la simulación	42
4.7	Puntos de medición en la zona de contacto entre el tubo y el dado, durante la simulación	43
4.8	Malla de la simulación de trefilación	45
4.9	Separación del tubo durante la simulación	46
4.10	Ajuste de la separación del tubo durante la simulación	46
4.11	Resultados de la simulación de trefilación: Esfuerzo de Von Mises	47
4.12	Resultados de la simulación de trefilación: Presión	47
4.13	Resultados de la simulación de trefilación: Deformación Plástica Efectiva	48
4.14	Carga final de trefilado en la simulación	49
4.15	Perfil de esfuerzos de Von Mises	49
4.16	Perfil de la deformación plástica efectiva	51
4.17	Perfil de la Presión	52
4.18	Evolución del esfuerzo de Von Mises en el contorno externo del tubo	52
4.19	Evolución del esfuerzo de Von Mises en el contorno interno del tubo	53
4.20	Evolución del esfuerzo de Von Mises en la fibra neutra del tubo	53
4.21	Esfuerzos residuales en el tubo trefilado	54
4.22	Perfil de esfuerzos residuales de Von Mises	55
4.23	Perfil de tensiones en el corte 4 por componentes	55
4.24	Perfil de tensiones residuales por componentes	56
4.25	Espesor final del tubo en la simulación	56
4.26	Malla en tres dimensiones usada en la simulación por elementos finitos	58
4.27	Tensiones de Von Mises para la simulación de trefilación en tres dimensiones	58
4.28	Detalle de la distribución de tensiones de Von Mises para la simulación del trefilado en tres dimensiones	59
4.29	Carga necesaria para realizar la trefilación	60
4.30	Carga promedio de trefilación	62
4.31	Tensiones de Von Mises máximas durante la trefilación	63

4.32	Tensiones residuales de Von Mises máximas	64
4.33	Tensiones residuales de Von Mises mínimas	64
4.34	Tensiones de Von Mises durante el trefilado	66
4.35	Tensiones residuales de Von Mises después del trefilado	67
4.36	Factores que determinan el mejor ángulo para realizar el trefilado	68
A.1	Especificaciones del alma de relleno en probetas circulares	76
B.1	Curvas ensayo de tracción simulado y reales	77

ÍNDICE DE TABLAS

3.1	Composición química del acero al carbono SAE 1020	23
3.2	Tabla medición de espesor final del tubo trefilado en laboratorio	35
4.1	Diámetros finales observados en la simulación y en los ensayos de tracción	40
4.2	Tabla comparación de espesores finales	57
4.3	Resultado métodos analíticos	59
4.4	Fuerza promedio de trefilación	61
4.5	Tensiones máximas de Von Mises durante la trefilación	62
4.6	Tensiones residuales de Von Mises luego del proceso de trefilación	65
4.7	Espesor final del tubo luego del proceso de trefilación	65

RESUMEN

El presente trabajo consiste en la definición y descripción de un proceso particular de trefilación realizado por la empresa TREFIMET. Se realizó un conjunto de análisis con variaciones del proceso, de manera de poder exponer distintas opciones de estudio y resultados útiles para definir y explicar completamente dicho proceso. La metodología constó de 3 etapas. La primera de definición del material mediante distintos ensayos de laboratorio, una segunda de análisis del proceso mediante una simulación realizada utilizando elementos finitos y, en paralelo, una tercera que consistió en una trefilación controlada en laboratorio, de manera de poder usarla como comparación y a la vez validación de la simulación anteriormente descrita. Los resultados fueron satisfactorios, logrando una excelente validación que permitió identificar distintos factores que podrían ayudar a mejorar el proceso actual o bien servir para predecir el comportamiento de otros procesos sin la necesidad de realizarlos físicamente.

ABSTRACT

The present work consists of the definition and description of a particular tube drawing process accomplished by TREFIMET. A set of analysis with variations of the drawing process was made, in order to establish options of study and useful results to define and to explain the aforementioned process completely. The methodology consisted of 3 stages. The first one encompassed a definition of the intervening material using several laboratory tests, a second one is a process analysis made by a simulation based on finite elements and, in tandem, a third one that consisted of a tube drawing performed at laboratory scale, to be used for comparison and at the same time validation of the simulation previously described. The obtained results were satisfactory, achieving an excellent validation that allowed the identification of several factors that would contribute to improve the current process or get better prediction tools of the behavior of other processes without the need of accomplishing them physically.

Capítulo 1. INTRODUCCIÓN

1.1. Breve descripción del proceso de trefilado

La trefilación es uno de los procesos de conformación de metales más comunes. Éste consiste en cambiar y/o reducir la sección de una barra, traccionándola a través de un dado cónico (Vial & Negroni, 1999). La trefilación puede ser usada en diversos materiales para generar variadas formas finales no necesariamente circulares (Bayoumi, 2001). Este proceso se realiza en frío y es posible trefilar tanto barras huecas como barras rellenas. La trefilación de barras huecas o tubos se puede realizar de cuatro maneras: sin herramientas, con pepa fija, con pepa flotante o bien con mandril (Bruni, Forcellese, Gabrielli, Simoncini, & Montelatici, 2007). En este último caso, no es posible asegurar un espesor preciso en el tubo trefilado, aunque éste tiende a mantener un espesor similar al original. En la Figura 1.1 es posible observar los diferentes tipos de trefilación más comunes. Éstos son: *a)* trefilado sin herramienta, *b)* trefilado con pepa fija, *c)* trefilado con pepa flotante y finalmente *d)* trefilado con mandril.

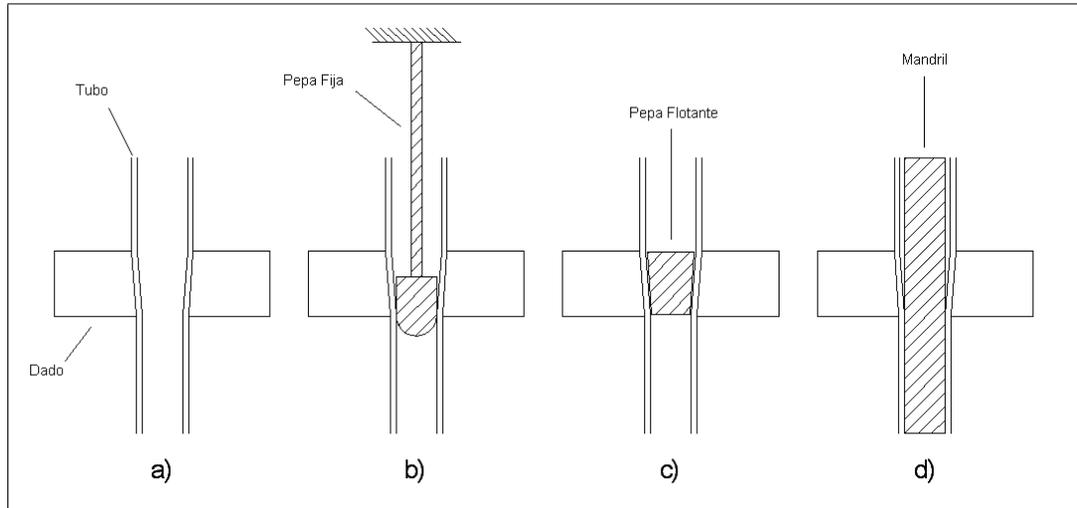


Figura 1.1. tipos de trefilación en alambres y tubos

Una de las ventajas de este proceso es el excelente acabado superficial del producto obtenido (Kwan, 2002), además de que generalmente implica un bajo costo en comparación con los demás procesos de conformación de tubos. También es importante el hecho de que, como es un proceso realizado en frío, las propiedades mecánicas del metal se ven afectadas, lo cual puede ser beneficioso según el uso que se le vaya a dar al producto final (Moon, Lee, & Tyne, 2005).

1.2. Motivación

Actualmente los procesos industriales tienen la necesidad de una mejora continua, volviéndose más eficientes y por consiguiente de menor costo y más alta productividad. Dentro de estos procesos, uno de los más comunes en el conformado de tubos es el de trefilado el cual, aunque es uno de los procesos con mayor relevancia industrial, no ha sido tan ampliamente estudiado como sería esperable ya que muchos de sus parámetros y condiciones de operación no se conocen aún con certeza (Dai & Wang, 2000).

La presente tesis describe a continuación la definición y análisis, mediante el uso de variadas herramientas ingenieriles, de un proceso de trefilación de tubos el cual fue amplia y detalladamente estudiado, de modo de poder esclarecer y definir cada uno de los factores involucrados y la influencia que éstos tienen dentro del proceso mismo.

1.3. Estado de arte

Actualmente el proceso de trefilado se ha mantenido prácticamente invariado con el paso del tiempo, principalmente debido a la simplicidad del mismo. Sin embargo, la forma en que este proceso se analiza ha tenido un rápido desarrollo, principalmente impulsado por nuevas tecnologías y metodologías. Gracias a este desarrollo, las conclusiones obtenidas a partir de estos análisis son más certeras y capaces de prever el comportamiento que el material tendrá in situ, haciendo de esta investigación una herramienta más valiosa y necesaria para todas aquellas empresas que deseen aumentar la eficiencia de su manufactura con la consiguiente reducción de costos que esto conlleva (Dixit & Dixit, 1995).

Los métodos más usados actualmente para el análisis en detalle de la trefilación van desde fórmulas analíticas hasta complejas simulaciones realizadas mediante elementos finitos, pasando siempre por análisis de laboratorio y en planta del proceso estudiado. Dentro de las formulaciones analíticas, las más comunes son la de deformación homogénea, SLAB, y el método de la frontera superior (Luis, León, & Luri, 2005), los cuales serán descritos más adelante. Existen también modelos más precisos y modernos de análisis analíticos los cuales también se estudiarán en esta tesis.

1.4. Hipótesis y objetivos del problema de investigación

La hipótesis de este trabajo es que mediante un estudio basado en una simulación numérica del proceso, validadas por observaciones en laboratorio y apoyadas en la base de cálculos analíticos, es posible definir el proceso de trefilación de tubos, de manera de proponer mejoras para el proceso y ser capaz de usar estas condiciones para predecir resultados de conformados similares y/o complementarios, minimizando la necesidad del uso de prototipos y pruebas en planta industrial.

El objetivo principal de esta tesis es definir en detalle el proceso de trefilado de tubos. En particular, se propone analizar uno de los procesos de trefilados de tubo sin pepa de una etapa o pasada realizado por la empresa TREFIMET. Ésta es una empresa nacional que se dedica principalmente al rubro de la manufactura de lanzas para oxígeno, las cuales son usadas para inyectar este gas en los procesos de fundición. En una primera instancia se abordará la definición del conformado en estudio, la cual consiste en la caracterización tanto del material como del proceso en sí, definiendo uno a uno sus parámetros constitutivos y operativos. Dentro de los objetivos específicos encontramos:

- 1) Definición de los parámetros del material base.
- 2) Definición de las fuerzas de trefilado mediante experiencias de trefilación en laboratorio.
- 3) Definición y validación de trefilado mediante el uso de simulación numérica.
- 4) Comprobación analítica de los resultados obtenidos anteriormente.

1.5. Metodología del estudio y resultados esperados

Inicialmente se definirá el material mediante la determinación de los parámetros constitutivos usando ensayos de tracción. De este modo será posible determinar los límites de fluencia y de ruptura necesarios para el planteamiento del modelo. Luego, se realizará una trefilación controlada en laboratorio con la cual se determinará la fuerza necesaria para llevar a cabo el proceso y posibles parámetros anexos. A partir de las propiedades del material obtenidas en el ensayo de tracción, se realizará la simulación numérica del proceso de trefilado de tubos. Los resultados de este análisis se validarán experimentalmente y se sentarán las bases para la predicción de procesos similares. Finalmente se buscará revalidar estos resultados usando modelos analíticos clásicos y de vanguardia (Luis et al., 2005).

Dentro de los resultados que se obtendrán, se espera que la diferencia que se observe entre los resultados obtenidos mediante los modelos analíticos, la simulación numérica realizada mediante el uso del método de elementos finitos y la caracterización experimental, en este caso la experiencia de laboratorio, se encuentre dentro de un error aceptable para considerar la validez de las capacidades de la simulación para predecir las condiciones que se obtendrán bajo otras condiciones de trabajo.

1.6. Contenido y organización de la tesis

1.6.1. Capítulo 1: Introducción

Se comenta brevemente, y de manera general, el problema estudiado y los objetivos que la tesis propone.

1.6.2. Capítulo 2: Marco teórico

Describe la teoría relacionada con el problema estudiado, tanto a nivel del proceso de trefilado mismo, como de los fundamentos en el modelo del comportamiento del material necesario para abordarlo.

1.6.3. Capítulo 3: Caracterización experimental

En este capítulo se explica cómo se desarrollaron las distintas experiencias de laboratorio necesarias para realizar las validaciones del proceso y obtener los datos referenciales.

1.6.4. Capítulo 4: Simulación numérica del proceso de trefilado de tubos

En este capítulo se describe cómo se realizó el análisis por elementos finitos, sus distintas etapas de desarrollo, los supuestos involucrados, los resultados que se obtuvieron, y la validación experimental de los mismos. Además, se comparan dichos resultados con los proporcionados por métodos analíticos y con los valores medidos en el laboratorio.

1.6.5. Capítulo 5: Conclusiones

Este capítulo muestra las conclusiones del trabajo y plantea posibles futuras líneas de investigación que surgen a partir del mismo.

Capítulo 2. MARCO TEÓRICO

2.1. Descripción del proceso de trefilado

2.1.1. Carga de trefilado

Sin importar la forma en que se esté analizando un problema de trefilado, ni las características geométricas de éste, siempre la carga necesaria para llevar a cabo la operación estará asociada a tres grandes componentes energéticos (Avitzur, 1983): la energía interna de deformación, la energía redundante de deformación y la energía necesaria para superar el roce que existe entre el material trefilado y el dado. En la figura 2.1, es posible observar cómo se distribuyen las distintas energías según el semi-ángulo del dado y la carga relativa. De este modo, a medida que el semi-ángulo del dado disminuye, aumenta la energía perdida producto de la fricción. Sin embargo, otros factores tales como la resistencia al corte aumentan. Es por esta razón que existe un ángulo en el cual se minimiza la combinación de estas distintas energías con tendencias contrarias en el proceso de conformado en estudio. Cada una de estas componentes debe ser calculada por separada en el caso de usar un método analítico para determinar la carga total de trefilado, la cual será la resultante de todos los esfuerzos anteriormente calculados.

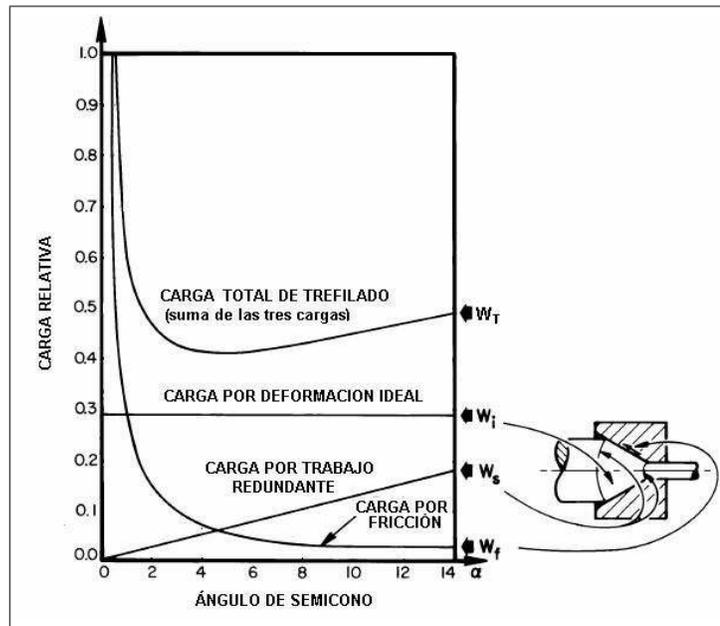


Figura 2.1. Contribución de las diferentes energía al total de la carga de trefilado (Avitzur, 1983)

2.1.2. Principales parámetros del proceso de trefilado

Son variados los parámetros que influyen en la definición de un proceso de trefilado, la carga necesaria para realizarlo y las condiciones bajo las cuales se desarrollará. Sin embargo, éstos se pueden reunir en dos grandes grupos. Por un lado están todos los factores geométricos propios del elemento a trefilar y del dado con el cual se está realizando el trefilado, y, por otro lado, se encuentra el roce entre ellos el cual estará definido por factores como la calidad superficial de los materiales involucrados y la posible presencia de lubricación durante el proceso.

2.1.2.1. Parámetros geométricos del trefilado

En la Figura 2.2, es posible observar los principales parámetros geométricos de un proceso de trefilado normal (Palacios, 2006), donde:

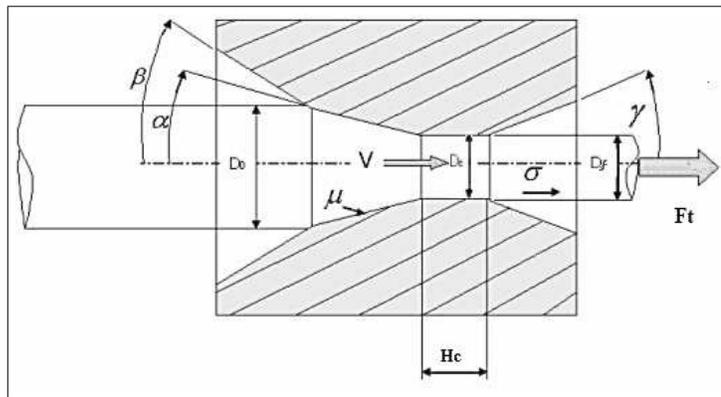


Figura 2.2. Parámetros constitutivos del proceso de trefilado (Palacios, 2006)

D_o : diámetro de entrada del material.

D_f : diámetro de salida del material trefilado.

F_t : fuerza de trefilado.

V : velocidad del material.

σ_t : tensión de trefilado.

α : semi-ángulo de trabajo.

β : semi-ángulo de entrada.

γ : semi-ángulo de salida.

H_c : paso recto o largo del cilindro de calibración.

D_c : diámetro del cilindro de calibración.

2.1.3. Fricción en el proceso de trefilado

Es posible observar en la Figura 2.2, que a la fricción normalmente se la caracteriza por medio de la variable μ que representa al coeficiente de roce entre el material y el dado usado en la trefilación. Existen variadas definiciones para este parámetro, las cuales dependerán de distintos factores tales como la rugosidad superficial (Avitzur, 1983; Rubio, González, Marcos, & Sebastián, 2006)

1. Ley de fricción de Coulomb: Supone que el esfuerzo tangencial de contacto τ es proporcional a la presión normal de contacto p entre la pieza y el dado. Entonces, podemos definir esta relación como:

$$\tau = \mu p \quad (2.1)$$

donde μ representará al coeficiente de fricción de Coulomb, el cual se supone constante para un dado, una pieza de trabajo y un lubricante dado (Martínez, Hader, Cruz, & Luis, 2007; Palacios, 2006).

2. Ley de fricción constante de Tresca: Supone que el esfuerzo de corte es proporcional a la carga realizada sobre el material. Este coeficiente, conocido también como el coeficiente de Tresca, queda definido entonces por:

$$\tau = m \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \quad (2.2)$$

donde m será el coeficiente de roce constante dado para las condiciones de la experiencia, tal que σ_0 representa el esfuerzo de fluencia del material. Este coeficiente está definido por un valor mínimo de 0, para el cual no existe roce alguno y un valor máximo de 1 (Martínez et al., 2007; Palacios, 2006).

3. Roce hidrostático: Cuando una fina capa de lubricante separa el dado de la pieza, prevalece este tipo de roce. El factor principal que determinará este tipo de fricción serán la características propias del lubricante usado (Martínez et al., 2007).

2.1.4. Ángulo óptimo

Como corolario del análisis anterior, es entonces posible considerar un conjunto de características bajo las cuales la carga necesaria para la trefilación debería minimizarse. Dada la influencia de cada una de las distintas energías que, como anteriormente se describió conforman este proceso, el ángulo óptimo del dado quedará dada por (Avitzur, 1983):

$$\alpha_{opt} \approx \sqrt{\frac{\frac{3}{2}m \ln \frac{R_0}{R_0 f}}{1 - \frac{R_i^3}{R_0^3}}} \quad (2.3)$$

donde m es el coeficiente de fricción según el criterio de Tresca.

2.2. Cálculo mediante métodos analíticos

2.2.1. Método de la deformación homogénea

Este método es particularmente útil para los casos de flujo permanente y está basado en las siguientes suposiciones: por un lado, la deformación plástica sólo ocurrirá bajo la aplicación del esfuerzo principal, mientras que el efecto de la fricción no es importante en función a los demás factores que influyen en el proceso. Debido a estas suposiciones, este método es simple y bastante impreciso, sobre todo debido a que suponer que el roce no es importante es demasiado aventurado (Blazynski, 1989).

Considerando las suposiciones hechas anteriormente para este método, para una relación tensión deformación de la forma $\sigma = C\varepsilon$, la carga necesaria para realizar la trefilación sería:

$$\sigma_t = \bar{C}_y \left(\ln \frac{A}{A_f} \right) \quad (2.4)$$

donde:

σ_f : tensión necesaria para realizar la trefilación del material.

\bar{C}_y : límite elástico promedio del material.

A : área inicial del material.

A_f : área final del material.

En caso de tener una relación tensión deformación de la forma $\sigma = A\varepsilon^n$, es necesario considerar esta variación de manera de calcular la deformación homogénea correcta.

2.2.2. Método VarSLAB

Este método está basado en el mismo concepto usado en la resolución por medio del método de elementos finitos. Consiste en dividir el volumen de control de la pieza en estudio, en un número limitado de rodajas (slabs), para los cuales se realiza un análisis independiente mediante equilibrio de fuerzas que, a la vez, dará las bases para las condiciones de contorno del elemento siguiente. Este método posee una pequeña variación en la forma de integración que provee la ecuación resultante (Palacios, 2006).

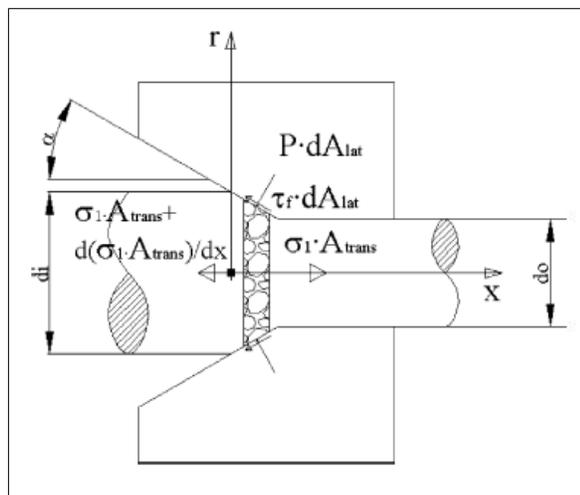


Figura 2.3. Distribución según método SLAB (Palacios, 2006)

Considerando la Figura 2.3 y para una función de carga-deformación del tipo $\sigma = C\varepsilon$, la carga de trefilado quedaría dada por:

$$\sigma_t = \bar{C}_y \left(\frac{m(\cot \alpha + \tan \alpha)}{\sqrt{3}} + 1 \right) \varepsilon \quad (2.5)$$

donde $\varepsilon = \ln \frac{A}{A_f}$ y m es el coeficiente de roce según el criterio de Tresca.

2.2.3. Método de Siebel

Este método es similar al de la deformación homogénea. Propone que el tubo experimenta esfuerzos de corte cuando pasa a través de una región de distribución de velocidad esférica a la entrada y salida del dado (Luis et al., 2005). Considerando esto, la tensión necesaria para realizar la trefilación queda dada por:

$$\sigma_t = \bar{C}_y \left[\frac{2}{3} \alpha + \varepsilon + \varepsilon \frac{\mu}{\alpha} \right] \quad (2.6)$$

donde $\varepsilon = \ln \frac{A}{A_f}$ y μ es el coeficiente de roce según el criterio de Coulomb.

2.2.4. Método de la frontera superior

Este método consiste en calcular fuerzas de conformado que son superiores a las reales y que, por lo tanto, con certeza producirán el cambio de conformado deseado. Principalmente basa su funcionamiento en la suposición de un campo de velocidad admisible, el cual satisface la ecuación de continuidad y todas las condiciones de borde de las distintas velocidades, sin imponer restricciones sobre condiciones de equilibrio ni sobre las condiciones de contorno de los esfuerzos presentados en el caso estudiado (Erich & Kobayashi, 1965; Vial & Negroni, 1999).

En este apartado se realizará un análisis resumido de este método de cálculo, para más detalles consultar Avitzur (1983). En el trefilado de tubos libre, es decir, sin herramientas internas, son diversos los factores que afectarán cada parte y zona del proceso. En la Figura 2.4 es posible observar un esquema de las características geométricas y físicas del proceso en cuestión.

Se puede apreciar en esta figura un tubo de radio exterior original R_0 y radio interno original R_i , el cual es traccionado a través de un dado, de semi-ángulo interno α , el cual tiene un orificio

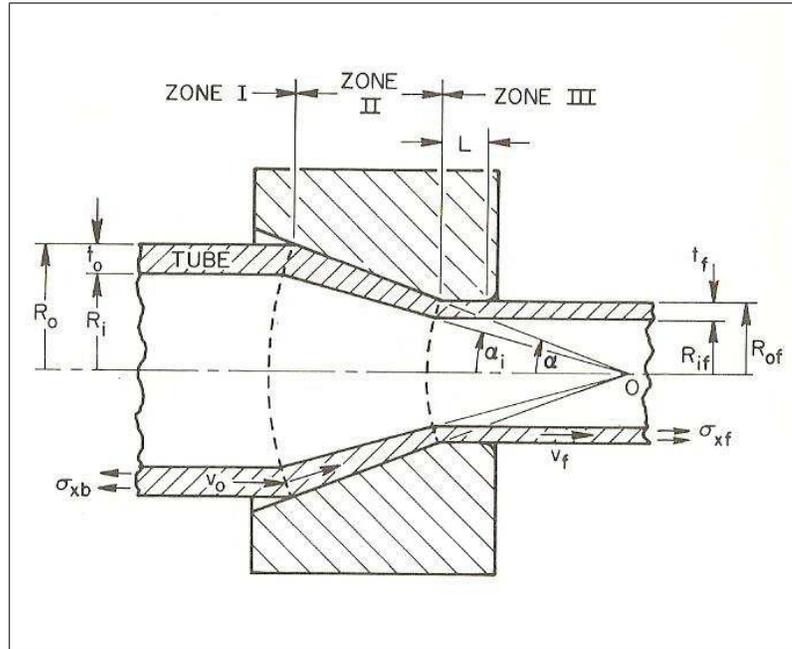


Figura 2.4. Esquema de la trefilación de tubos
(Avitzur, 1983)

de salida de radio R_{0f} que se extiende en una distancia L , quedando el tubo con un radio interior dado por R_{if} . El espesor inicial del tubo t_0 está dado por la diferencia $R_0 - R_i$. Normalmente se observa en este proceso que el diámetro final del tubo es ligeramente menor que el diámetro del orificio de salida del dado. Se definirán entonces como parámetros independientes $R_0, R_i, R_{0f}, R_{if}, \alpha, L$ y σ_{xb} , esta última conocida como tensión de contratiro, que es usada en algunos casos para disminuir el desgaste producido en el dado. El espesor final del tubo quedará entonces definido como un parámetro dependiente de los parámetros anteriormente nombrados dado por $R_{0f} - R_{if}$. También se puede observar en la figura que el espacio fue dividido en tres zonas esféricas donde es posible suponer que cada una poseerá una velocidad continua al interior de sus fronteras. Esto es conocido como campo de velocidades esférico y es una suposición comúnmente usada en este tipo de análisis. Se tendrá entonces en las zonas I y III una velocidad uniforme y únicamente con un componente axial, siendo v_0 y v_f respectivamente. Manteniendo la continuidad entre las zonas de velocidad es posible llegar a la relación:

$$v_0 = v_f \left(\frac{R_{0f}}{R_0} \right)^2 \quad (2.7)$$

de este modo, la tensión de trefilado está dada por:

$$\sigma_t = \frac{\sigma_{xb}}{(2/\sqrt{3})\sigma_0} + A_1(2/\sqrt{3})\sigma_0 \quad (2.8)$$

Donde:

$$A_1 = \sqrt{3} \ln \frac{R_0}{R_{0f}} + \frac{1}{1 - \frac{R_f^2}{R_0^2}} \left(\frac{\alpha}{\sin \alpha^2} - \cot \alpha + m \left(\cot \alpha \ln \frac{R_0}{R_{0f}} + \frac{L}{R_{0f}} \right) - \frac{R_f^2}{R_0^2} \left(\frac{\alpha_i}{\sin \alpha_i^2} - \cot \alpha_i \right) \right)$$

$$\alpha_i = \arcsin \left(\frac{R_i}{R_0} \sin(\alpha) \right)$$

Por consiguiente, la fuerza de trefilado será:

$$F = \pi(R_{0f}^2 - R_{if}^2)\sigma_t \quad (2.9)$$

2.2.5. Método GVB

Este método analítico fue desarrollado recientemente por González, Vivanco y Bubnovich (2008). Éste se basa en el análisis del trefilado mediante el equilibrio de fuerzas que es posible establecer considerando que esta operación se realiza por lo general a una velocidad constante. A continuación se resumirá los resultados obtenidos en el desarrollo de éste método analítico, para mayor referencia revisar (González, Vivanco, & Bubnovich, 2008). En la Figura 2.5 es posible observar un esquema de las fuerzas involucradas.

Considerando este diagrama, es posible entonces establecer que la tensión de trefilado quedará dada por:

$$\sigma_t = \frac{A(1 + \frac{\mu}{\tan \alpha})}{B(1 + \frac{\mu}{\tan \alpha}) - 1} [1 - (1 - r)^{B(1 + \frac{\mu}{\tan \alpha}) - 1}] \quad (2.10)$$

donde A y B son constantes a determinar que dependerán del criterio de fluencia que está siendo utilizado.

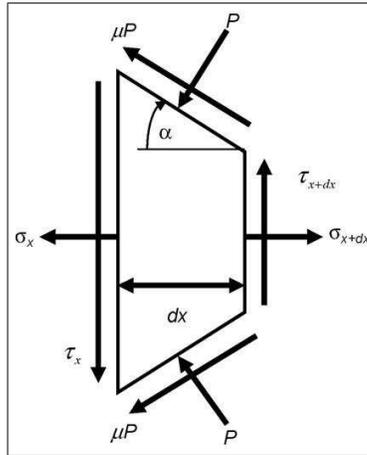


Figura 2.5. Diagrama de fuerzas en el trefilado (González et al., 2008)

2.2.5.1. Primer criterio de fluencia

Este criterio considera que la tensión de trefilado y la presión ejercida sobre el dado se relacionan mediante la siguiente ecuación:

$$p = C_y - \sigma_x \quad (2.11)$$

donde entonces $A = C_y$ y $B = 1$. Considerando estas variables, llegamos a la expresión de trefilado que se deduce mediante el uso del método SLAB:

$$\sigma_t = \frac{C_y \left(1 + \frac{\mu}{\tan \alpha}\right)}{\left(1 + \frac{\mu}{\tan \alpha}\right) - 1} \left[1 - (1 - r)^{\left(1 + \frac{\mu}{\tan \alpha}\right) - 1}\right] \quad (2.12)$$

2.2.5.2. Segundo criterio de fluencia

Para el segundo criterio se considera que p se relaciona con σ_x en función a un equilibrio de fuerzas de una rodaja del alambre (en este caso) el cual es dividido en 3 partes como se muestra en la Figura 2.6.

Considerando este equilibrio, es posible plantear que:

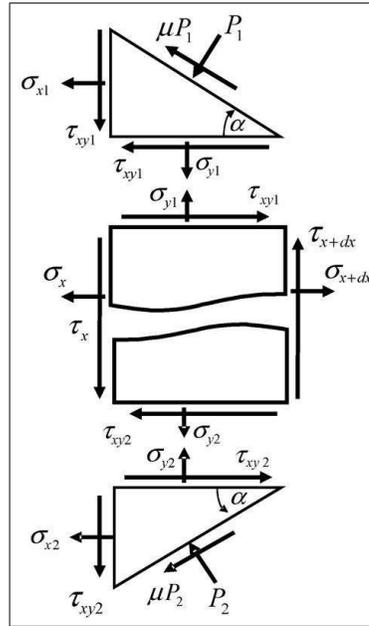


Figura 2.6. División infinitesimal del proceso de trefilación (González et al., 2008)

$$p = \frac{C_y}{1 - \tan^2 \alpha - 2\mu \tan \alpha} - \frac{1 - \tan^2 \alpha}{1 - \tan^2 \alpha - 2\mu \tan \alpha} \sigma_x \quad (2.13)$$

donde el primer término equivale a A y el segundo, el que acompaña a σ_x , es igual a la constante B . Reemplazando estos términos en la ecuación (2.10), se obtiene la tensión necesaria para realizar la trefilación según este criterio.

2.2.5.3. Tercer criterio de fluencia

Finalmente se tiene un criterio de fluencia un poco más complejo, basado en el esfuerzo de corte producido durante el conformado de la pieza en cuestión. Este criterio se basa en una iteración en función de la presión ejercida sobre el dado dada por:

$$p^i = \frac{C_y}{1 - \tan^2 \alpha - 2\mu \tan \alpha} - \sigma_{x^i} \frac{1 - \tan^2(\alpha)^2}{1 - \tan^2 \alpha - 2\mu \tan \alpha} \quad (2.14)$$

Usando como condiciones iniciales el resultado obtenido del segundo criterio de fluencia, es posible entonces iterar mediante el uso de éste para conseguir un resultado más preciso, sobre todo para coeficientes de roce altos y ángulos de dado pronunciados.

2.3. Análisis mediante la mecánica del continuo

Otra variable importante comprendida en el proceso de trefilado, además del semi-ángulo del dado usado y el coeficiente de fricción, es la reducción de área experimentada por el material durante el proceso de trefilación. Combinando estas variables, se definirán los factores asociados al proceso mismo, como por ejemplo la fuerza necesaria para llevar a cabo la trefilación a una velocidad dada, o en su defecto la máxima velocidad a la que es posible trefilar (Rowe, 1986). Existen variadas teorías y formas de determinar valores aproximados para los parámetros anteriormente nombrados. Todas se basan en la teoría de la plasticidad, considerando que la deformación sufrida por el tubo se encuentra en gran medida contenida en el rango plástico del material.

2.3.1. Ecuaciones básicas

Suponiendo que el material de interés está sometido a condiciones cuasi-estáticas, su comportamiento mecánico quedará definido mediante las siguientes ecuaciones que gobiernan el proceso: equilibrio de momento lineal, conservación de la masa y desigualdad de la disipación. Estas ecuaciones son válidas en $\Omega \times \Upsilon$, donde Ω define la configuración espacial de un cuerpo dado y Υ el intervalo de tiempo de interés para un $t \in \Upsilon$. Estas ecuaciones quedan dadas por (Celentano, Cabezas, García, & Monsalve, 2004):

$$\nabla \cdot \sigma + \rho b_f = 0 \quad (2.15)$$

$$\rho J = \rho_0 \quad (2.16)$$

$$D_{int} \geq 0 \quad (2.17)$$

En la ecuación (2.15), b_f representa el vector específico de la fuerza ejercida por el cuerpo (peso). El estado de tensiones en un punto queda definido por el tensor σ dado por:

$$\sigma = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{pmatrix}$$

Expandiendo la ecuación (2.15) y considerando que la influencia del término que considera el peso propio de la pieza es baja, se obtienen las ecuaciones para cada dirección cartesiana, dadas por:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial z} &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial z} &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{zy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} &= 0 \end{aligned}$$

Para la ecuación 2.16, ρ define la densidad y el término J es el determinante del tensor de segundo orden del gradiente de deformación \underline{F} :

$$J = \det(\underline{F})$$

La ecuación (2.17) constituye la restricción que permite confirmar que el modelo constitutivo no contradiga la segunda ley de la termodinámica, donde D_{int} corresponde a la disipación interna del cuerpo.

2.3.2. Ecuaciones constitutivas de la plasticidad

La deformación sufrida por un material frente a una carga dada puede ser expresada mediante la ley de Hooke, la cual se define como:

$$\underline{\sigma} = \underline{C} : (\underline{\epsilon} - \underline{\epsilon}^p) \quad (2.18)$$

donde \underline{C} representa el tensor cartesiano isótropo de cuarto orden en el cual se encuentran las distintas constantes que definirán el comportamiento del material. La deformación $\underline{\varepsilon}$ queda definida como la suma de la deformación elástica y plástica:

$$\underline{\varepsilon} = \underline{\varepsilon}^e + \underline{\varepsilon}^p \quad (2.19)$$

donde cada componente del tensor $\underline{\varepsilon}$ se define como:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.20)$$

tal que \underline{u} es el vector de desplazamientos.

El incremento de la deformación sufrida por el material en la zona plástica puede ser expresado como:

$$L_v \dot{\underline{\varepsilon}}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial F}{\partial \underline{\sigma}} \quad (2.21)$$

donde F es conocida como la función de fluencia, $\dot{\lambda}$ es el parámetro de consistencia plástico y L_v es la derivada temporal objetiva de Lie (Cabezas & Celentano, 2004). La tensión deviatorica puede ser expresada como:

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - p\delta_{ij} \quad (2.22)$$

donde δ_{ij} es el delta de Kronecker y la presión queda dada por:

$$p = \frac{1}{3}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}) \quad (2.23)$$

En este contexto, definimos F , que representa la frontera entre la zona plástica y la elástica, como (ver Figura 2.7):

$$F = \sqrt{3J_2} - C_y \quad (2.24)$$

donde $J_2 = \frac{1}{2}\sigma'_{ij}\sigma'_{ij}$ que es la segunda invariante de la parte deviatoria de $\underline{\sigma}$ y C_y es la variable que indica cuándo comienza la fluencia del material, la cual queda expresada por:

$$C_y = C_{y0} + C \quad (2.25)$$

donde C_{y0} es el parámetro que define el límite elástico inicial del material y C es la función de endurecimiento. Considerando la ecuación (2.24), nos encontraremos dentro del límite elástico cuando $F < 0$ y $\dot{\lambda} = 0$ y la frontera que representa la zona plástica cuando $F = 0$ y $\dot{\lambda} > 0$. El caso en que las tensiones principales sean iguales, es decir $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$, se conoce como eje hidroestático y, bajo esta condición carente de esfuerzos de corte, no se produce plasticidad.

En el momento en que la pieza comienza a entrar en la zona plástica de su comportamiento, las propiedades mecánicas del material se ven afectadas. En particular, es apreciable el proceso de endurecimiento sufrido por el mismo. Este endurecimiento puede expresarse en forma lineal o potencial como:

$$C = H^P \varepsilon^P \quad (2.26)$$

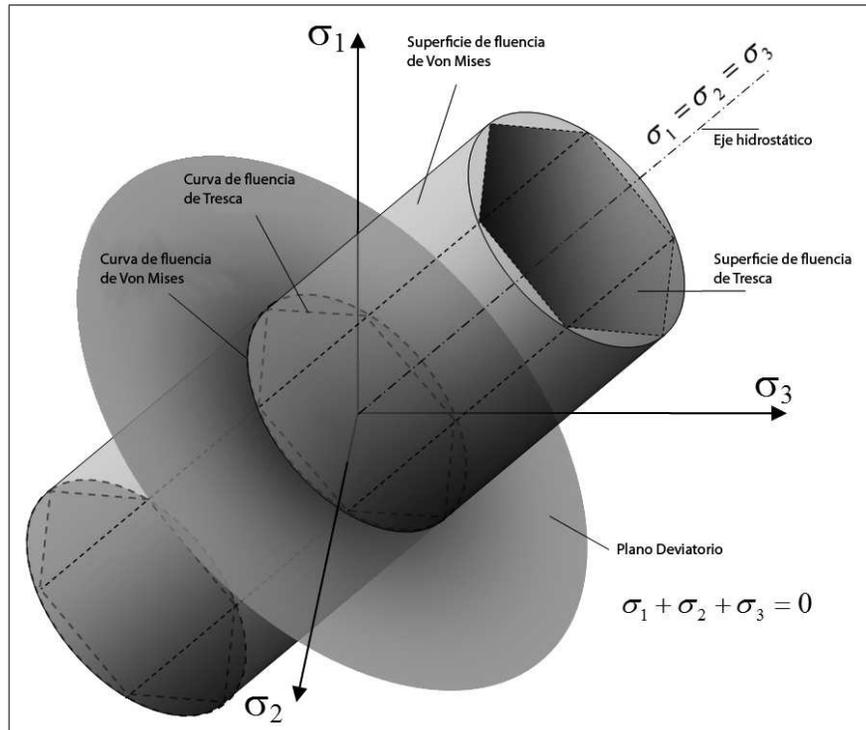


Figura 2.7. Superficies y curvas de fluencia según criterio de Von Mises y Tresca

$$C = A^P \langle \bar{\epsilon}^P - \bar{\epsilon}_C^P \rangle^{n^P} \quad (2.27)$$

donde $\bar{\epsilon}^P$ es la deformación plástica efectiva (su tasa es igual a $\dot{\lambda}$). La función de Macauley $\langle \rangle$ se define como $\langle x \rangle = x$, si $x > 0$ y $\langle x \rangle = 0$, si $x \leq 0$ y $\bar{\epsilon}_C^P$ es la deformación plástica efectiva crítica que caracteriza al efecto ocasionado por la formación de las bandas de Luders, considerado aquí como un proceso perfectamente plástico, es decir, $\bar{\epsilon}_C^P$ es la deformación plástica máxima después de la respuesta elástica en la cual $C_y = C_{y0}$ (si este fenómeno no está presente, $\bar{\epsilon}_C^P = 0$, y se recupera la expresión clásica de endurecimiento $C = A^P (\bar{\epsilon}^P)^{n^P}$). Los parámetros de endurecimiento del material A^P , n^P , y $\bar{\epsilon}_C^P$ que aparecen en la ley de endurecimiento por deformación isótropo son los que caracterizan al material en el rango plástico. Estos parámetros se pueden calcular efectivamente de la correlación experimental que se obtiene en el ensayo de tracción a partir de la tensión equivalente en función de la deformación (Cabezas & Celentano, 2004).

Es posible definir finalmente la expresión de la disipación interna respectivamente como:

$$D_{int} = \sigma : L_v(\epsilon_p) + C\dot{\epsilon}_p \quad (2.28)$$

2.3.3. Modelo mecánico de contacto y fricción

Se presenta a continuación un compendio del modelo de contacto usado, el cual obedece a las siguientes consideraciones (Wriggers, 2002):

Si $g_n \leq 0$ entonces $p_n = 0$ y $\underline{p}_t = 0$ y por lo tanto no existirá contacto.

Por otro lado si $g_n > 0$ entonces existirá contacto y estará dado por:

Contacto normal

$$p_n = E_n g_n$$

Fricción tangencial estática

$$\underline{p}_t = E_t \underline{g}_t \text{ si } \| E_t \underline{g}_t \| \leq \mu p_n$$

Fricción tangencial dinámica

$$\underline{p}_t = \mu p_n \frac{L_v \underline{g}_t}{\|L_v \underline{g}_t\|} \text{ si } \| E_t \underline{g}_t \| > \mu p_n$$

donde p_n es la presión normal, \underline{p}_t es la presión tangente, μ es el coeficiente de fricción, g_n es la abertura normal o penetración, \underline{g}_t es el desplazamiento relativo o abertura tangencial, E_n corresponde al módulo constitutivo normal de adhesión, E_t es el módulo constitutivo tangencial de adhesión y L_v es la derivada temporal objetiva de Lie.

2.3.4. Formulación de elementos finitos

A continuación se detalla brevemente la implementación realizada en el programa VULCAN, en el contexto del método de elementos finitos, para la simulación del problema (Celentano et al.,

2004). Esto consiste principalmente en la discretización de cada una de las ecuaciones constituyentes del proceso anteriormente descrito. De este modo, el modelo de la ecuación de equilibrio global incluyendo la conservación de la masa puede escribirse en forma matricial para un cierto tiempo t (o niveles de carga para el caso cuasi-estático presente) como:

$$R_U \equiv F_U - F_\sigma - F_f = 0 \quad (2.29)$$

donde:

R_U Vector residual

F_U Vector de fuerzas externas

F_σ Vector de fuerzas internas

F_f Vector de contacto y fricción.

Discretizando la ecuación de equilibrio y expresándola de modo vectorial, se obtiene:

$$F_U^{(e)} = \int_{\Omega_0^{(e)}} N_U^T b_{F_0} d\Omega_0 + \int_{\Gamma_{\sigma_0}^{(e)}} N_U^T \bar{t}_0 d\Gamma_{\sigma_0} + \sum_{j=1}^{n_{cU}} F_{cUj}^{(e)} \quad (2.30)$$

$$F_\sigma^{(e)} = \int_{\Omega_0^{(e)}} \bar{B}^T S d\Omega_0 \quad (2.31)$$

$$F_f^{(e)} = \int_{\Gamma_f^{(e)}} N_U^T \bar{t}_f d\Gamma_f \quad (2.32)$$

donde:

N_U : es la matriz de la función de desplazamientos.

b_{F_0} : es el vector fuerza de cuerpo en la configuración inicial Ω_0 .

\bar{t}_0 : es el vector tracción en el borde $\Gamma_{\sigma_0} \subset \Gamma_0 (\Gamma_0 = \partial\Omega_0)$.

$F_{cU}^{(e)}$: es el vector fuerza en un punto del elemento (e) con n_{cU} nodos que reciben carga.

\bar{B} : es la matriz de desplazamiento-deformación.

$S = JF^{-1} \cdot \sigma \cdot F^{-T}$: es el segundo tensor de esfuerzo de Piola-Kirchhoff.

Γ_f : es el contorno de la superficie de contacto.

t_f : es el vector de tracción en el contorno de la superficie de contacto.

Superíndice T: símbolo del operador traspuesto.

La matriz Jacobiana necesaria en el proceso iterativo Newton-Raphson se resume a continuación:

$$J_{UU} = -\frac{\partial R_U}{\partial U} \cong K_U = \int_{\Omega_0^{(e)}} \bar{B}^T \frac{\partial S}{\partial E} \bar{B} d\Omega_0 + \int_{\Omega_0^{(e)}} \bar{H} S \bar{H} d\Omega_0 + \int_{\Gamma_f^{(e)}} N_U^T C_f N_U d\bar{\Gamma}_f \quad (2.33)$$

donde:

U : es el vector de desplazamientos nodales.

E : es el tensor de deformaciones de Green-Lagrange.

$\frac{\partial S}{\partial E}$: es la tangente del tensor constitutivo elastoplástico evaluado en la configuración inicial Ω_0 .

\bar{H} : es la matriz deformación-desplazamiento para grandes deformaciones derivada de la linealización de \bar{B} .

\bar{N}_U : es la matriz de la función de abertura (normal y tangencial).

C_f : es la matriz de esfuerzos caracterizada por la variación de las componentes tangencial y normal del vector de tracción en el contorno $\frac{\partial t_f}{\partial g_n}$ y $\frac{\partial t_f}{\partial g_t}$.

Considerando la no linealidad del modelo utilizado, se aproximará J_{UU} mediante el uso de la matriz de rigidez K_U , la cual está constituida de acuerdo a la ecuación (2.3.4) por una contribución material, una contribución geométrica y una contribución de contacto y fricción (Cabezas & Celentano, 2004).

Capítulo 3. CARACTERIZACIÓN EXPERIMENTAL

Para el efecto de la tesis desarrollada, la mejor forma de realizar la caracterización experimental es mediante un análisis de laboratorio.

3.1. Definición del material

En una primera etapa es necesario definir el comportamiento mecánico del material, el cual corresponde a un acero SAE1020, proporcionado por la empresa PERFIMET. En la Tabla 3.1 es posible observar la composición química de este material, el cual es fabricado bajo la norma ASTM A500 Grado A (ASTM, 1989; Perfimet, 2008):

Tabla 3.1. Composición química del acero al carbono SAE 1020

	C	Mn	P, máx.	S, máx.	Ceq. % máx.
SAE 1020	0.18-0.23	0.30-0.60	0.03	0.05	0.44

De manera de realizar las simulaciones con la certeza de que las propiedades consideradas en el análisis sean las correctas, para tal fin se crearon probetas del material original que se utiliza en el proceso de trefilado. En la Figura 3.1 es posible observar la forma y medidas de dichas probetas.

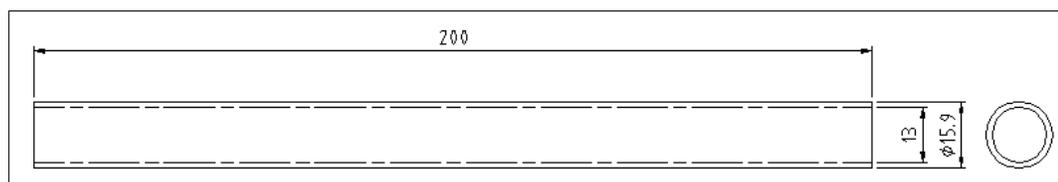


Figura 3.1. Probetas tubulares para el ensayo de tracción

Estas probetas fueron construidas mediante las recomendaciones existentes en las normas ASTM (ASTM, 1988) (ver Anexo A) y ensayadas en tracción mediante el uso de la misma norma. De esta manera es posible encontrar un perfil de comportamiento, expresado mediante una curva de tensión vs. deformación, y con la cual se pueden determinar los principales factores necesarios para la definición del material. El primer ensayo de tracción realizado se llevó a cabo en el Departamento de Ingeniería Metalúrgica de la Universidad de Santiago de Chile, haciendo uso de una máquina de tracción con una capacidad máxima de carga de 30.000 [lb], ya que las mordazas de esta máquina permitían sostener satisfactoriamente probetas del diámetro considerado. En la experiencia se ensayaron 6 probetas con la geometría anteriormente descrita a una velocidad de $2.5 \frac{mm}{min}$ hasta la fractura. Cabe destacar que debido a que la forma de las probetas no necesariamente provoca

que éstas se fracturen siempre en el centro, muchas veces el extensómetro utilizado para medir la deformación no está ubicado en la zona de la fractura, con lo cual la medición se interrumpe antes de tiempo. Esto influirá en gran medida en qué tanto logra deformarse la probeta antes de que el ensayo llegue a su fin, sin ser necesariamente la máxima deformación registrada la que se produce en la probeta. Los resultados de este ensayo aceptables por norma teniendo su fractura en la longitud extensométrica se aprecian en la Figura 3.2.

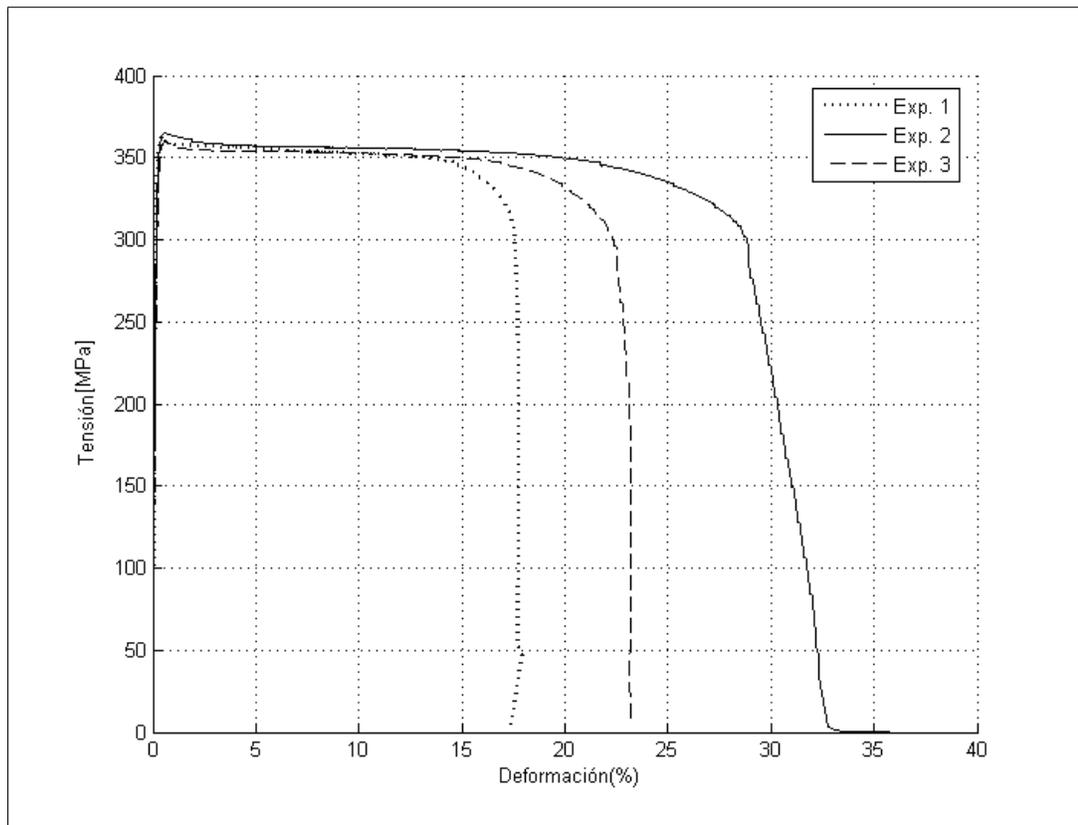


Figura 3.2. Ensayo de tracción de probetas tubulares

Es posible observar en la Figura 3.2 que la máxima tensión alcanzada por las probetas es en promedio de 360 [MPa] y que, soportando una muy baja deformación en el rango elástico, tienen un amplio comportamiento plástico, con un bajo endurecimiento aparente y alcanzando deformaciones promedio de 20%.

Con fines particulares de validación y para ayudar a definir aún más el comportamiento del material, se ensayaron, de igual manera que para el caso anterior, probetas del material producto, es decir, tubos que ya habían sido trefilados por la máquina de TREFIMET. Este ensayo se acogió

a la misma norma que el anterior. En la Figura 3.3 es posible observar la geometría de las probetas usadas en este caso.

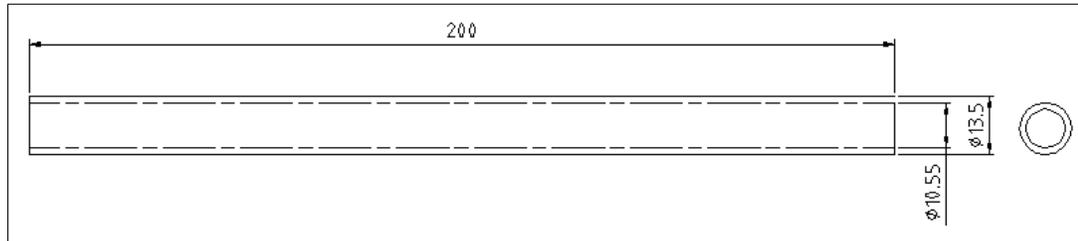


Figura 3.3. Probetas tubulares trefiladas para el ensayo de tracción (USACH)

Estos ensayos de tracción fueron realizados tanto en la Pontificia Universidad Católica de Chile, como en la Universidad de Santiago de Chile, en parte para comprobar la correcta equivalencia de ambas máquinas, de manera de poder realizar futuros ensayos indistintamente en cualquiera de las dos. Al igual que en el ensayo anterior, la imposibilidad de predecir la zona de fractura de la probeta provocaba que el extensómetro no siempre estuviera ubicado en ella. Es por esto que la elongación medida no siempre representa la máxima elongación sufrida por la probeta, tal como en los ensayos presentados a continuación. Estas mediciones corresponden a las probetas donde la zona de la fractura se produjo fuera de la zona medida por el extensómetro por lo que la deformación máxima es bastante pequeña, pero presentan un buen registro de la tensión máxima presentada en cada uno. Así entonces, en la Figura 3.4 se puede apreciar que la diferencia en la tensión máxima en el inicio de la plastificación soportada entre los ensayos es bastante pequeña, lo cual es un error esperable debido a que las máquinas de tracción no operan en exactamente las mismas condiciones, al igual que los demás equipos involucrados tales como el extensómetro. Sin embargo, sigue siendo un error suficientemente pequeño como para que la comparación sea válida y las pruebas realizadas en ambas máquinas sean fiables.

Otras probetas fueron ensayadas de igual forma, en donde la fractura se produjo dentro de los límites del extensómetro, con lo cual fue posible observar el comportamiento completo del material hasta este límite último. En la Figura 3.5 es posible observar los correspondientes resultados obtenidos en la Pontificia Universidad Católica de Chile. Como era esperable, debido al trabajo en frío, la carga máxima soportada por el tubo aumentó con respecto al máximo valor observado para el tubo sin trefilar mostrado en la Figura 3.2 debido al endurecimiento sufrido por la reconfiguración de la estructura granular del metal y las dislocaciones producidas típicas de este tipo de procesos. Debido a este mismo fenómeno, tanto el rango elástico como el rango plástico son más cortos por lo que la

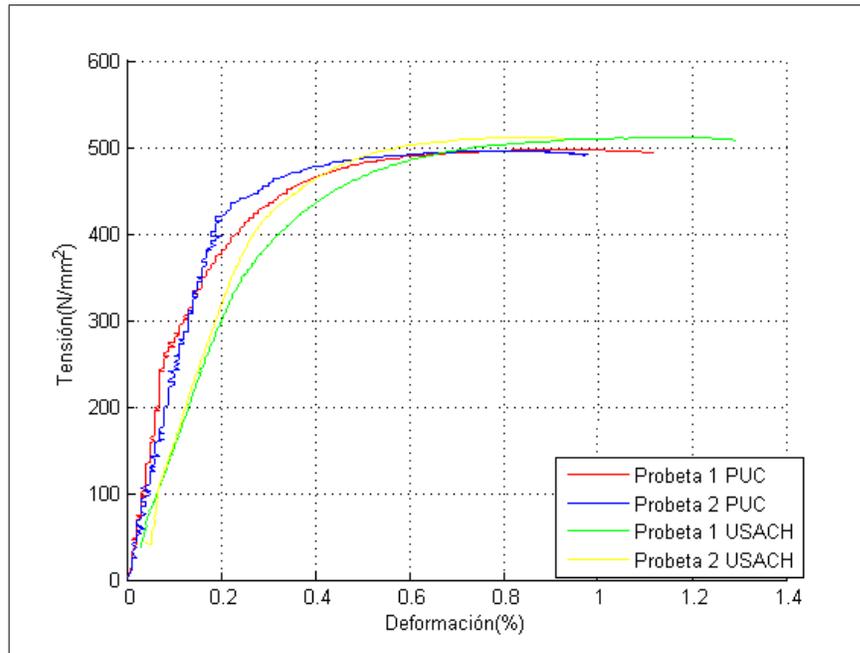


Figura 3.4. Comparación entre ensayos de tracción PUC-USACH en probetas trefiladas

probeta soporta menos elongación antes de fracturarse. La curva en el rango plástico se comporta de modo distinto, decayendo en carga a medida que aumenta la elongación, a diferencia del material anterior en el cual la carga tendía a mantenerse. Es posible observar entonces que la máxima carga soportada por la probeta subió hasta aproximadamente 500 [MPa], con una elongación máxima promedio cercana a un 8%.

3.2. Trefilación en laboratorio

3.2.1. Dado de trefilación

En el caso particular estudiado en esta tesis, se utiliza un dado generado mediante el conocimiento empírico de un tornero. Se trabaja sobre un bloque macizo de un acero de alta resistencia y se tornea hasta darle la forma deseada. En la Figura 3.6 es posible observar el plano usado por el fabricante de esta matriz de corte o dado.

Como se puede observar en la Figura 3.6 el dado posee un semi-ángulo de 11° , seguido por una zona cilíndrica de 6 [mm] de largo en la que el tubo adquiere el diámetro deseado. Finalmente, en la salida del dado se observa que el diámetro aumenta nuevamente de manera que no interfiera con

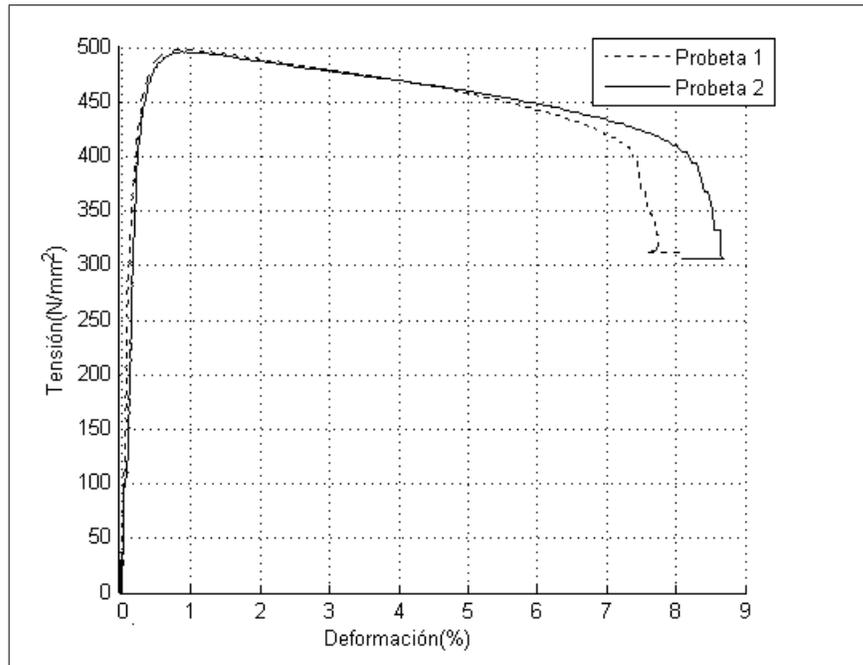


Figura 3.5. Ensayo de tracción de probetas tubulares trefiladas (PUC)

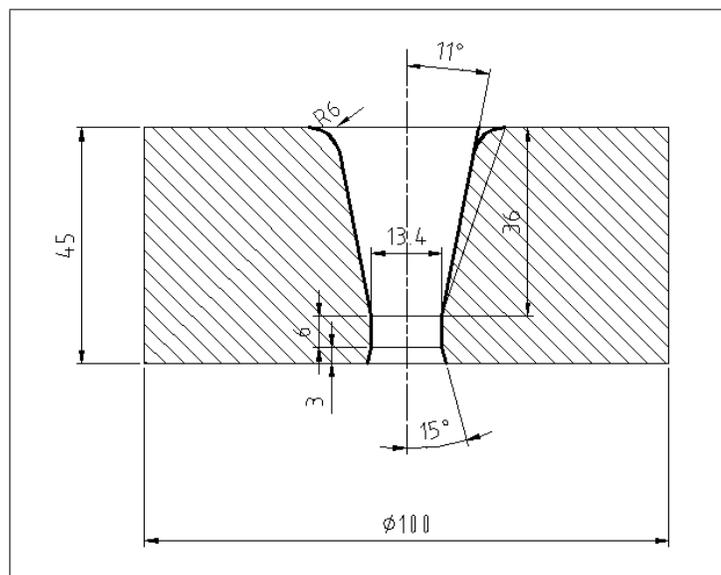


Figura 3.6. Plano del dado de trefilación

el correcto procedimiento del proceso de trefilación. El dado terminado, y en particular el que será usado a lo largo de esta investigación, se observa en la Figura 3.7.



Figura 3.7. Dado de trefilación

3.2.2. Trefilación sin lubricación

De manera de medir en condiciones controladas la carga necesaria para la realizar la trefilación en cuestión, se hicieron mediciones usando la máquina de tracción del Departamento de Ingeniería Mecánica y Metalúrgica de la Pontificia Universidad Católica de Chile. En la Figura 3.8 es posible observar dicha máquina.

De modo de poder usar la máquina de tracción para realizar la trefilación, fue necesario adaptar una base que permitiera montar el dado usado, la cual se muestra en la Figura 3.9.

Estas mediciones buscaban definir si existía una relación entre la carga necesaria para realizar la trefilación y la velocidad a la que ésta se hacía. Con este fin se realizaron tres experiencias a distintas velocidades, a 1 [mm/min], 100 [mm/min] y 500 [mm/min]. Los resultados de estas mediciones pueden verse en las Figuras 3.10, 3.11 y 3.12.

Como es posible observar en las figuras anteriores, la fuerza necesaria para realizar la trefilación es de alrededor de 13000 [N] y se mantiene prácticamente invariable para las distintas velocidades.



Figura 3.8. Máquina de tracción Instron, usada en el ensayo de trefilación

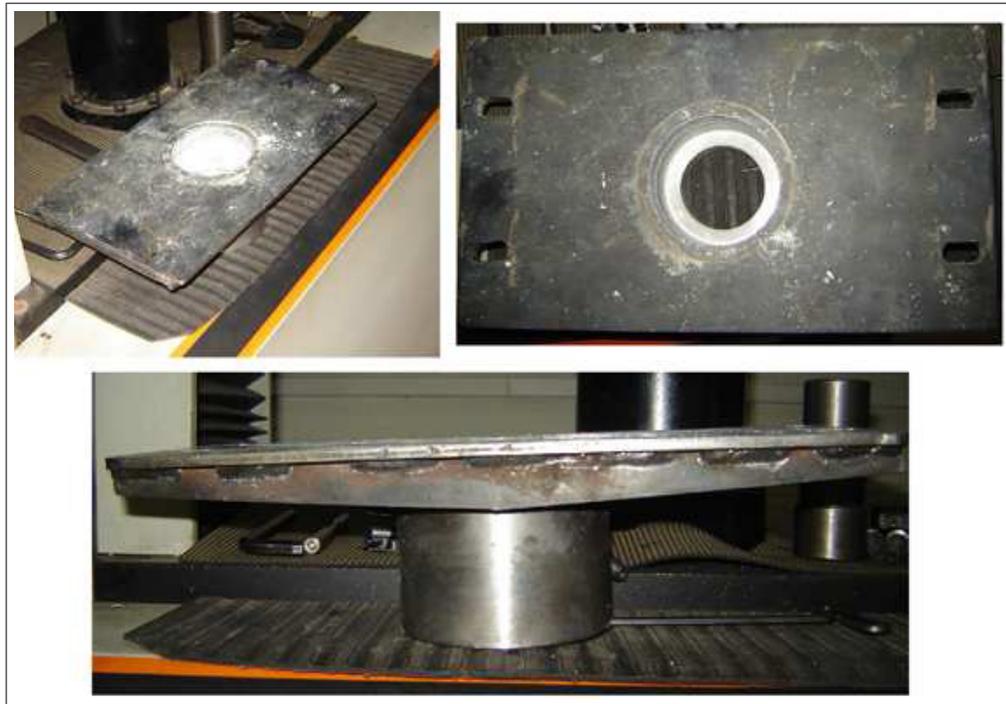


Figura 3.9. Portadado para máquina de tracción Instron

3.2.3. Trefilación con lubricación

A continuación, se realizó una trefilación usando el mismo lubricante que se utiliza en TREFIMET, de manera de considerar este importante factor en la medición de la fuerza en el laboratorio. El lubricante usado por TREFIMET es un jabón seco común para este tipo de procesos, el cual se observa en la Figura 3.13.

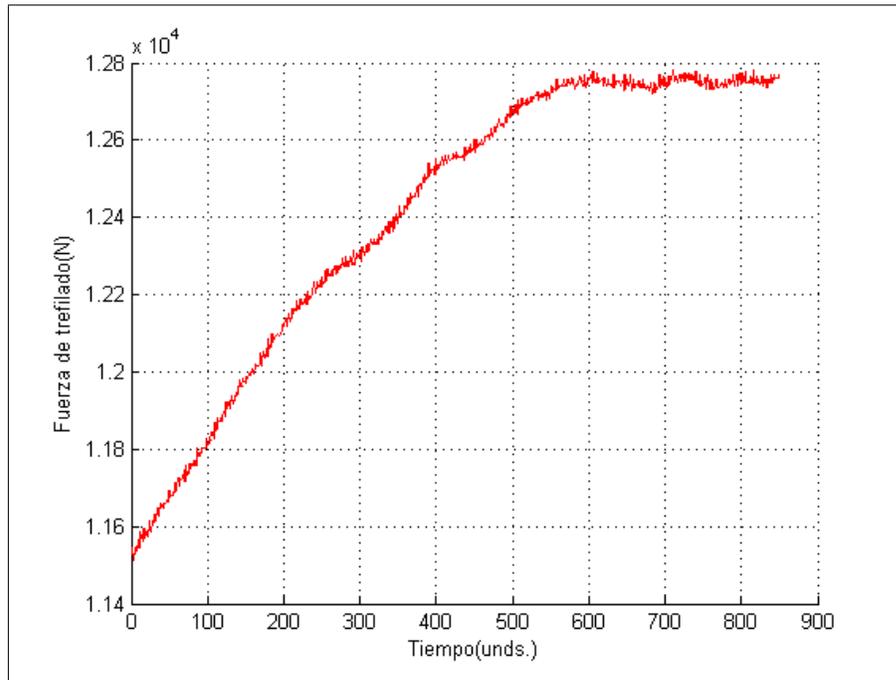


Figura 3.10. Ensayo de trefilación a $1 \frac{mm}{min}$

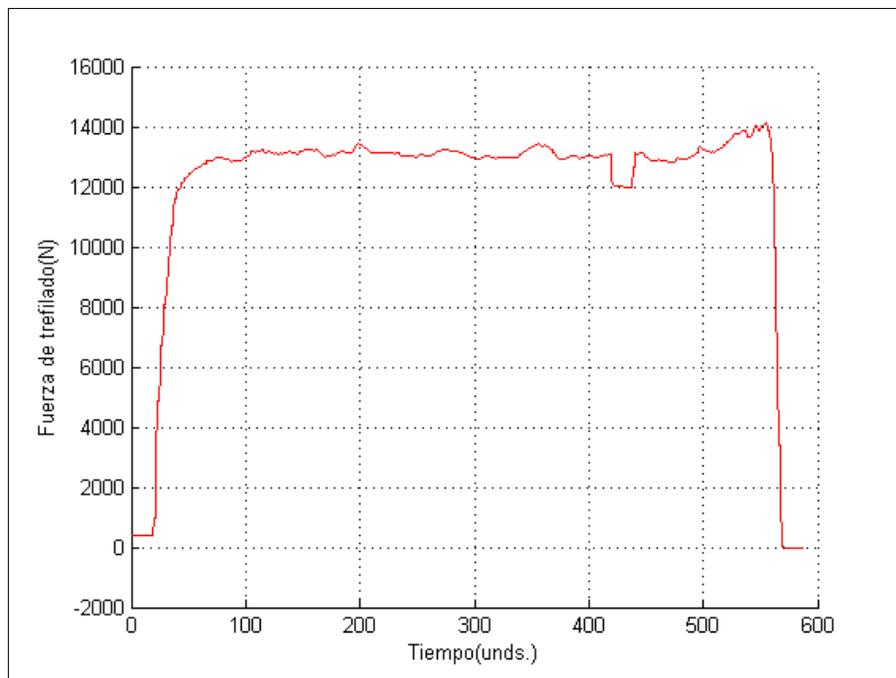


Figura 3.11. Ensayo de trefilación $100 \frac{mm}{min}$

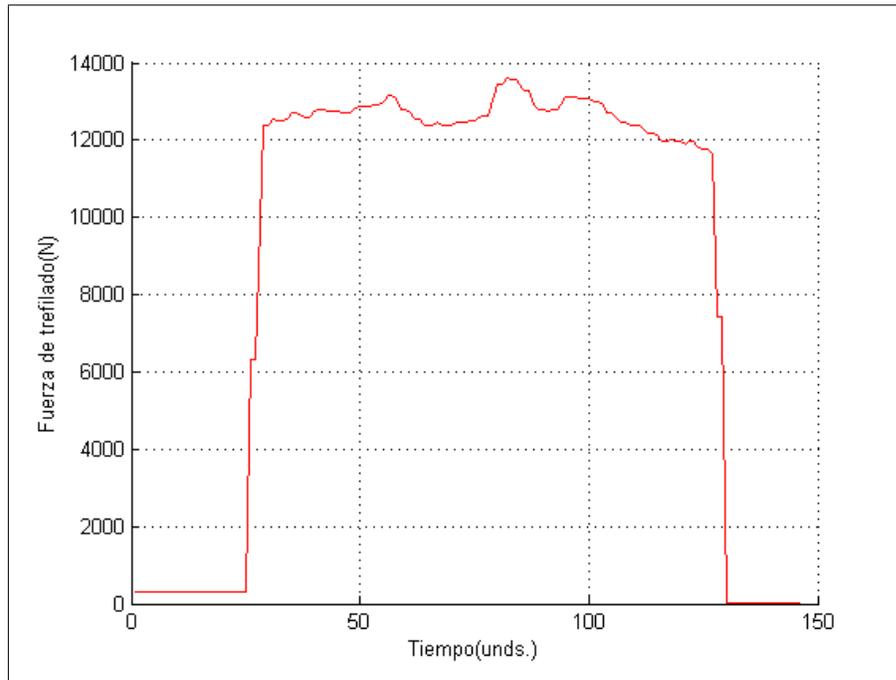


Figura 3.12. Ensayo de trefilación $500 \frac{mm}{min}$



Figura 3.13. Lubricante para trefilación

Esta trefilación en laboratorio se realizó en las mismas condiciones que el estudio anterior, variando nuevamente la velocidad. Esta vez las velocidades usadas fueron 10 [mm/min], 100 [mm/min] y 500 [mm/min] considerando que la velocidad de 1 [mm/min] usada en la primera

experiencia, era demasiado baja. Como era esperable, la fuerza necesaria para realizar la trefilación disminuyó en todas las mediciones, manteniéndose dicha fuerza independiente de la velocidad con que se traccionaba el tubo a través del dado. Las Figuras 3.14, 3.15 y 3.16 muestran dichos resultados.

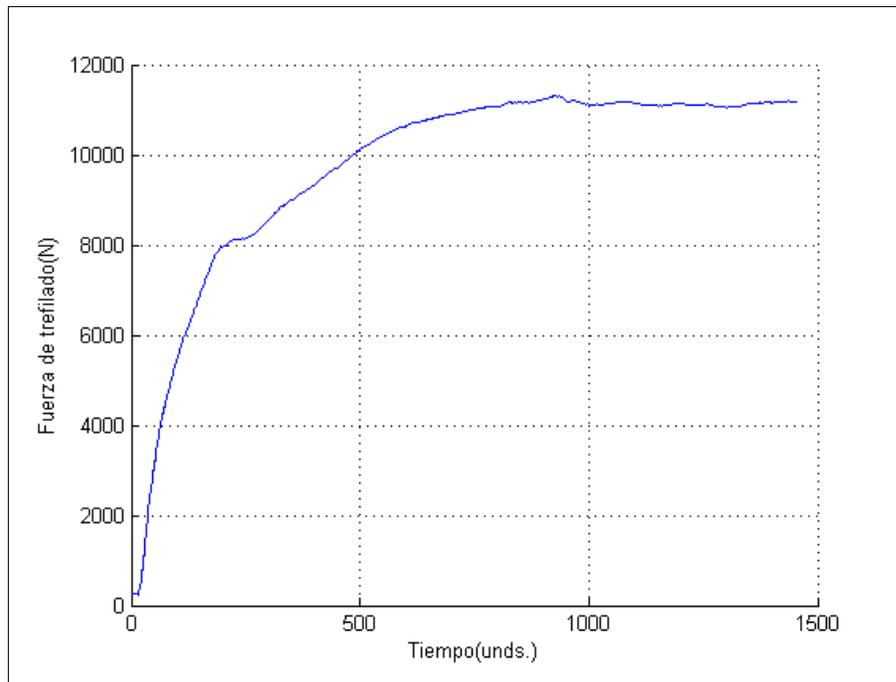


Figura 3.14. Ensayo de trefilación lubricado $10 \frac{mm}{min}$

La fuerza de trefilación en este caso es en promedio aproximadamente de 11300 [N], es decir, debido a la acción del jabón lubricante, se logra reducir dicha fuerza en alrededor de 2000 [N].

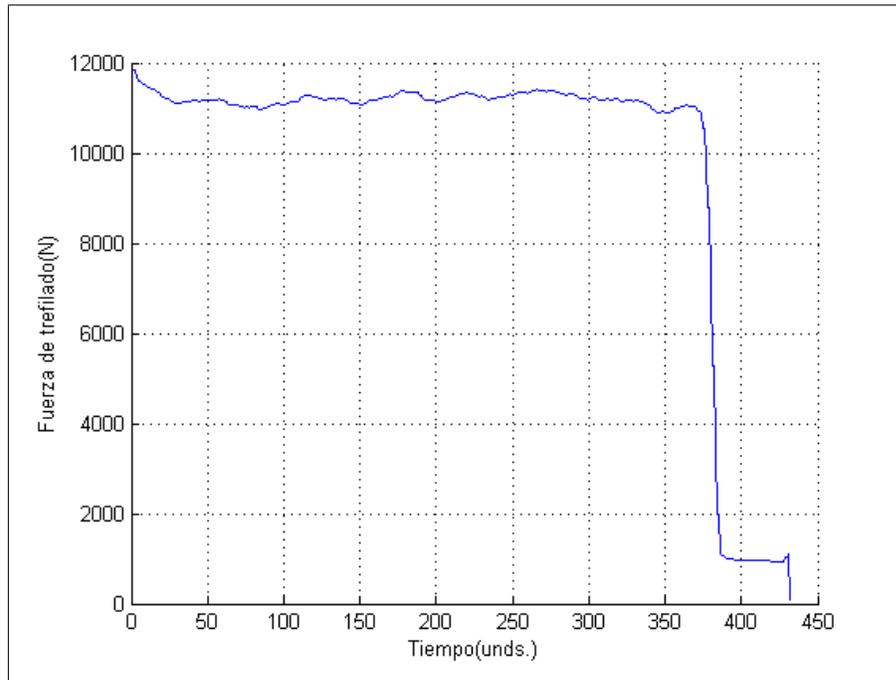


Figura 3.15. Ensayo de trefilación lubricado $100 \frac{mm}{min}$

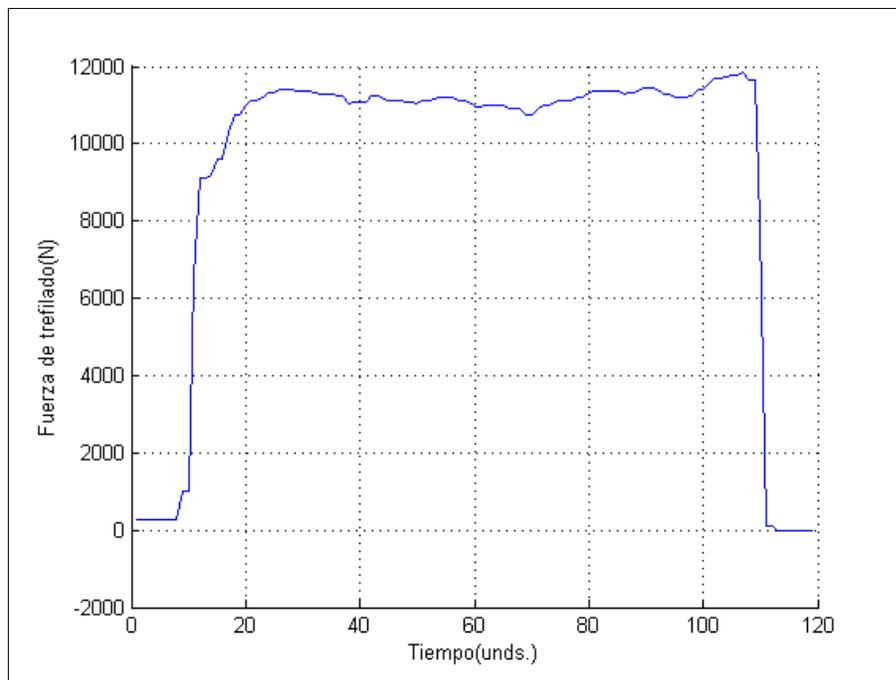


Figura 3.16. Ensayo de trefilación lubricado $500 \frac{mm}{min}$

3.3. Medición del espesor resultante

Debido al tipo de trefilación en estudio, es decir, trefilación sin pepa y sin mandril, no es posible asegurar la invariabilidad del espesor final del tubo, ni tampoco forzar a que éste adopte un espesor dado. Por esta razón, se tomó uno de los tubos trefilados y se dividió en secciones de manera de determinar su espesor mediante la medición del diámetro final interno y externo. Se debió tener cuidado de efectuar cortes limpios mediante el uso de una sierra de paso fino, de manera de que la viruta producida en el canto del corte no afectara la precisión de la medición realizada. En la Figura 3.17, es posible observar las muestras obtenidas y la distribución usada.



Figura 3.17. Medición de espesor final del tubo trefilado en laboratorio

En la Tabla 3.2, se exponen los resultados de las mediciones realizadas en cada sección del tubo trefilado con lubricación.

Tabla 3.2. Tabla medición de espesor final del tubo trefilado en laboratorio

N° Medición	Diámetro int. [mm]	Diámetro ext. [mm]	Espesor [mm]
1	10.4	13.5	1.55
2	10.45	13.4	1.48
3	10.5	13.4	1.45
4	10.5	13.5	1.50
5	10.6	13.6	1.50
6	10.6	13.6	1.50
7	10.65	13.5	1.43
8	10.6	13.5	1.45
9	10.5	13.6	1.55
10	10.7	13.45	1.38
11	10.7	13.5	1.40
12	10.75	13.5	1.38
13	10.6	13.55	1.48
14	10.5	13.6	1.55
15	10.6	13.55	1.48
16	10.5	13.45	1.48
Promedio	$10.6^{+0.15}_{-0.2}$	$13.5^{+0.1}_{-0.1}$	$1.47^{+0.08}_{-0.09}$

Finalmente, el tubo queda con un espesor promedio de 1.47 [mm], el cual es muy similar al inicial que fue de 1.45 [mm]. Nótese, sin embargo, que el espesor varía ligeramente en cada sección medida.

Capítulo 4. SIMULACIÓN NUMÉRICA DEL PROCESO DE TREFILADO DE TUBOS

4.1. Introducción

En este capítulo se presenta un análisis mediante el uso de simulación numérica basada en el método de elementos finitos. Para llevar a cabo esto, es necesario seguir un estricto orden de etapas consecutivas de manera de asegurar la validez y exactitud de los cálculos realizados. Primeramente, se llevará a cabo una caracterización del material, de manera de definir los parámetros que serán usados en el siguiente paso para realizar la simulación del proceso de trefilado, la cual será continuamente observada y a la vez contrastada con las mediciones experimentales del capítulo anterior. Si los resultados convergen a un valor único, considerando por supuesto cierto margen de error, la simulación habrá sido exitosa, es decir, representativa del proceso real.

4.2. Simulación del ensayo de tracción

El objetivo de esta primera simulación es caracterizar el comportamiento mecánico del material durante un ensayo de tracción de un tubo de diámetro externo 15.9 [mm] y diámetro interno 13 [mm] (ver Figura 3.1). La probeta usada en la simulación tendrá además 25 [mm] de largo, es decir, se busca realizar la simulación en las mismas condiciones geométricas que el tubo real considerando la mitad de la distancia extensométrica, de manera de poder ajustar adecuadamente los parámetros del material. De acuerdo a la simetría del problema, sólo es necesario realizar el mallado de una sección plana de la probeta tal como se muestra en la Figura 4.1.

El centro vertical de la probeta posee una malla más refinada de manera de asegurar una buena aproximación de los gradientes de las diferentes variables que se espera que se produzcan en esa zona. Una vez generada esta geometría, mediante el uso del programa VULCAN se realiza entonces la simulación del ensayo de tracción, utilizando el modelo de la mecánica del continuo descrito en el apartado 2.3.

Considerando esta configuración, se puede apreciar que la curva numérica de tensión ingenieril axial versus deformación ingenieril axial se ajusta perfectamente a las curvas que se obtuvieron en los ensayos de tracción. Es importante notar que la zona donde es importante que dicho ajuste se cumpla es bajo el 20% de deformación ya que es el margen, considerando cierta holgura, en el que

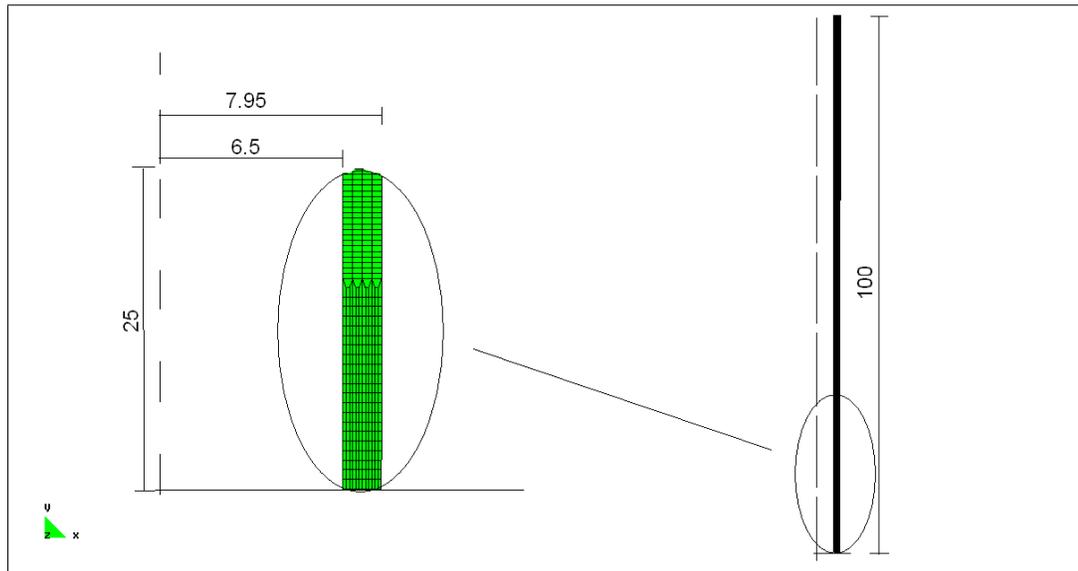


Figura 4.1. Malla del ensayo de tracción

se produce el proceso de trefilado. En la Figura 4.2 es posible observar entonces el resultado de la simulación contrastado con una curva representativa de los distintos ensayos de tracción realizados con anterioridad (ver Figura 3.2).

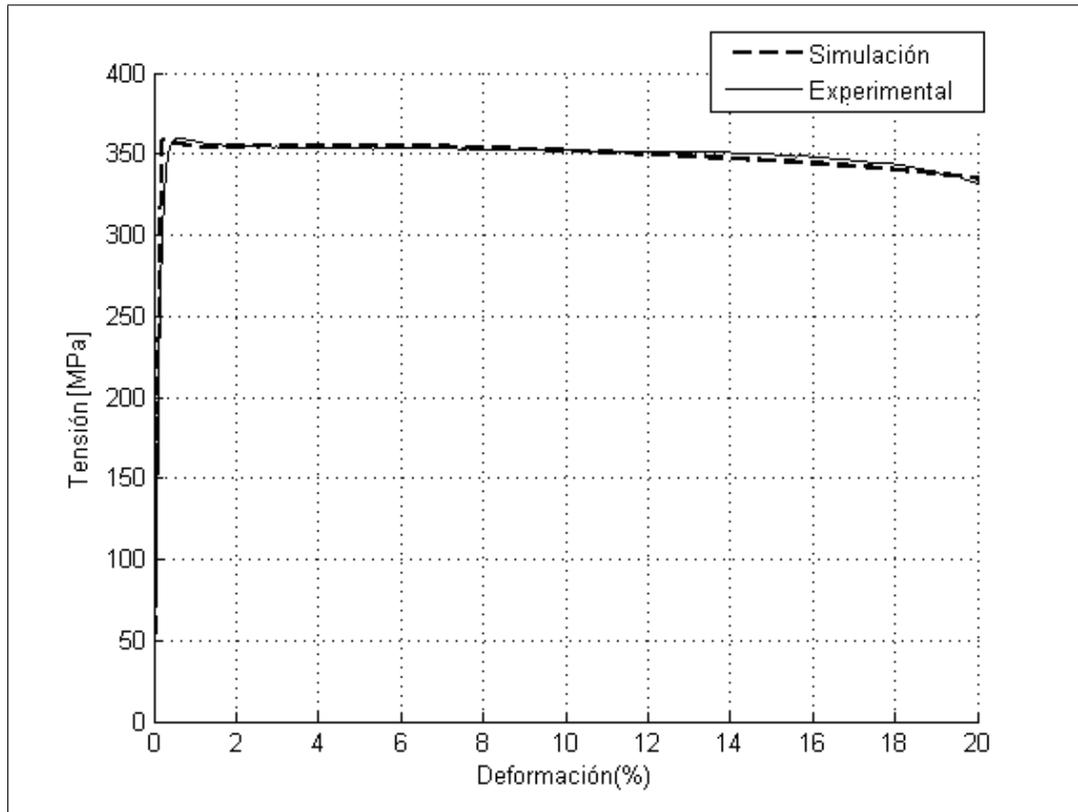


Figura 4.2. Curvas de simulación numéricas y experimental del ensayo de tracción

Tomando las ecuaciones (2.25) y (2.27), tenemos una definición del material dada por:

$$C_y = C_{y0} + A^P (\bar{\epsilon}^P)^{n^P} \quad (4.1)$$

Ajustando la curva para el material sin trefilar, los parámetros del mismo quedarían dados por:

$$C_{y0} = 346 [\text{MPa}]$$

$$A^P = 520 [\text{MPa}]$$

$$n^P = 0.5$$

Los demás parámetros, como por ejemplo los módulos de Young y de Poisson, quedan dados por valores típicos para el acero (Shigley & Mischke, 2001).

En el Anexo B es posible observar el ajuste realizado para la curva de tracción del material ya trefilado.

En la Figura 4.3, es posible apreciar los contornos de deformación plástica efectiva proporcionada por la simulación del ensayo de tracción para el nivel de deformación ingenieril de ruptura del 20%.

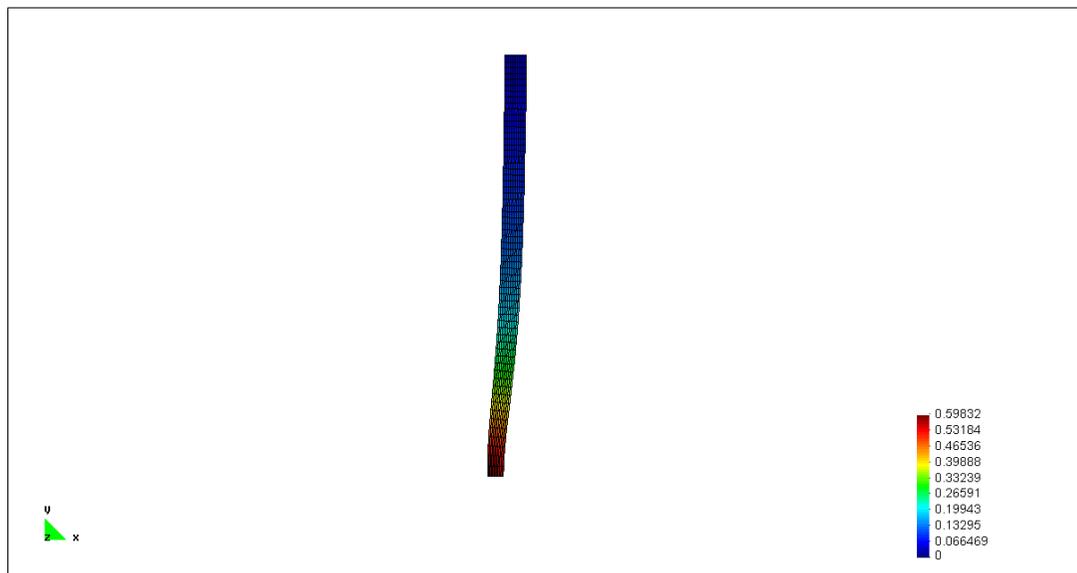


Figura 4.3. Deformación plástica efectiva de la simulación numérica del ensayo de tracción para el nivel de deformación ingenieril de ruptura del 20%.

Es posible ver en la Figura 4.3, como la simulación numérica emula la formación del cuello en la probeta provocando una fuerte deformación concentrada en esta zona que lleva finalmente a la rotura del material. Es importante notar en este punto que el modelo utilizado en este caso, no es capaz de simular la fractura del material, por lo cual podría seguirse deformando infinitamente, situación que por supuesto no tiene sentido en un ensayo real.

Por otro lado, es importante considerar que estos parámetros, aunque se ajustan a la perfección al comportamiento del ensayo realizado en laboratorio, podrían representar un caso particular para este tipo de comportamiento, es decir, para la evolución de la tensión a medida que aumenta la deformación. Es por esto que el modelo, usando los parámetros anteriormente mencionados, debe ser capaz de ajustarse, al menos con cierto rango de error, a otros resultados obtenidos en el ensayo de laboratorio como, por ejemplo, la disminución de diámetro durante el ensayo de tracción. En la

Figura 4.4 se presenta la evolución del diámetro externo del tubo. Se puede ver que la simulación se ajusta de manera razonable también en este caso, prediciendo el cambio de pendiente, en este caso cercano al 16% de deformación, relacionado con la formación del cuello en la probeta que provoca que su diámetro disminuya más rápidamente. Cabe destacar que es difícil medir la disminución del diámetro en la probeta traccionada en el laboratorio debido a que, por un lado, es difícil predecir dónde comenzará a formarse el cuello y, por otro lado, es importante tener cuidado al realizar estas mediciones de no tocar ni interferir la medición del extensómetro de manera de no modificar las otras mediciones realizadas. En la Tabla 4.1 es posible apreciar el error obtenido en los resultados del diámetro final obtenido en el estado de ruptura.

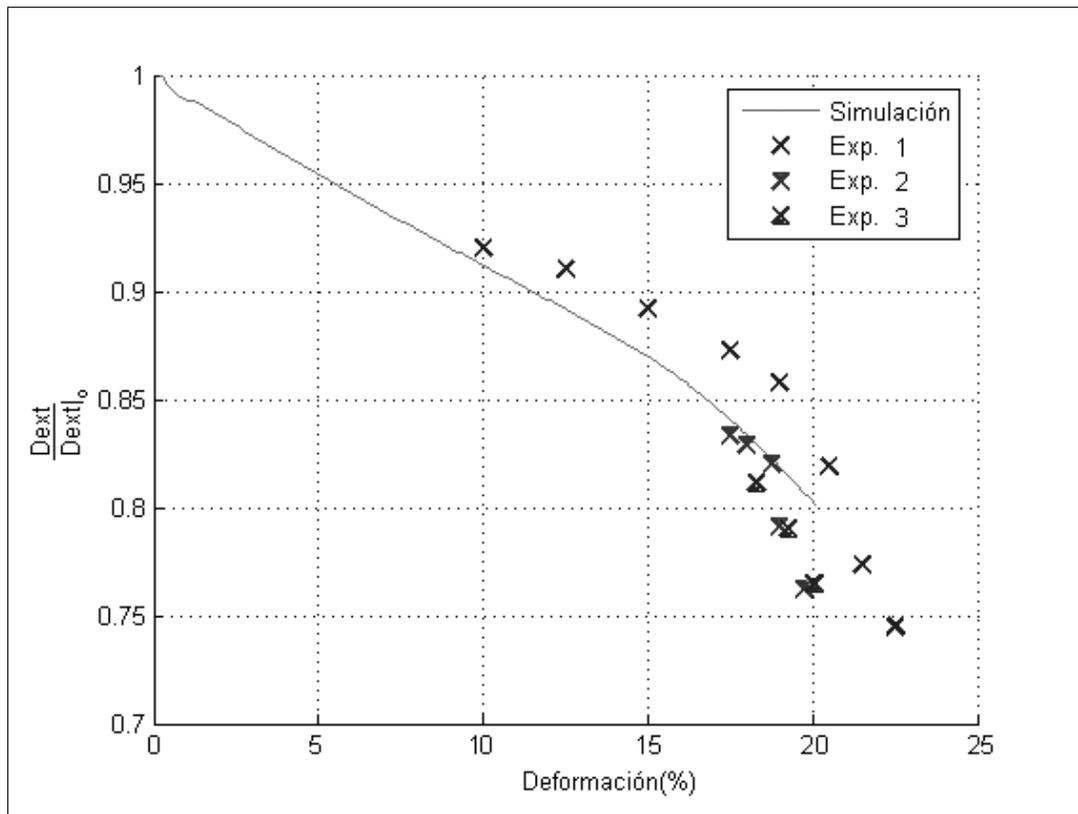


Figura 4.4. Disminución de la relación del diámetro externo del tubo durante el ensayo de tracción

Tabla 4.1. Diámetros finales observados en la simulación y en los ensayos de tracción

Probeta	Diám Final [mm]
1	11,85
2	12,12
3	12,16
Promedio	12,04 ^{+0.12} _{-0.19}

Como se puede ver en la Tabla 4.1 la predicción del diámetro final, considerando una deformación promedio al momento de ruptura en las probetas, es decir de 20%, tiene un valor mayor en 0.7 [mm] al promedio del real. Una explicación para este fenómeno es que debido a que el material real no es del todo homogéneo, el lugar donde se va a formar el cuello no es único en un comienzo, es decir, existen varios puntos de menor resistencia donde el material podría fallar y romperse, y sólo tiende al más débil en un instante más avanzado del ensayo de tracción. Para poder emular esta condición en el material homogéneo de la simulación, es necesario que éste tenga propiedades levemente distintas al material real debiendo ser ligeramente más resistente, de manera de conseguir la deformación y la tensión adecuadas, provocando que el adelgazamiento en la zona del cuello del espesor del tubo sea finalmente menor, produciendo el error anteriormente mostrado. Por otro lado es difícil comprobar esta condición debido a la imposibilidad de medir el diámetro interno del tubo durante el ensayo de tracción realizado en el laboratorio, lo cual podría mostrar la evolución de este diámetro.

Una vez validada la precisión del modelo, es entonces posible usarlo para analizar otros aspectos del material y del proceso de trefilado. Una propiedad importante es demostrar si el endurecimiento aparente es realmente efectivo en el material. Con tal motivo se grafica en la Figura 4.5 la evolución de la tensión verdadera en función de la deformación verdadera durante el ensayo de tracción.

En la Figura 4.5 es posible observar entonces que el endurecimiento del material durante la tracción es real, el cual se ve representado por la pendiente positiva que se produce en la curva observada, generada por la relación entre la tensión necesaria para realizar la trefilación y la evolución del área durante el proceso.

4.3. Simulación de trefilado

4.3.1. Nomenclatura del análisis

Para realizar el análisis en detalle de las tensiones al interior y en el contorno del tubo, se utilizará una convención similar a la usada para el trefilado de alambres por Palacios (2006). Se analizarán en una primera instancia líneas de corte radiales, en puntos específicos concentrados principalmente en la zona de modificación del diámetro del tubo, para poder observar en detalle cómo se distribuyen las distintas variables de interés en la geometría del objeto simulado.

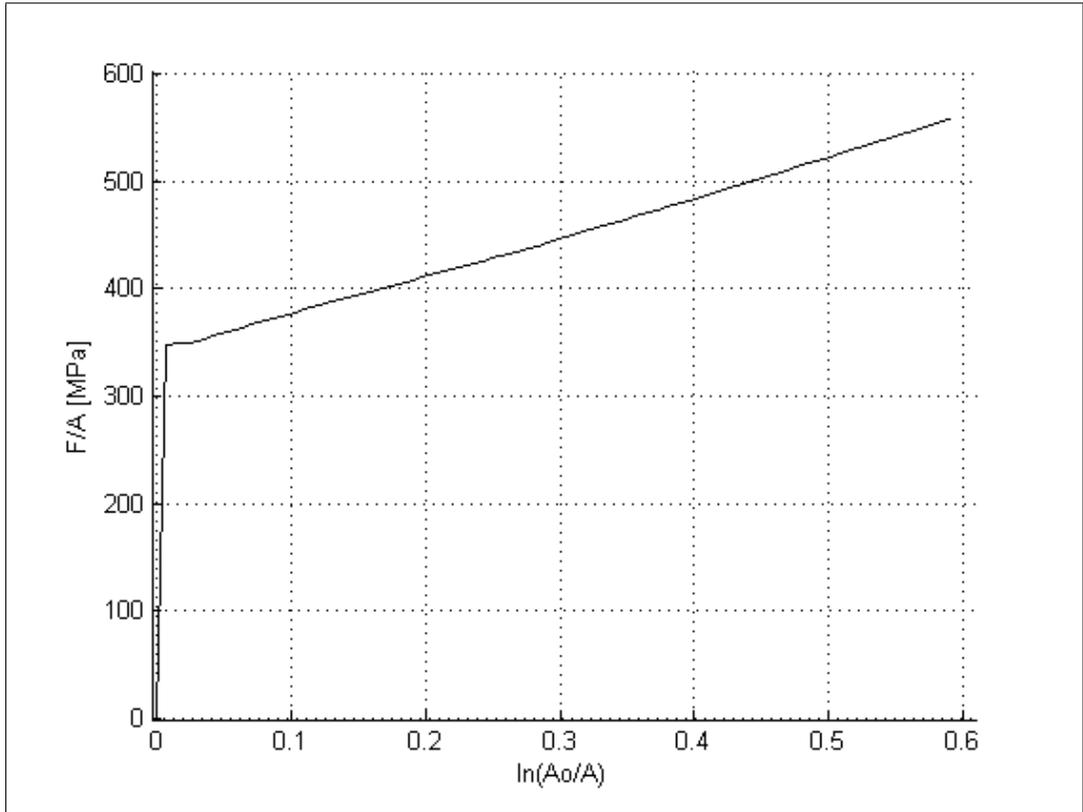


Figura 4.5. Evolución de la tensión verdadera versus deformación verdadera durante el ensayo de tracción

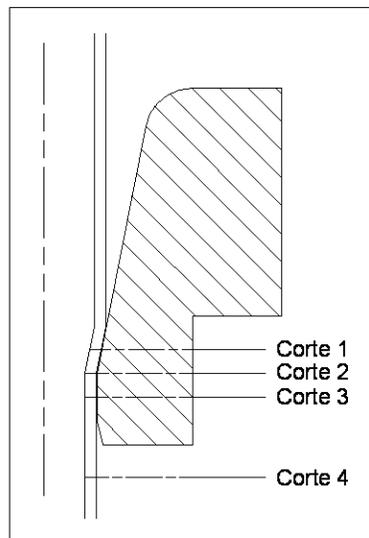


Figura 4.6. Líneas de medición en el tubo durante la simulación

En la Figura 4.6 se aprecia que las líneas de interés fueron ubicadas desde arriba hacia abajo, en la mitad de la reducción del diámetro, al terminar dicha reducción, en la mitad de la zona más angosta del dado y, finalmente, cuando el tubo ha terminado de ser trefilado. El corte 1 tiene como finalidad establecer una base de comparación para la evolución de las variables involucradas, los cortes 2 y 3 tienen como objetivo mostrar un estado más avanzado de dichas variables, junto con demostrar el por qué de la longitud de la zona que los contiene ya que en su recorrido se produce la transformación del material. Finalmente el corte 4 es una muestra del estado final en el que se encontrará el material.

De manera similar, es de interés analizar la evolución de distintos puntos del contacto existente entre el tubo y el dado, para cuantificar el nivel de los esfuerzos que el dado debe soportar. Cabe destacar que para el dado, a diferencia del tubo, es importante analizar la evolución de los esfuerzos a medida que la trefilación avanza ya que, aunque gran parte del proceso de trefilado se encuentra también sometido a un régimen constante de esfuerzos, el desgaste y por consiguiente la duración del dado podría verse comprometida si, por alguna razón, el comienzo de la trefilación no está debidamente controlada. En la Figura 4.7, se observan los puntos de la superficie externa del tubo analizados. Ésta será entonces la nomenclatura utilizada con la que se analizará en los casos siguientes los distintos parámetros involucrados en las simulaciones realizadas.

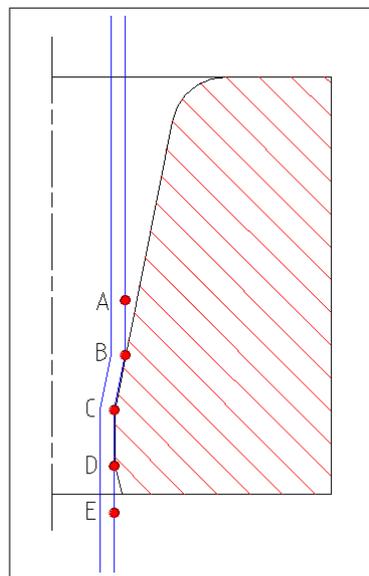


Figura 4.7. Puntos de medición en la zona de contacto entre el tubo y el dado, durante la simulación

4.3.2. Estimación del coeficiente de roce

Debido a la gran dificultad que supone medir específicamente el valor del coeficiente de roce entre dos materiales para una geometría dada, a continuación se realizará una estimación de este coeficiente de manera de obtener un buen resultado en la simulación de trefilación. Para ello es necesario, en una primera instancia, establecer un rango de valores cercanos al que dicho coeficiente debería tener. Considerando los modelos de coeficiente de roce propuestos anteriormente (Martínez et al., 2007), es posible entonces suponer que para una trefilación de alambre el valor del coeficiente de roce de Coulomb será de aproximadamente $\mu = 0.15$ (Majzoobi, Fereshteh, & Aghili, 2009; Palacios, 2006), debiendo ser un poco más alto para el caso de la trefilación de tubos (Rubio et al., 2006). Considerando dichas condiciones, el valor debería ser cercano a $\mu = 0.2$. Teniendo un valor acotado y de manera de obtener un resultado más preciso se realizó, en una segunda instancia, un cálculo analítico para validar la suposición anteriormente propuesta. Para ello se usó la ecuación VarSLAB y la de Siebel (ver apartados 2.2.2 y 2.2.3 respectivamente), las cuales proveen buenos resultados para el de rango de operación del caso en cuestión (Avitzur, 1983; Palacios, 2006).

Método VarSLAB: Despejando el coeficiente de roce de la ecuación de VarSLAB, se obtiene:

$$\mu = \frac{\left(\frac{\sigma_t}{\varepsilon C_y} - 1\right) \frac{\sqrt{3}}{(\cot \alpha + \tan \alpha)}}{2} \quad (4.2)$$

Método Siebel: Despejando el coeficiente de roce de la ecuación de Siebel, se obtiene:

$$\mu = \left(\frac{\sigma_t}{C_y} - \frac{2}{3}\alpha - \varepsilon\right) \frac{\alpha}{\varepsilon} \quad (4.3)$$

Para realizar los cálculos analíticos, se consideraron los siguientes valores:

Considerando estos valores, propios de la trefilación realizada en laboratorio con lubricación, la ecuación analítica de VarSLAB entrega un coeficiente $\mu = 0.1985$ y la de Siebel $\mu = 0.179$, es decir, tomando un promedio entre tales resultados, el coeficiente de roce según el criterio de Coulomb

Radio inicial externo	$R_o = 15.9/2[\text{mm}]$
Radio inicial interno	$R_i = 13/2[\text{mm}]$
Radio final externo	$R_{of} = 13.5/2[\text{mm}]$
Radio final interno	$R_{if} = 10.6/2[\text{mm}]$
Semi-ángulo del dado	$\alpha = 11^\circ$
Límite elástico promedio	$\bar{C}_y = 346[\text{MPa}]$
Tensión de trefilado (experimental con lubricación)	$\sigma_t = 230[\text{MPa}]$

debería ser cercano a $\mu = 0.19$. Usando este valor, como se verá a continuación, el resultado de la simulación es correcto y válido según las mediciones obtenidas en el laboratorio.

4.3.3. Simulación numérica de trefilado

Todos los elementos involucrados en el proceso normal de trefilación, es decir, el dado y el tubo trefilado, poseen simetría en función a un eje central. Considerando esto es posible entonces utilizar un método similar al usado en el ensayo de tracción, es decir, creando una malla para una sección plana que pueda ser rotada alrededor de dicho eje. La malla generada de este modo es observable en la Figura 4.8.

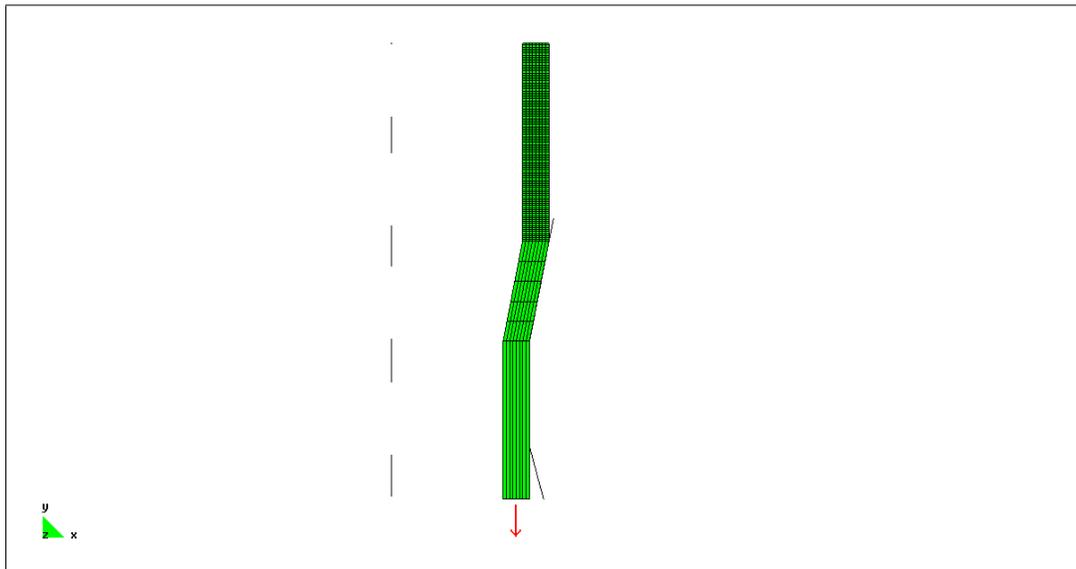


Figura 4.8. Malla de la simulación de trefilación

Como se puede ver en la Figura 4.8, al igual que en el ensayo de tracción, la zona de mayor interés posee una malla más refinada, de manera de obtener un resultado más preciso en el tubo a

trefilar. Existe sin embargo un problema con la simulación. Como se puede ver en la Figura 4.9, se produce una separación entre el tubo y el dado. Esto ocurre debido a la rigidez del material del tubo, el cual no logra adaptarse al brusco cambio de ángulo que presenta el dado cuando termina la zona de reducción. Esto se solucionó suavizando dicho cambio sin variar el ángulo de trefilación. De este modo se logró que el tubo no se separara del dado, como es posible observar en la Figura 4.10. Este último hecho es consistente con las observaciones experimentales.

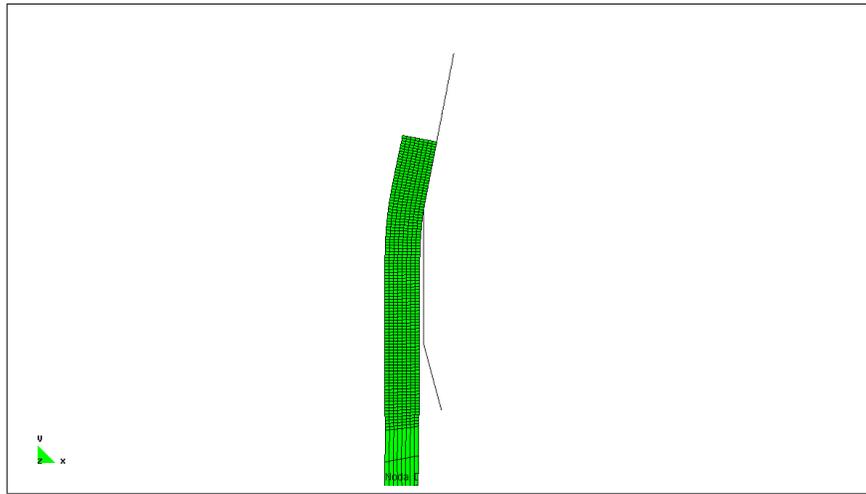


Figura 4.9. Separación del tubo durante la simulación

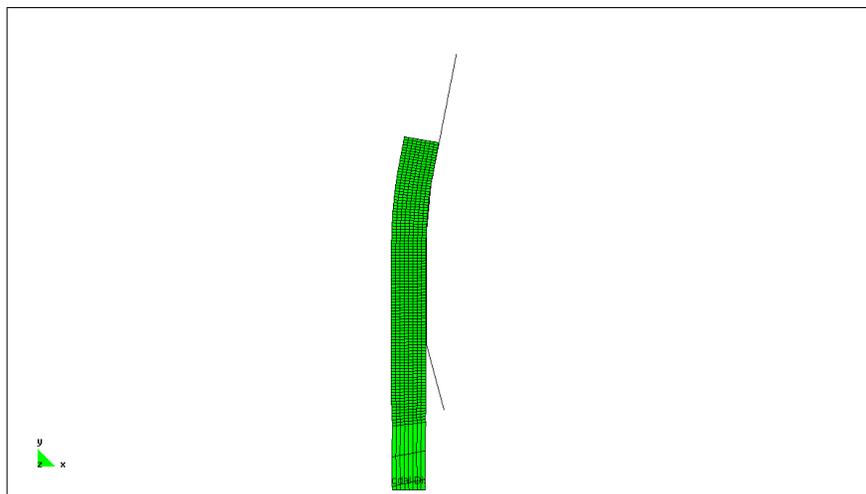


Figura 4.10. Ajuste de la separación del tubo durante la simulación

Usando el programa VULCAN y los parámetros del material obtenidos en la simulación anterior, es posible observar en la Figura 4.11, la distribución del esfuerzo de Von Mises durante el proceso de trefilación una vez que la simulación ha entrado en un régimen estacionario.

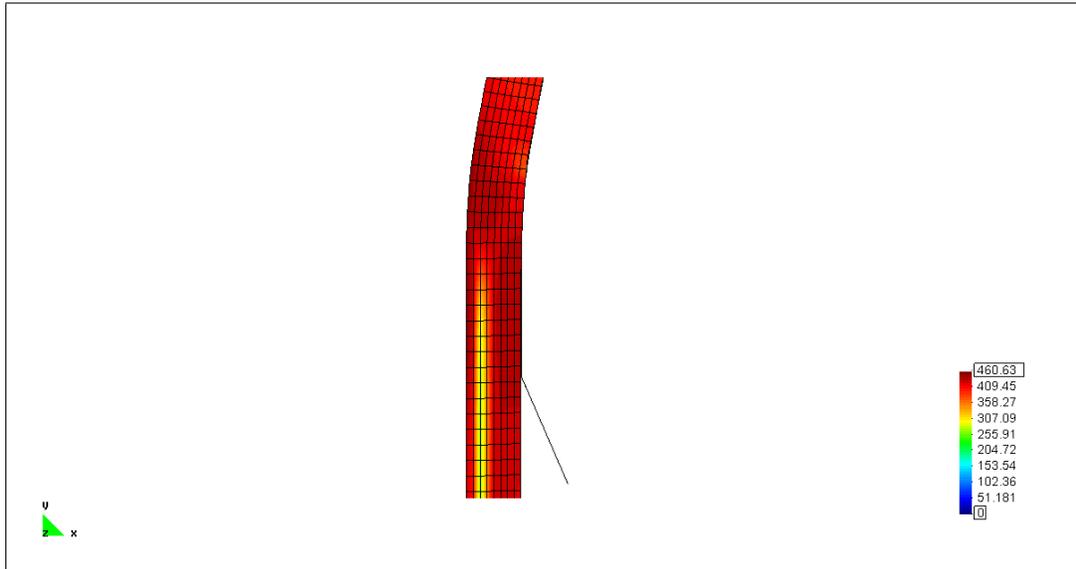


Figura 4.11. Resultados de la simulación de trefilación: Esfuerzo de Von Mises

Se aprecia que el esfuerzo de Von Mises se encuentra concentrado en la zona donde la deformación plástica se está llevando a cabo, alcanzando en esta región su valor máximo. Es también interesante observar que la distribución radial del esfuerzo no es uniforme. Este resultado se estudiará en detalle más adelante.

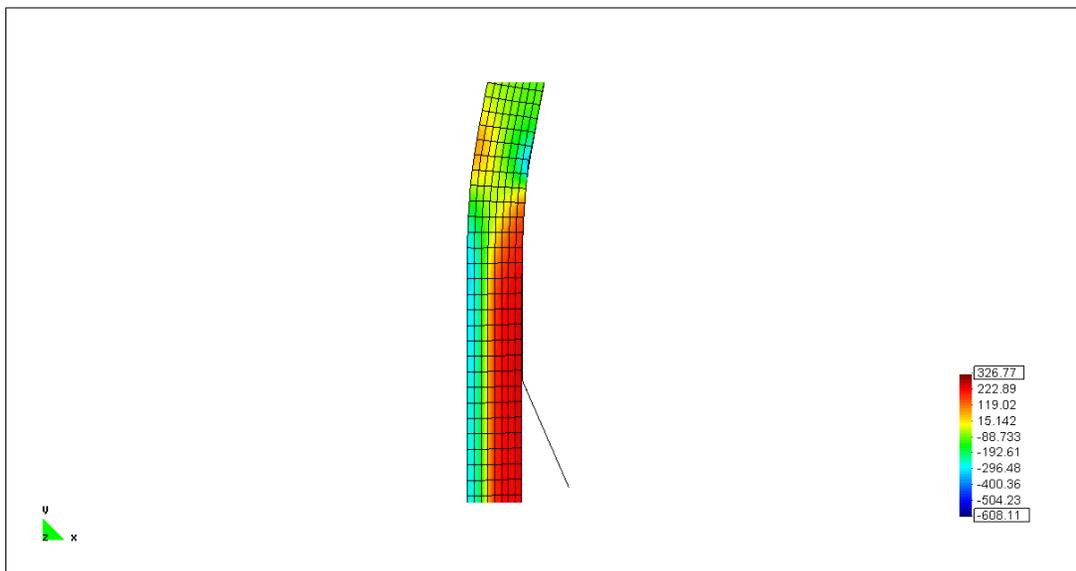


Figura 4.12. Resultados de la simulación de trefilación: Presión

En la Figura 4.12 se presenta la presión resultante del proceso de trefilación. Los resultados obtenidos son esperables, la pared exterior en contacto con el dado, recibe una presión positiva un poco superior a 300 [MPa], sin embargo, debido a la geometría propia del tubo, es la cara interior la que se encuentra a mayor presión, la cual a su vez, debido a la concavidad de la zona, es negativa cercana en valor absoluto a 300 [MPa].

Por otro lado se puede ver en la Figura 4.13 la deformación plástica efectiva sufrida por el material durante la simulación de trefilación realizada. Como es observable, la distribución es más o menos pareja, siendo ligeramente mayor en la cara interior del tubo, alcanzando en zonas puntuales casi 0.5 de deformación plástica efectiva, aunque en promedio es en la mayor parte del tubo cercana a 0.3.

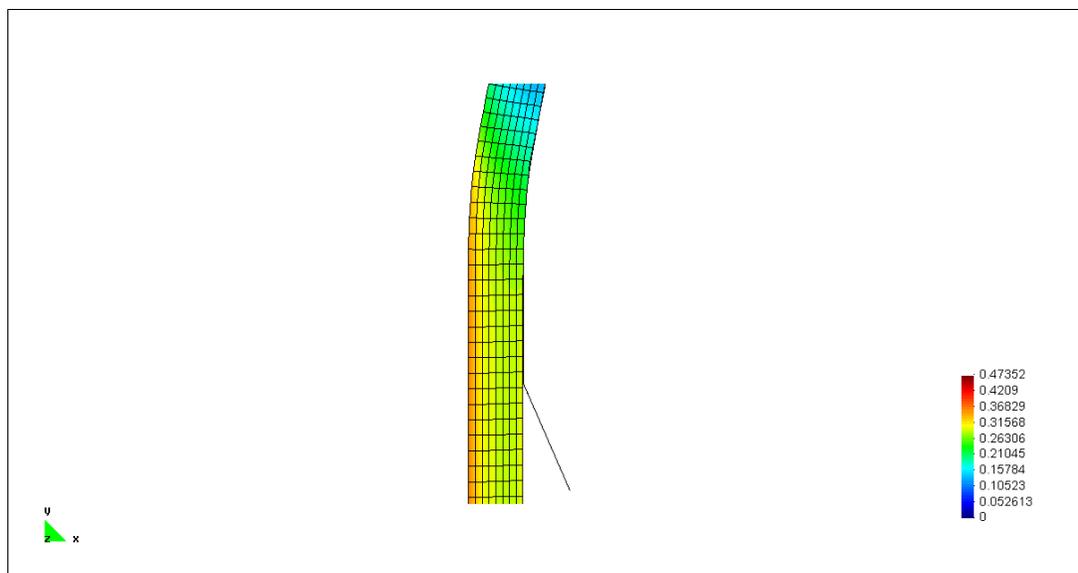


Figura 4.13. Resultados de la simulación de trefilación: Deformación Plástica Efectiva

Considerando estas condiciones, la fuerza obtenida necesaria para llevar a cabo la trefilación es de aproximadamente 11600 [N], es decir, la simulación es consistente con el valor de fuerza de trefilado de 11300 [N] medido experimentalmente (ver apartado 3.2.3). La Figura 4.14 muestra la evolución de la carga conforme avanzan los pasos de la simulación.

A continuación se presentan en la Figura 4.15 los resultados de la simulación del perfil radial del esfuerzo de Von Mises para los cortes especificados en la Figura 4.6.

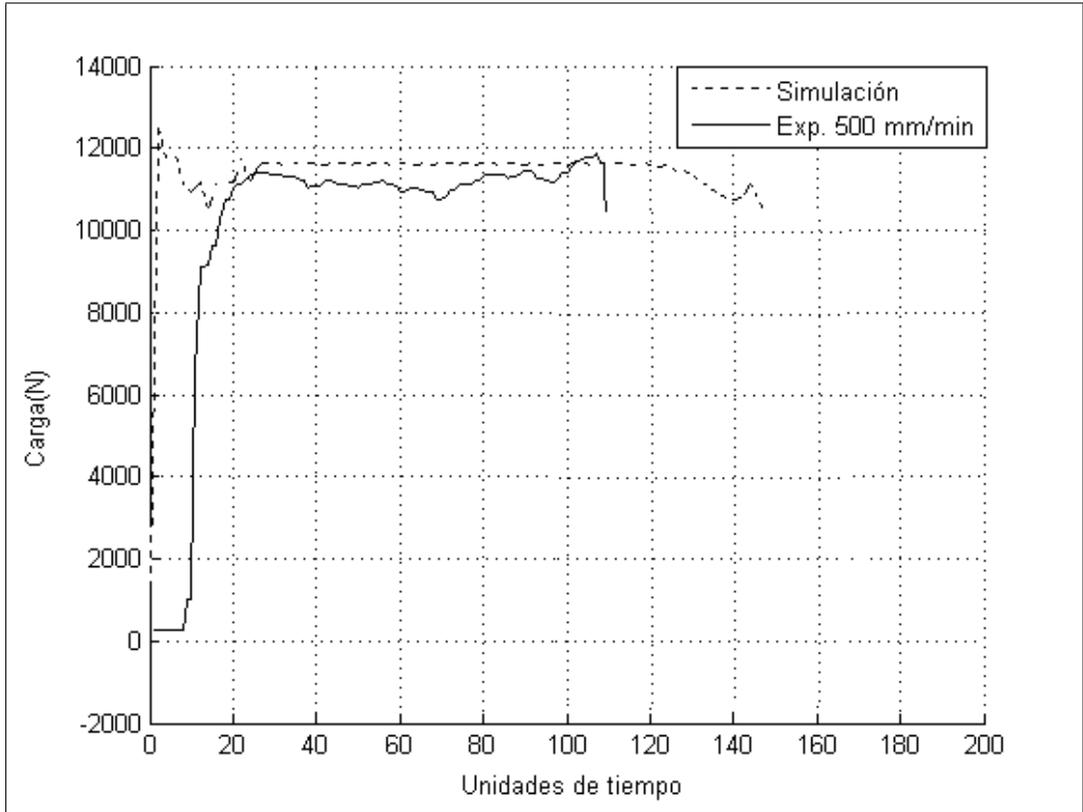


Figura 4.14. Carga final de trefilado en la simulación

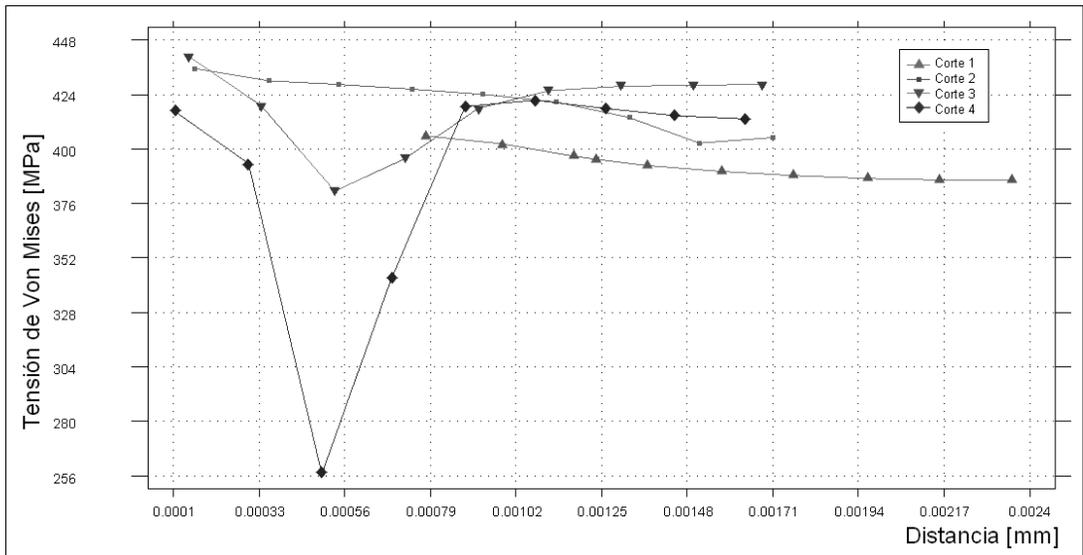


Figura 4.15. Perfil de esfuerzos de Von Mises

Corte 1: Es posible apreciar que la distribución del esfuerzo de Von Mises es prácticamente pareja y de una intensidad relativamente alta. Esto tiene lógica considerando que los esfuerzos deberían aumentar a medida que aumenta la deformación producida instantáneamente. Por otro lado, tal y como muestran los resultados de la simulación, no se esperan en esta zona grandes variaciones en los esfuerzos observados en la dirección radial debido a que el dado aún no produce una variación tan importante en la geometría del tubo.

Corte 2: En el segundo corte, al estar ubicado sobre la zona final de inflexión, se produce una mayor carga de esfuerzos. Sin embargo, como se puede apreciar, en esta zona no se ha alcanzado aún el máximo. Debido a la geometría irregular del dado en esta zona, los esfuerzos registrados también son irregulares. Vemos que el esfuerzo tiende a aumentar hacia la parte interna del tubo y disminuye más cerca del dado, aunque no precisamente en la superficie externa del tubo.

Corte 3: Una vez que el tubo ha llegado al diámetro final, el proceso de plastificación no ha terminado aún. Es por esto que se hace necesario conservar una zona del diámetro final esperado de un largo suficiente para que la plastificación completa se lleve a cabo. Como es posible ver, el tercer corte ubicado a la mitad de esta zona de plastificación mostrará entonces los mayores esfuerzos en la zona interna del tubo debido al comportamiento elástico del material el cual tiende a volver a la forma original, siendo impedido por la geometría de esta zona.

Corte 4: El cuarto y último corte muestra el estado de esfuerzos presentes en el tubo a la salida del dado. Observamos que los esfuerzos más importantes en este momento se encuentran en la zona interior del tubo, y que en el exterior, aunque son más bajos, de ningún modo son inexistentes. Es curioso ver que se produce entre la mitad de la pared y la cara interna del tubo un área con muy bajo esfuerzo. Esta zona dependerá principalmente del ángulo en que se realice el trefilado, ya que representa el punto en el cual se produce la mínima deformación en función a la curva recorrida por el material.

Manteniendo la nomenclatura presentada en la Figura 4.6, en las Figuras 4.16 y 4.17 es posible observar respectivamente los perfiles de la deformación plástica efectiva y la presión ejercida sobre

el tubo durante la trefilación, para cada uno de los cortes. Para el caso de la deformación plástica efectiva, se puede concluir que esta aumenta constantemente a medida que el trefilado avanza, excepto por los últimos dos cortes donde habiendo concluido el conformado deja de aumentar. Este hecho está apoyado además por la concavidad de la zona, la cual se opone al aumento de dicha deformación. En el caso de la presión es posible apreciar que luego del segundo corte, ésta cambia de signo en ambas caras, la interna y la externa. Esto indica que el contacto entre el tubo y el dado ya no existe o es muy ligero. Esta situación se explicaría suponiendo que en la realidad el desgaste y acomodamiento de la geometría del dado hace que este contacto se produzca, situación que no es posible estimar en esta simulación numérica.

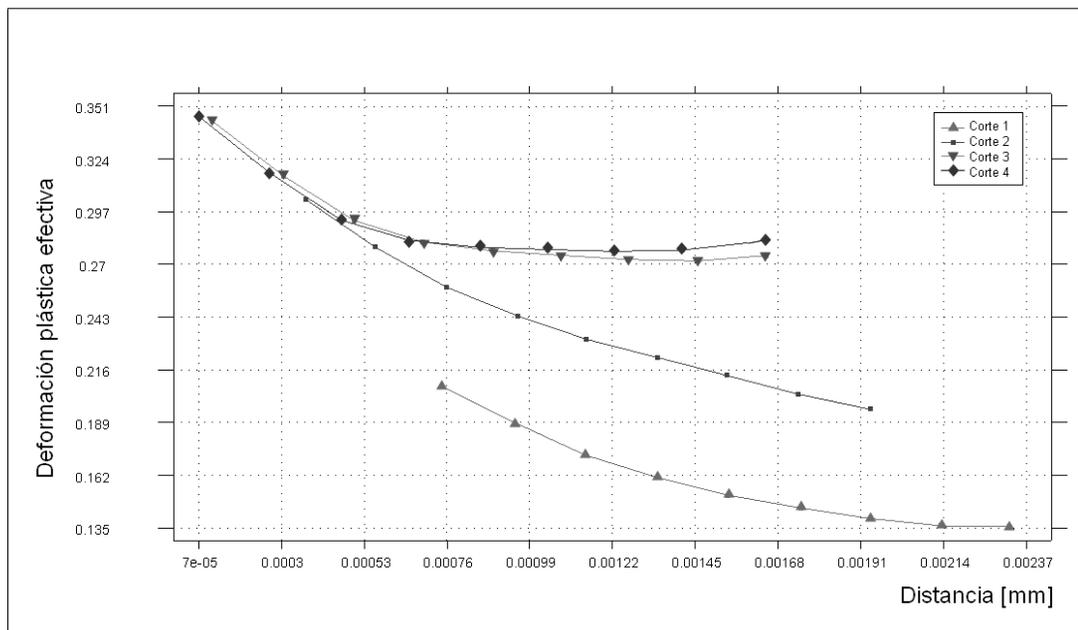


Figura 4.16. Perfil de la deformación plástica efectiva

En la Figura 4.18 podemos ver la evolución del esfuerzo de Von Mises de un punto perteneciente a la cara externa del tubo según el criterio especificado en la Figura 4.7. Es claro observar cómo la evolución de los esfuerzos es relativamente estable, salvo por zonas en las que sufre fuertes variaciones que se producen debido a inflexiones en el flujo de la trefilación, es decir los puntos B y C. Es importante notar que la redistribución de esfuerzos provoca que de manera neta éste tenga un menor valor.

En la Figura 4.19 es posible observar la evolución del esfuerzo de Von Mises de un punto perteneciente a la cara interna del tubo. Como se puede apreciar, la evolución del esfuerzo en esta cara, que no está en contacto directo con el dado, es mucho más suave, debido a que no es expuesto a

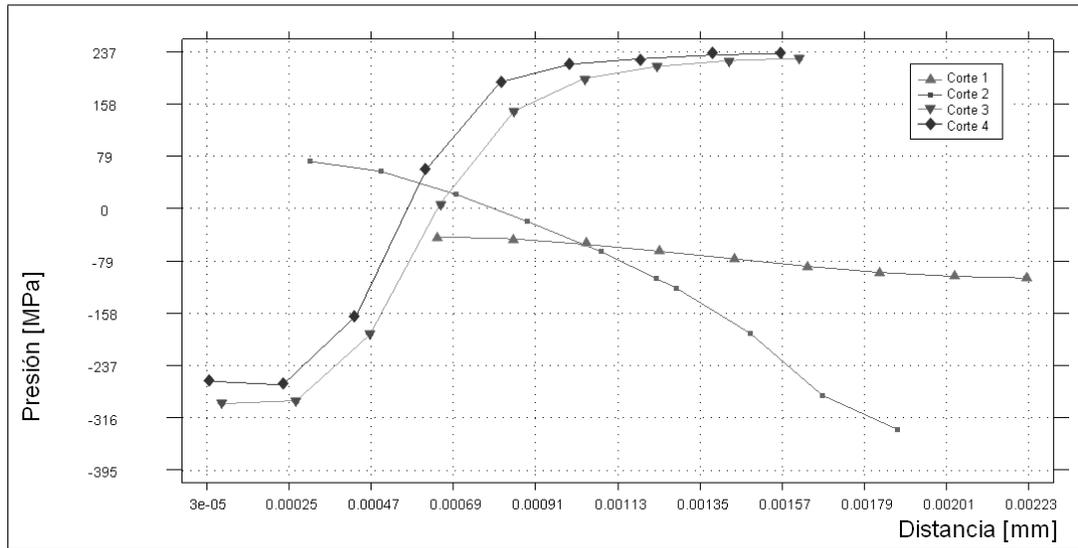


Figura 4.17. Perfil de la Presión

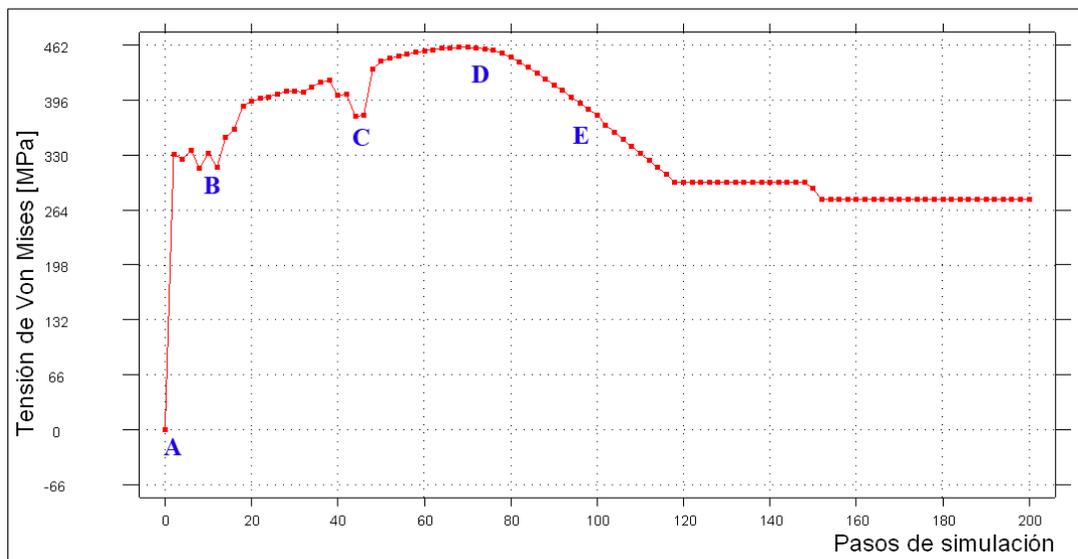


Figura 4.18. Evolución del esfuerzo de Von Mises en el contorno externo del tubo

las curvas bruscas de la geometría del dado directamente. Por otro lado, el esfuerzo final observado es mayor también. Esto se debe a que el lado interno del tubo, al tender a recuperar elásticamente su forma original se encuentra enfrentado a la geometría convexa que lo impide provocando dichos esfuerzos finales.

Finalmente en la Figura 4.20, encontramos un análisis de un punto perteneciente a la fibra neutra del tubo (línea donde se producen los menores esfuerzos de Von Mises) que se encuentra

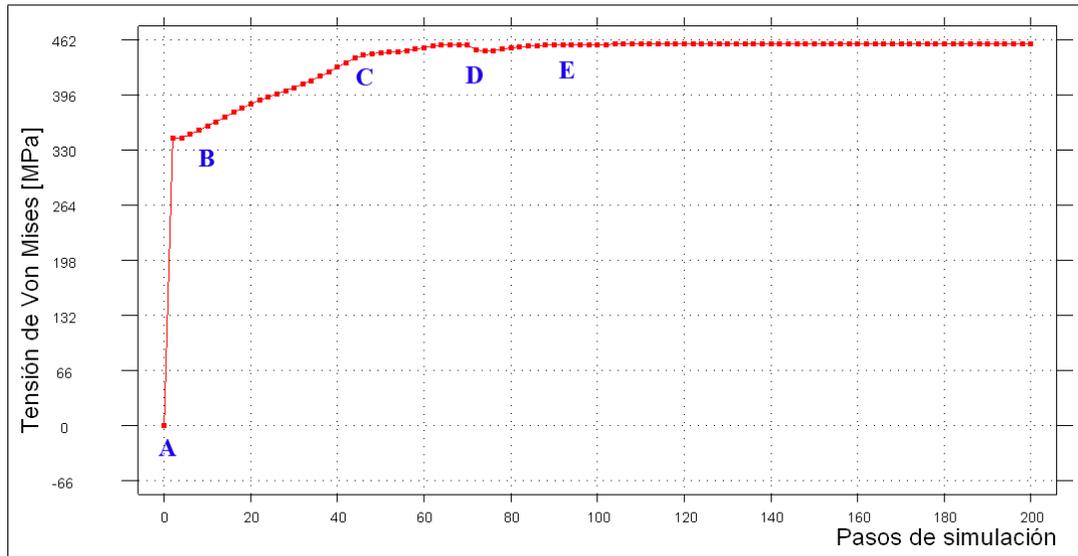


Figura 4.19. Evolución del esfuerzo de Von Mises en el contorno interno del tubo

a 0.58[mm] de la cara interior del tubo en dirección radial, es decir, a un 37.85% del espesor total. Como era esperable, una vez que alcanza el esfuerzo necesario para generar deformaciones plásticas que le permitan adquirir la nueva geometría, debido a su posición radial al interior del tubo, comienza rápidamente a perder esfuerzos finales finalizando con aproximadamente la mitad del valor de esfuerzo que los percibidos en la cara interna del tubo.

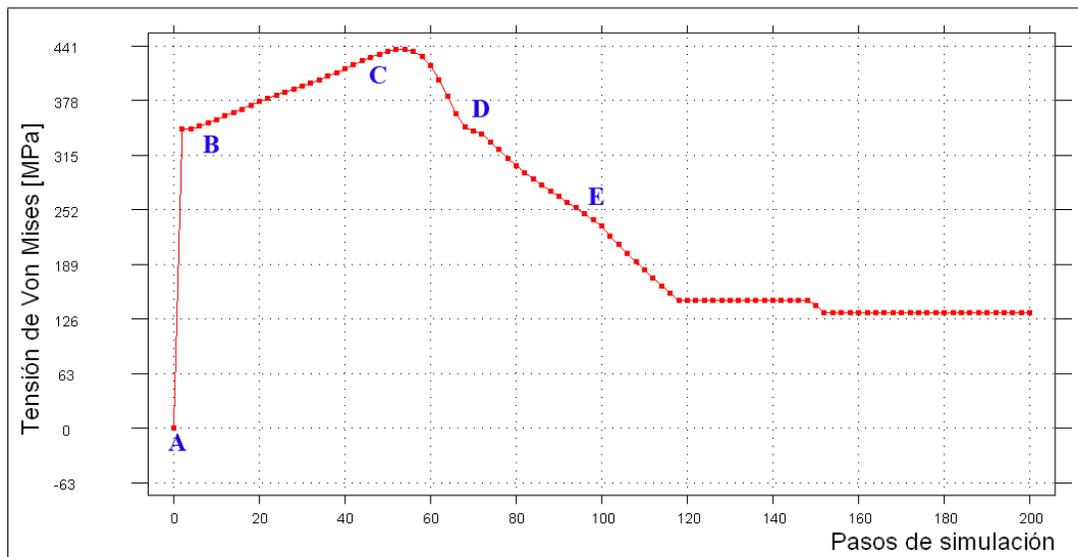


Figura 4.20. Evolución del esfuerzo de Von Mises en la fibra neutra del tubo

Es interesante realizar un análisis del estado final del material, es decir, cuando ya no está sometido a esfuerzos de ningún tipo y ha sido trefilado por completo. Los esfuerzos en este caso se

pueden observar en la Figura 4.21. Es importante notar que los esfuerzos son afectados por el hecho de que la simulación está acotada geoméricamente, por lo que es apropiado rescatar para el análisis la zona donde es posible apreciar un régimen permanente en los esfuerzos desarrollados sobre el producto final. Se aprecia en la Figura 4.22, la distribución de éstos. Como se podría haber supuesto, esta distribución de esfuerzos es similar a las de los cortes 3 y 4. Sin embargo, es claro cómo la porción externa del tubo, al dejar de estar en contacto con el dado, tiende a relajarse produciendo una disminución en los esfuerzos residuales. Esto trae como resultado un ligero aumento en el espesor del tubo, llegando a alcanzar 1.53 [mm], tal como se puede apreciar en la Figura 4.25. En la Tabla 4.2, se encuentra una comparación de la medición de los espesores en el caso experimental y en la simulación. El menor número de mediciones en el caso de la simulación se debe a que el largo del tubo trefilado no permite una mayor cantidad. Finalmente, es posible afirmar que los espesores, aunque no son iguales, se encuentran dentro de un rango de error aceptable lo que constituye un aspecto más de validación para la simulación.

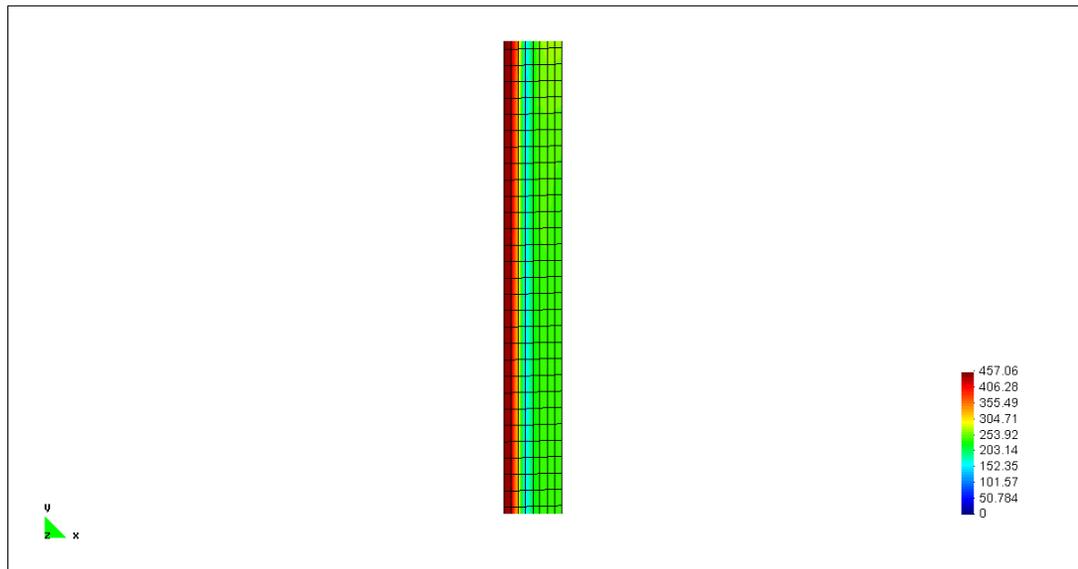


Figura 4.21. Esfuerzos residuales en el tubo trefilado

Por otro lado, la porción interna del tubo, debido a la geometría cóncava de la zona, no es capaz de relajar sus esfuerzos residuales, los cuales tienden a aumentar ligeramente en función a lo observado durante el proceso de trefilado, debido a que se encuentran concentrados en una porción menor del material. Finalmente, la fibra neutra (la línea de menor esfuerzo) disminuye aún más sus esfuerzos residuales. En las Figuras 4.23 y 4.24 es posible apreciar la descomposición de las tensiones observadas en el corte 4 y en la etapa residual. Como se puede ver ambas son bastante

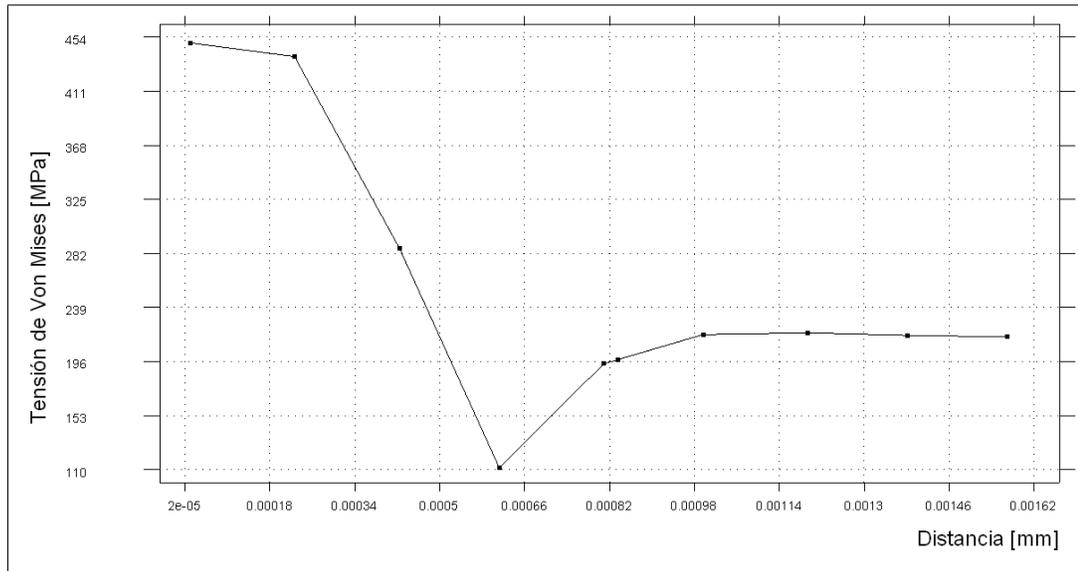


Figura 4.22. Perfil de esfuerzos residuales de Von Mises

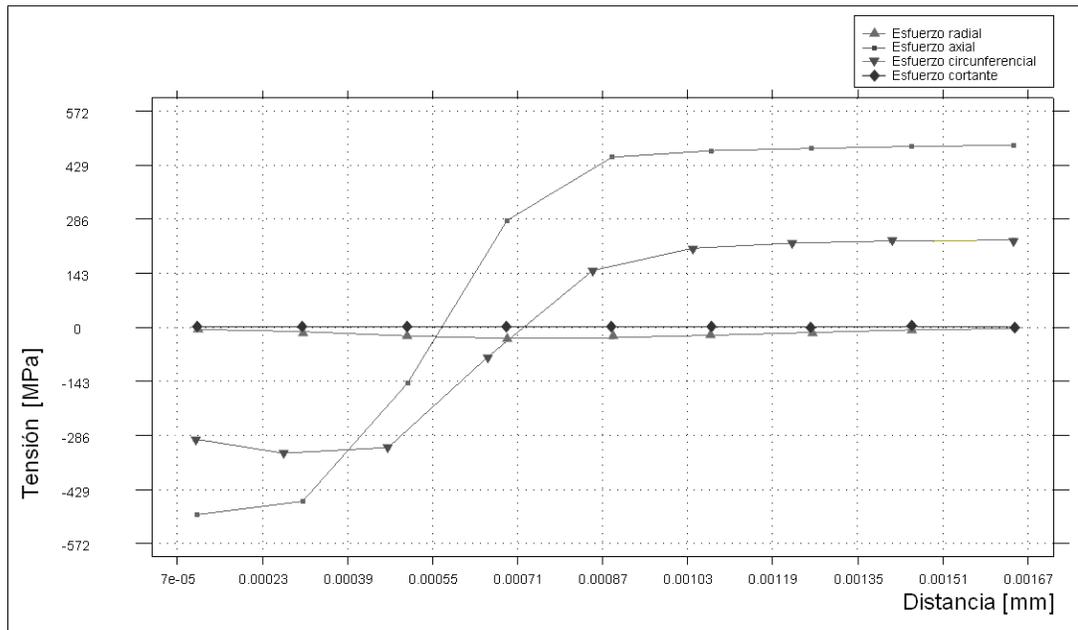


Figura 4.23. Perfil de tensiones en el corte 4 por componentes

similares, siendo un poco menores en el caso de las residuales. Por otro lado en los dos casos, cómo se podría haber supuesto, la componente más importante es la de dirección axial debido a la dirección que sigue el flujo de material durante el trefilado.

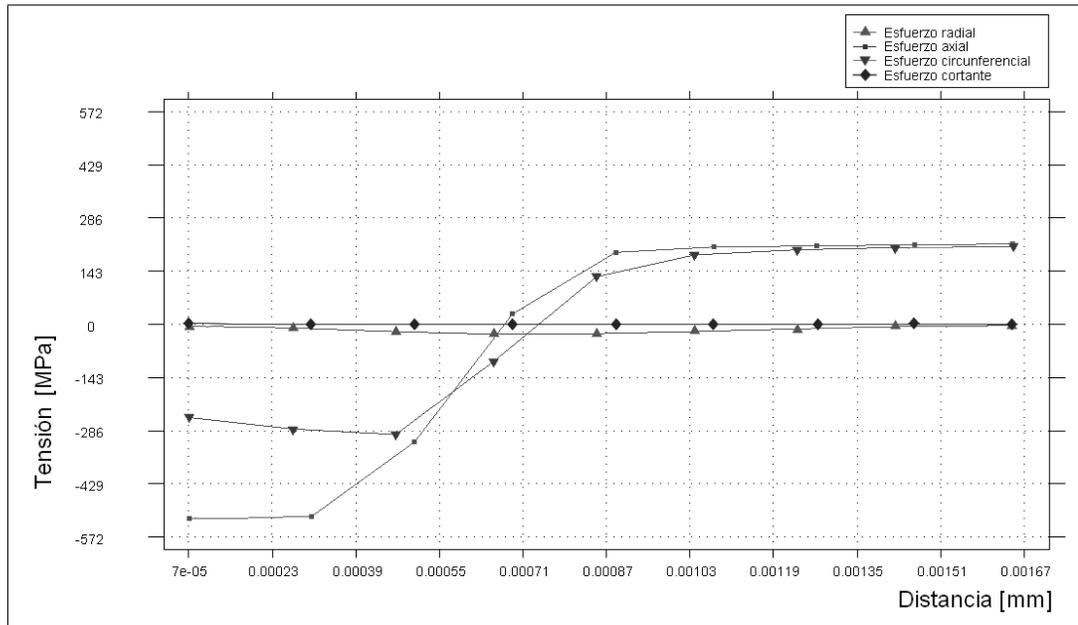


Figura 4.24. Perfil de tensiones residuales por componentes

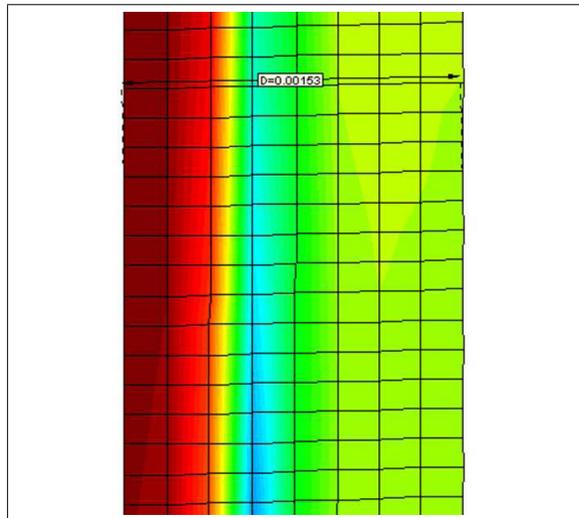


Figura 4.25. Espesor final del tubo en la simulación

Por otro lado, tal como era esperable, la calidad superficial final del producto es bastante buena y el diámetro externo final del mismo es de 13.4 [mm], es decir, queda con el diámetro interno del dado, sin mostrar recuperación elástica apreciable.

Tabla 4.2. Tabla comparación de espesores finales

N° Medición	Espesor Real [mm]	Espesor Sim. [mm]
1	1.55	1.53
2	1.48	
3	1.45	1.53
4	1.50	
5	1.50	1.52
6	1.50	
7	1.43	1.55
8	1.45	
9	1.55	1.54
10	1.38	
11	1.40	1.55
12	1.38	
13	1.48	1.53
14	1.55	
15	1.48	1.52
16	1.48	
Promedio	$1.47^{+0.08}_{-0.09}$	$1.53^{+0.02}_{-0.01}$

4.4. Simulación de trefilado en tres dimensiones

A modo de comprobación se realizó, a continuación de la simulación anteriormente descrita, una muy similar con la única diferencia que fue proyectada y desarrollada en tres dimensiones, es decir, ya no sólo se hicieron los cálculos en una sección plana, sino que se estudió un cuarto de la geometría considerando simetría hacia las zonas no consideradas. La malla usada en este caso se puede apreciar en la Figura 4.26.

Aunque una simulación de este tipo debería constar con más precisión y entregar un análisis más completo que la anterior, cabe destacar que el tiempo de cálculo requerido por el computador no es comparable; mientras la simulación plana demora aproximadamente 30 minutos en concluir, la realizada en tres dimensiones requeriría aproximadamente 10 días para realizar el mismo número de pasos. Por esta razón, este tipo de simulaciones sólo debe usarse en el caso de que la asimetría del problema lo requiera. Los resultados de la simulación en tres dimensiones realizada en este caso son muy similares a los obtenidos en la simulación plana. En la Figura 4.27 es posible observar los resultados de esfuerzos de Von Mises para el estado estacionario de trefilado.

En la Figura 4.28 se aprecia que la distribución de esfuerzos es la misma que la obtenida en el caso bidimensional (ver Figura 4.11) .

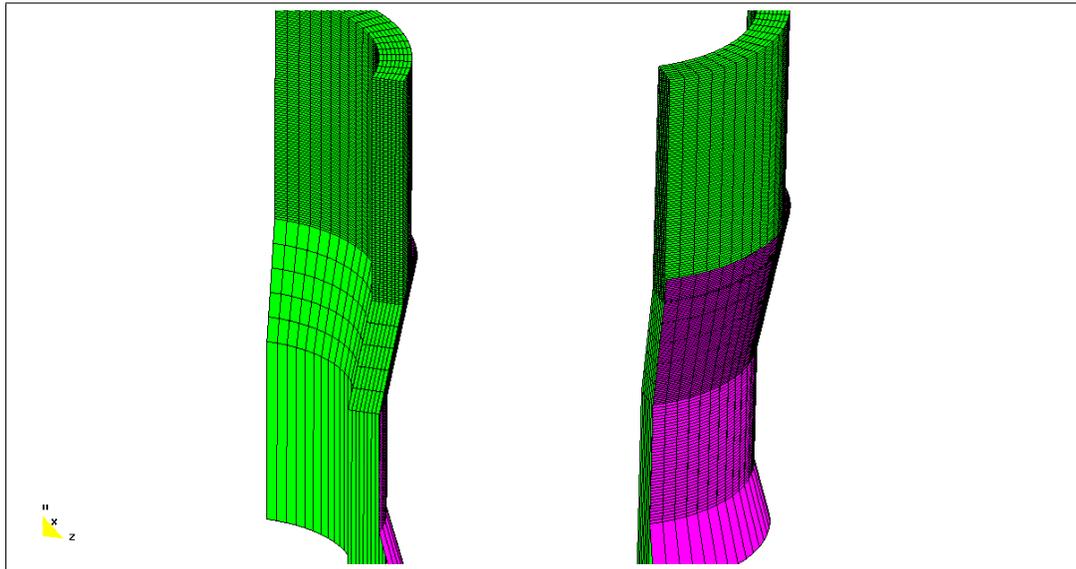


Figura 4.26. Malla en tres dimensiones usada en la simulación por elementos finitos

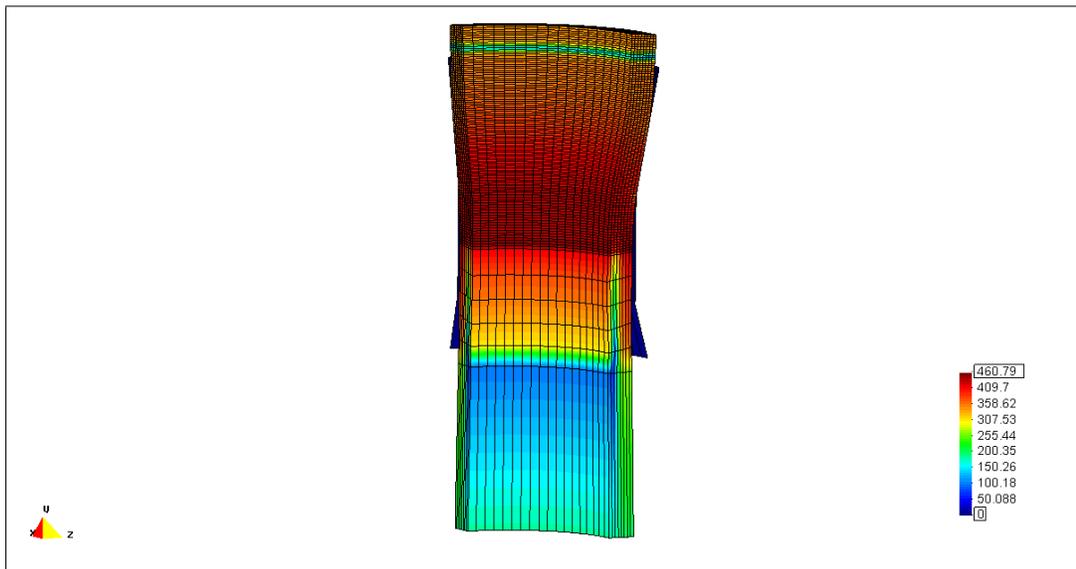


Figura 4.27. Tensiones de Von Mises para la simulación de trefilación en tres dimensiones

Finalmente, apreciamos en la Figura 4.29 la comparación entre la carga obtenida necesaria para la trefilación en cada uno de los casos expuestos. Debido a que la simulación 3D se realizó con un menor número de pasos y una menor distancia trefilada, con el fin de ahorrar tiempo de cómputo, tiende a tener una mayor variación y oscila un poco más que la simulación en dos dimensiones. Sin embargo en promedio converge al mismo valor de carga cercano a 11600 [N].

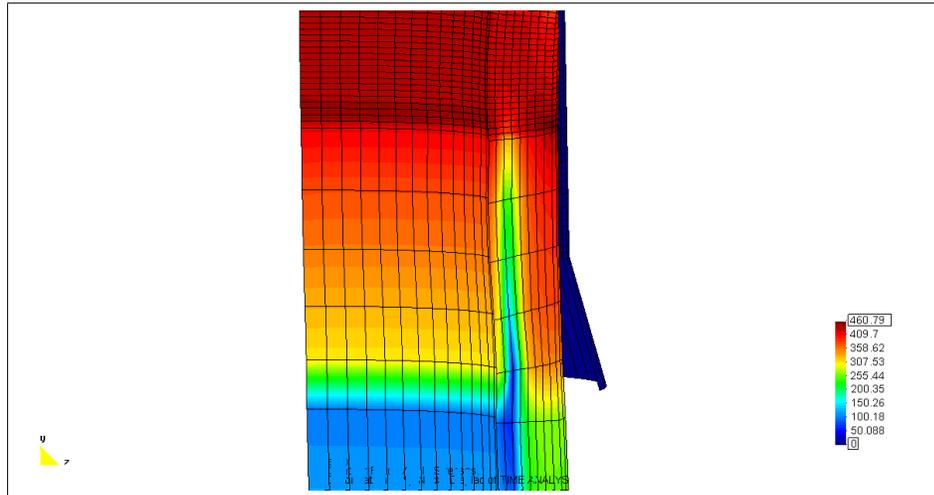


Figura 4.28. Detalle de la distribución de tensiones de Von Mises para la simulación del trefilado en tres dimensiones

4.5. Validación de la simulación numérica mediante cálculos analíticos de la tensión de trefilado

Considerando los métodos analíticos enunciados en el apartado 2.2, se desarrollaron cada una de las fórmulas que permiten calcular la tensión de trefilado considerando los siguientes valores:

En la Tabla 4.3 se aprecian los resultados obtenidos mediante cada uno de los métodos analíticos anteriormente descritos y el error que poseen con respecto a la carga de trefilado experimental.

Tabla 4.3. Resultado métodos analíticos

Método	Resultado [MPa]	% diff	Fza Trefilado [N]
Deformación homogénea	101.1	-56.0	4970.2
Variación método SLAB	219.6	-4.5	10791.9
Siebel	245.5	6.8	12065.1
Frontera Superior	976.4	324.6	47980.8
GVB1 (SLAB)	174.0	-24.3	8548.9
GVB2	191.4	-16.8	9406.4
GVB3	185.8	-19.2	9131.0

A partir de estos resultados, es posible ver que los métodos basados en divisiones de rodajas (SLAB) tienden a tener un mejor resultado, al igual que el método de Siebel el cual suele ser bastante preciso. Por otro lado, la simplicidad del método de deformación homogénea provoca que éste subestime la fuerza necesaria para realizar el trefilado y, por el contrario, el de la frontera superior lo sobreestime como era esperable.

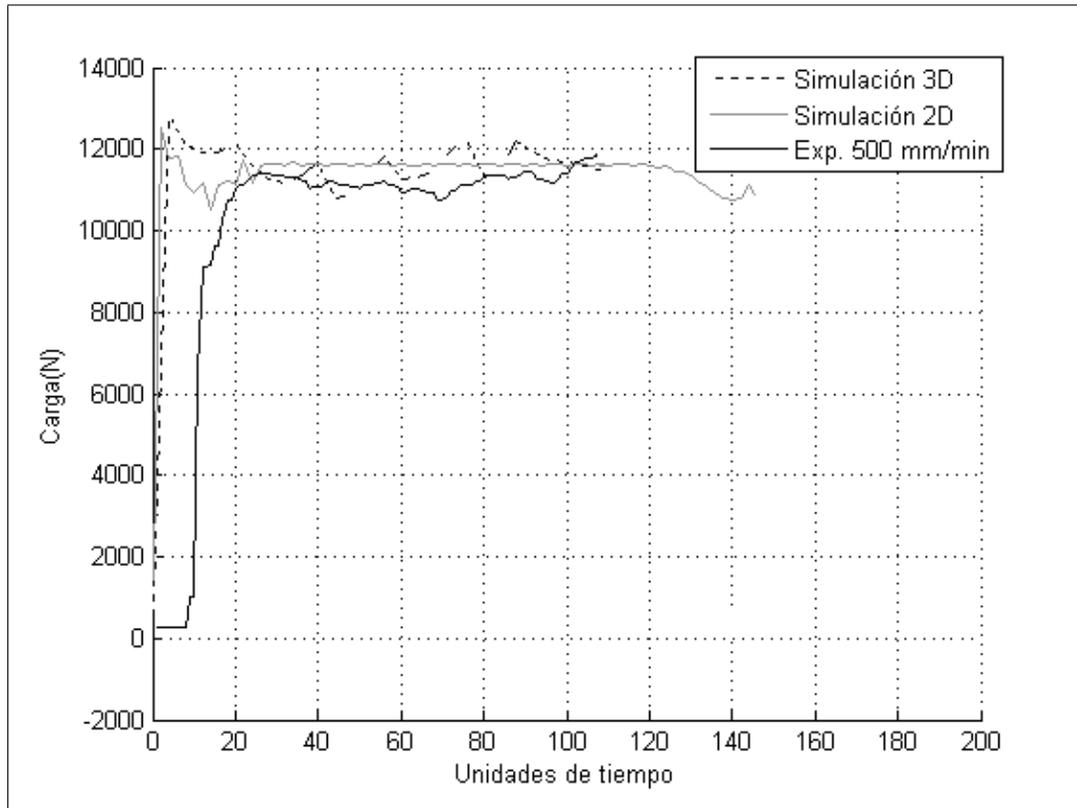


Figura 4.29. Carga necesaria para realizar la trefilación

4.6. Variación del semi-ángulo en el dado de trefilación

Uno de los parámetros más influyentes, tanto en la carga de trefilado como en la duración de la vida útil del dado y la calidad del producto final, es el ángulo que posee el dado de trefilación. Recordando la Figura 2.1, a medida que aumenta el semi-ángulo del dado, disminuye la fricción, con un aumento de la carga redundante. Es por esta razón que debe existir un equilibrio propio para cada proceso. En el presente estudio se realizaron simulaciones variando el semi-ángulo del dado entre 5° y 13° , rango típico para este tipo de aplicaciones (González et al., 2008).

Para determinar cuál es el mejor ángulo para realizar la trefilación en estudio, se considerarán tres factores. En primer lugar se tomará en consideración la fuerza necesaria para llevar a cabo la trefilación. Éste es un factor muy importante ya que determina el gasto energético que el proceso necesita. En un segundo lugar, se considerarán las tensiones que se producen en el material durante el proceso de trefilación. Éstas darán una idea de qué tanta resistencia está oponiendo el tubo a la deformación, es decir, qué tanto esfuerzo debe soportar el dado para llevar a cabo el proceso.

Radio inicial externo	$R_o = 15.9/2[\text{mm}]$
Radio inicial interno	$R_i = 13/2[\text{mm}]$
Radio final externo	$R_{of} = 13.5/2[\text{mm}]$
Radio final interno	$R_{if} = 10.6/2[\text{mm}]$
Semi-ángulo del dado	$\alpha = 11^\circ$
Límite elástico promedio	$\bar{C}_y = 346[\text{MPa}]$
Coefficiente de roce según criterio de Coulomb	$\mu = 0.19$
Coefficiente de roce según criterio de Tresca	$m = 2\mu = 0.38$
Área inicial	$A = \pi(R_o^2 - R_i^2)$
Área final	$A_f = \pi(R_{of}^2 - R_{if}^2)$
Deformación tras una etapa de trefilado	$\varepsilon = \ln \frac{A_f}{A}$

Este factor será determinante para estimar una mayor o menor vida útil del dado. Finalmente, se considerarán los esfuerzos residuales que se observen en el tubo una vez concluido el trefilado. Esto determinará la calidad final del material obtenido. Por ejemplo, menores esfuerzos residuales dejan abierta la posibilidad de realizar más fácilmente otro proceso sobre el material trefilado.

4.6.1. Fuerza necesaria para realizar el trefilado

En la Tabla 4.4, se pueden observar las fuerzas promedio obtenidas para cada semi-ángulo durante la simulación de la trefilación. Estas fuerzas se grafican en la Figura 4.30. Considerando entonces estos resultados, se puede ver cómo a medida que aumenta el semi-ángulo del dado la fuerza tiende a disminuir. Sin embargo, esta disminución es considerable sólo hasta un semi-ángulo de 9° . Después de este punto, la fuerza necesaria para trefilar el tubo tiende a estabilizarse.

Tabla 4.4. Fuerza promedio de trefilación

Ángulo	Carga Promedio [N]
5°	14027.3
7°	12723.2
9°	11995.2
11°	11603.9
13°	11411.0

4.6.2. Tensiones máximas durante el proceso de trefilación

La Tabla 4.5 muestra los valores de máxima tensión de Von Mises que el tubo trefilado alcanza durante el proceso. El gráfico de dichas tensiones que se presenta en la Figura 4.31 deja al

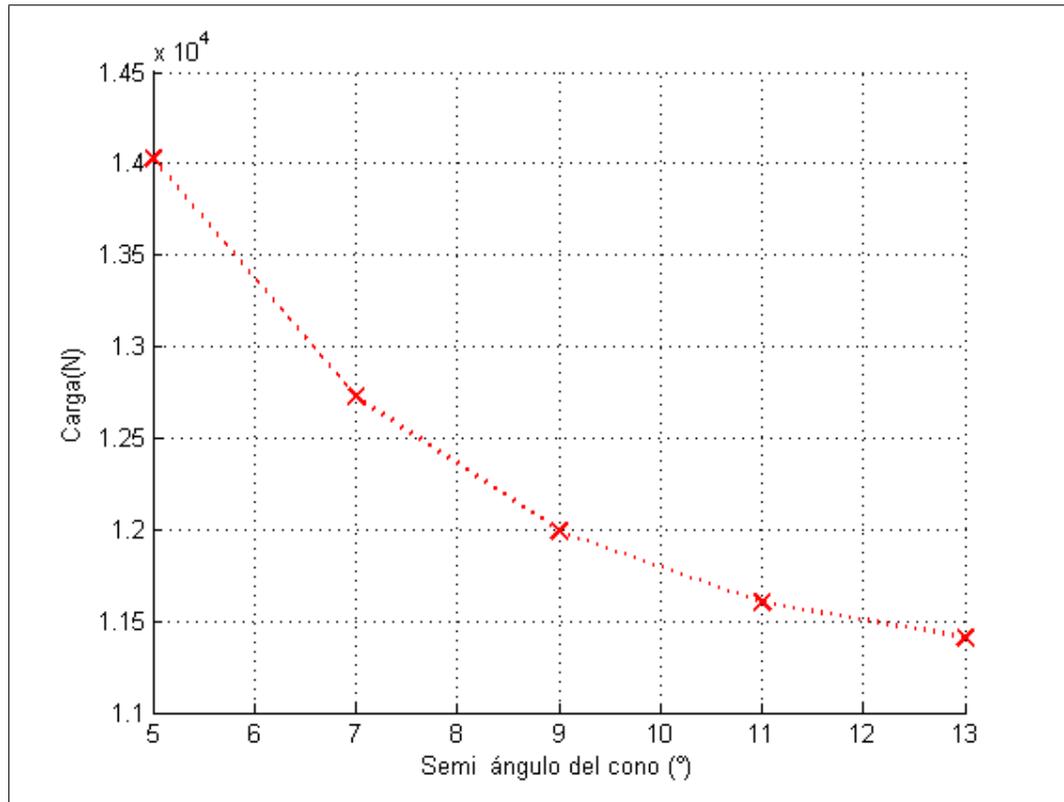


Figura 4.30. Carga promedio de trefilación

descubierto que, como era esperable, las mismas sean mayores a medida que el dado aumenta su semi-ángulo en el cono de trefilación. Sin embargo, el punto de inflexión se encuentra en este caso en 11° y no en 9° como en el caso anterior. Así, para semi-ángulos mayores a 11°, la tensión experimentada comienza a crecer más rápidamente.

Tabla 4.5. Tensiones máximas de Von Mises durante la trefilación

Semi-ángulo	Máxima tensión durante el trefilado [MPa]
5°	442.0
7°	448.8
9°	454.5
11°	460.6
13°	473.1

4.6.3. Tensiones residuales luego del proceso de trefilación

El caso de las tensiones residuales máximas es muy similar al de las tensiones experimentadas durante el trefilado con la salvedad que el cambio en la pendiente sufrido en 11° es mucho menor,

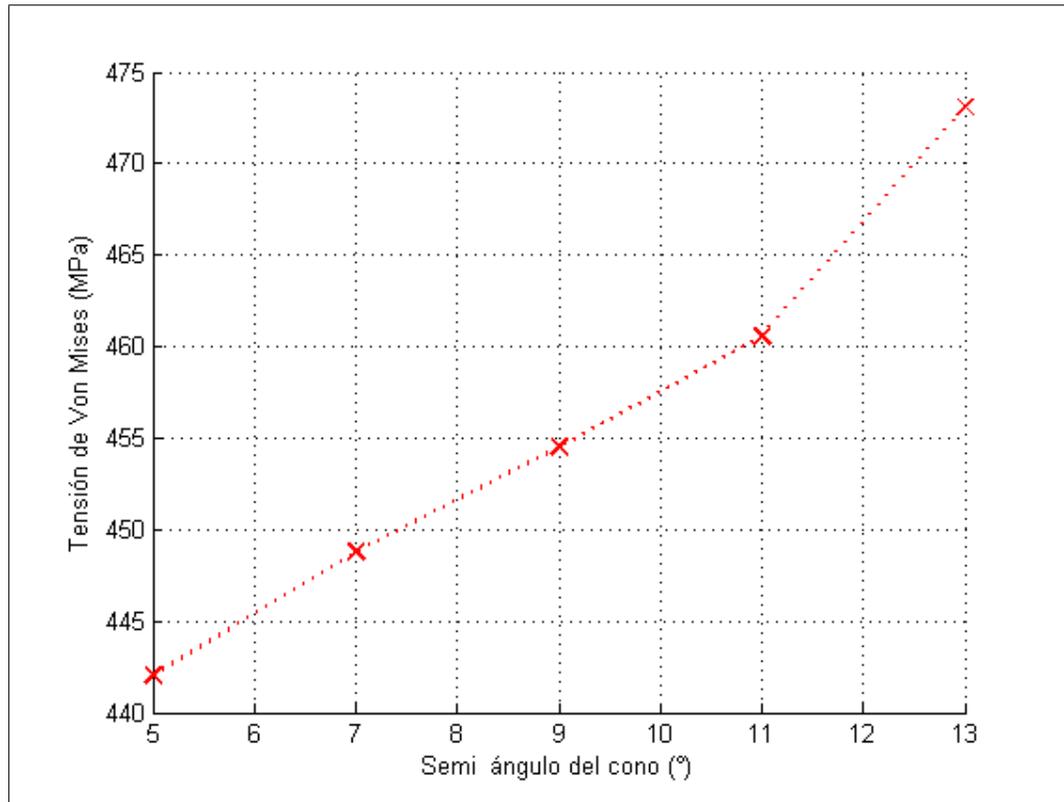


Figura 4.31. Tensiones de Von Mises máximas durante la trefilación

casi imperceptible para este caso. Esto provoca que exista una menor diferencia absoluta entre los ángulos estudiados. Como anteriormente se había mencionado, la geometría del tubo impide que el material se relaje una vez terminada la conformación del nuevo tubo, por lo que las tensiones residuales se asemejan mucho en valor a las tensiones máximas. Esto provoca que cuando se deseen realizar nuevos procesos, sea normalmente necesario recocer el material de manera de liberar las tensiones anteriormente mencionadas.

Las tensiones residuales máximas y mínimas según el criterio de Von Mises obtenidas en las simulaciones se encuentran en la Tabla 4.6 y en las Figuras 4.32 y 4.33. Se aprecia que las tensiones residuales mínimas no son nulas y son prácticamente las mismas para todos los ángulos, alrededor de 25.5 [MPa].

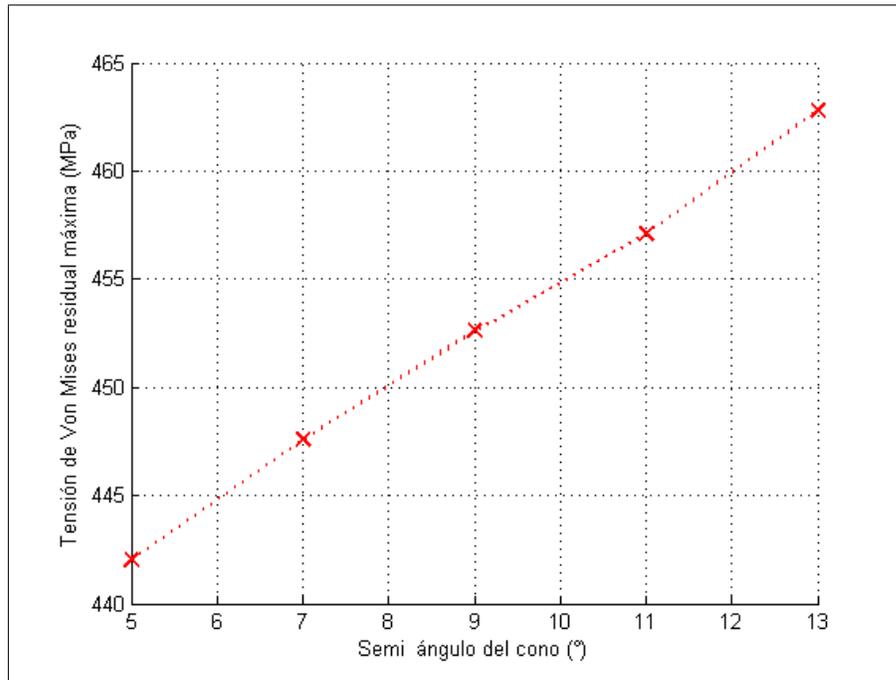


Figura 4.32. Tensiones residuales de Von Mises máximas

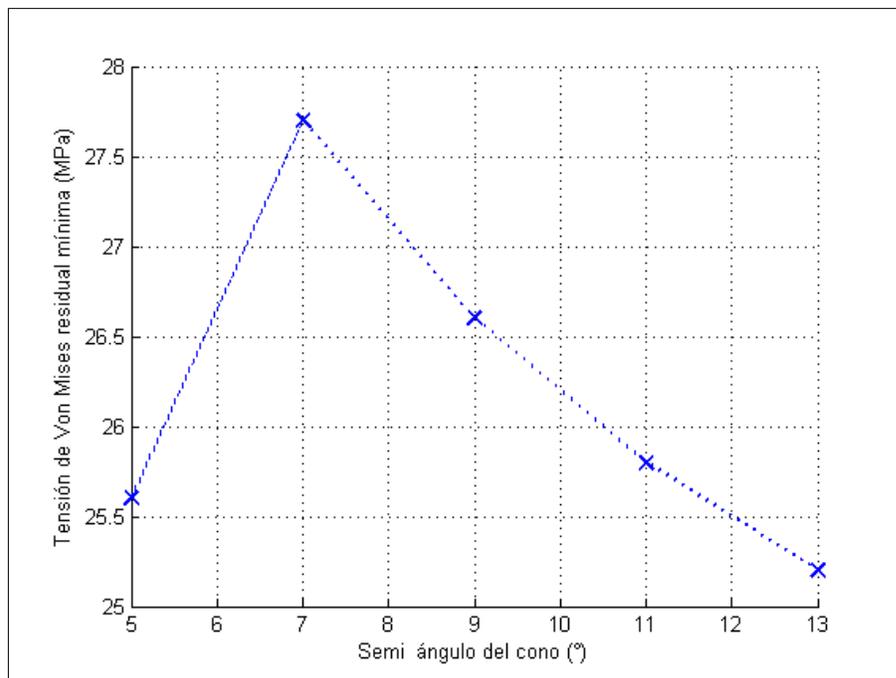


Figura 4.33. Tensiones residuales de Von Mises mínimas

Tabla 4.6. Tensiones residuales de Von Mises luego del proceso de trefilación

Semi-ángulo	Máxima tensión residual [MPa]	Mínima tensión residual [MPa]
5°	441.0	25.6
7°	447.6	27.7
9°	452.6	26.6
11°	457.1	25.8
13°	462.8	25.2

4.6.4. Resultados finales del análisis de sensibilidad en el semi-ángulo del dado

Como se puede ver en la Tabla 4.7, el espesor final de los tubos ya trefilados no cambia a media que el semi-ángulo del dado aumenta. Existe una variación que es prácticamente imperceptible ya que es del orden de la centésima de milímetro con lo cual se puede considerar inexistente. Por lo tanto, el espesor final del tubo no es un parámetro a considerar dentro de la decisión final de cuál es el mejor ángulo para realizar la trefilación.

Tabla 4.7. Espesor final del tubo luego del proceso de trefilación

Semi-ángulo dado	Espesor final [mm]
5°	1.58
7°	1.56
9°	1.55
11° (Original)	1.53
13°	1.52

Las Figuras 4.34 y 4.35 muestran los contornos de las tensiones de Von Mises obtenidas para los diferentes ángulos a) 5°, b) 7°, c) 9°, d) 11°, e) 13°, tanto durante el trefilado como una vez concluido éste. Se aprecia que la diferencia en la forma en que se distribuyen los esfuerzos para cada ángulo en ambos casos es pequeña. La fibra neutra se desplaza a medida que aumenta el semi-ángulo del dado, aunque ciertamente este cambio es casi imperceptible.

Entre los factores nombrados anteriormente los más importantes son finalmente la fuerza necesaria para realizar el trefilado, la máxima tensión de Von Mises experimentada durante el trefilado y la tensión residual. En la Figura 4.36 se muestran dichos parámetros juntos. Claramente, la opción que parece más conveniente es utilizar un ángulo de 9° debido a que este caso tiene prácticamente el mismo valor para la fuerza de trefilado, y presenta valores inferiores en los demás parámetros. Sin embargo, el ángulo actualmente usado de 11°, adoptado probablemente mediante ensayo y error, sigue siendo una buena opción y podría ser la mejor debido a la poca diferencia con el ángulo de 9°

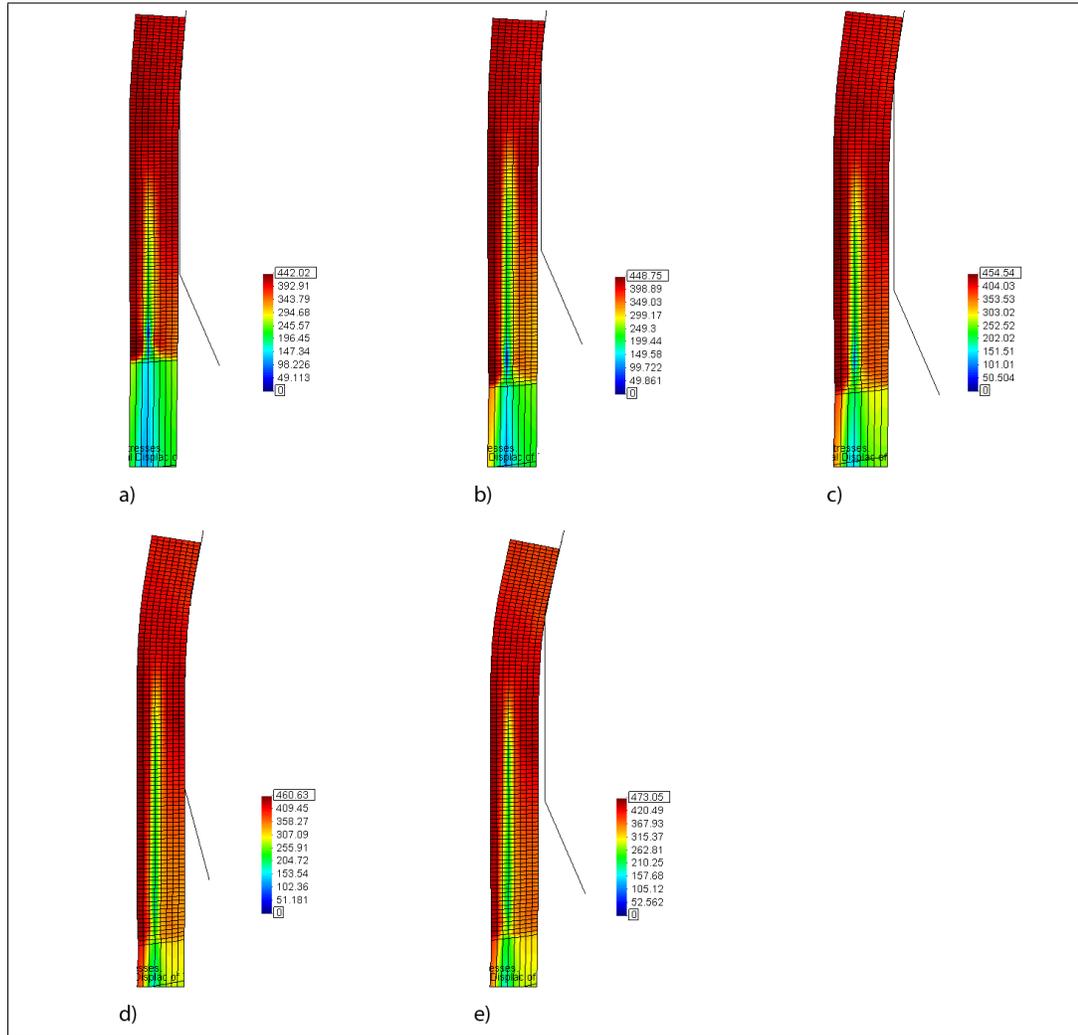


Figura 4.34. Tensiones de Von Mises durante el trefilado

si es que algún otro factor no considerado en el alcance de este modelo pueda tener alguna influencia en el proceso.

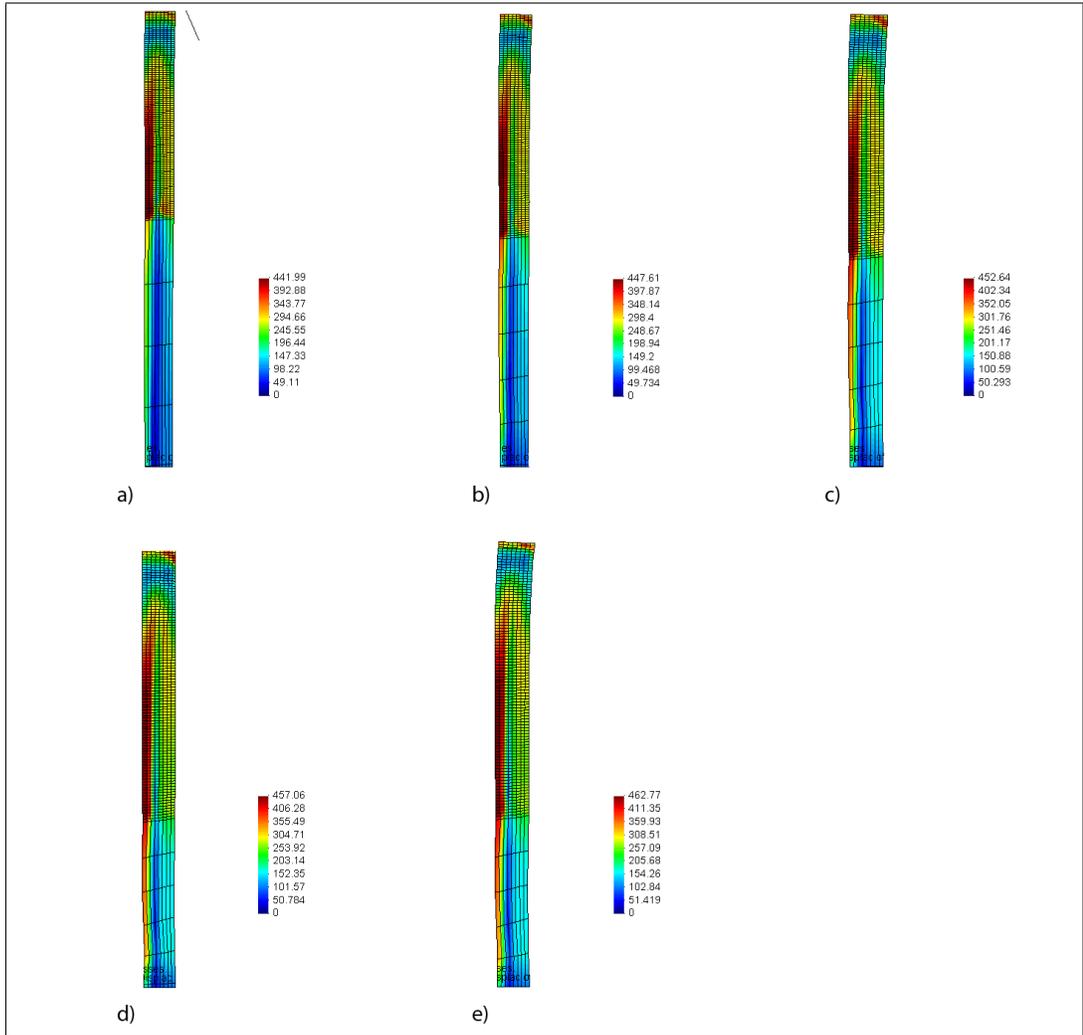


Figura 4.35. Tensiones residuales de Von Mises después del trefilado

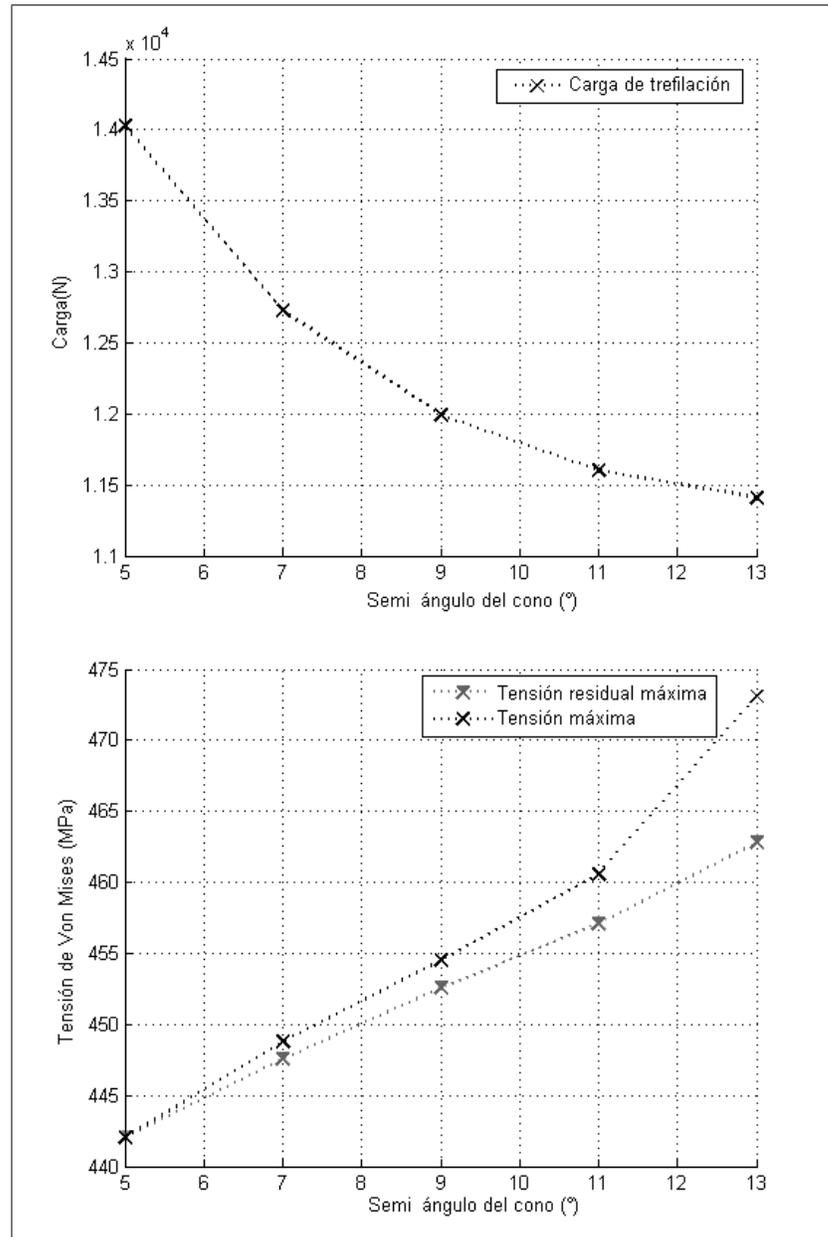


Figura 4.36. Factores que determinan el mejor ángulo para realizar el trefilado

Capítulo 5. CONCLUSIONES

Comentarios generales

A continuación se presentan las conclusiones obtenidas, tanto de los resultados como del proceso en sí, en el desarrollo de la tesis expuesta.

- Considerando los resultados obtenidos en los análisis realizados en el laboratorio, en particular los distintos ensayos de trefilación realizados en el mismo, es posible concluir que la variación de velocidad, al menos hasta el punto máximo registrado por la máquina de tracción, que corresponde a una velocidad de 500 [mm/min], no tiene mayor influencia en los resultados. La velocidad sería entonces hasta esta magnitud una variable que no define la fuerza necesaria para llevar a cabo la trefilación. Por otro lado tampoco se observa un aumento de temperatura considerable durante el proceso.
- Un punto importante a verificar durante el desarrollo de la tesis, era el resultado final del espesor del tubo en el proceso de trefilación, ya que la literatura tiende a diferir al respecto. Sin embargo, el espesor tiende finalmente a mantenerse tal y como era mencionado en la mayoría de los textos. Mediante las mediciones realizadas, se puede llegar a la conclusión de que el espesor permanecerá prácticamente invariable con respecto a su valor inicial dentro de ciertos márgenes pequeños, es decir, aumentando solamente en 5% en el caso de la simulación y aumentando en 1.4% en el caso de la trefilación realizada en el laboratorio.
- Los ensayos de tracción contrastados con las posteriores simulaciones muestran que el modelo potencial usado para describir el fenómeno de endurecimiento es bastante preciso y se ajusta de manera casi perfecta al comportamiento del material y, en particular, a la geometría del mismo la cual, como se puede observar en los resultados del ensayo de tracción, presenta un comportamiento aparente totalmente distinto al de una probeta maciza normal.

- Este modelo extiende su precisión a la simulación de la trefilación realizada. En función a la fuerza necesaria para llevarla a cabo, considerando los promedios obtenidos por los ensayos en laboratorio y por las simulaciones realizadas, el error es inferior al 3%. Este resultado es una nueva validación para el modelo utilizado en este trabajo.
- Son variadas las ventajas que tiene la simulación por sobre el ensayo tradicional, sobre todo en lo que respecta a la medición de los resultados. Sin embargo, la que se observó como más importante y cuyo resultado es prácticamente imposible de obtener de otro modo, es la apreciación de la distribución no uniforme de las tensiones en el sentido radial a lo largo del espesor del tubo trefilado. Este resultado es muy importante ya que tiene una influencia directa en distintos aspectos del material resultante, tal como la capacidad de ser trefilado nuevamente sin tratamiento previo y la calidad superficial final.
- Es importante destacar por otro lado que la precisión obtenida al momento de medir tensiones internas y residuales permite que esta herramienta de simulación, que ya fue validada, pueda ser modificada con buenos resultados para simular segundas etapas de trefilación, o bien para realizar procesos de trefilación con mayores reducciones, pudiendo predecir el comportamiento que el material tendrá para estos casos.
- El análisis de sensibilidad realizado, en función de la importante variable que representa el semi-ángulo del cono del dado de trefilación, arrojó como resultado una posible mejoría en el proceso, principalmente debida a la disminución de las cargas residuales obtenidas, variando el ángulo actual de 11° para disminuirlo hasta 9° .
- Es posible concluir además que, contrariamente a lo que de manera intuitiva podría suponerse para un proceso que requiera una mayor fuerza para llevar a cabo la trefilación, no se producen mayores tensiones al interior del material a medida que cambia el ángulo del dado. Esto se debe a que una de las componentes más importantes que aumentan la fuerza necesaria para llevar a cabo el proceso es la energía perdida por el roce entre el material y el dado. Por lo tanto, sería incorrecto establecer una correlación entre la fuerza necesaria para llevar a cabo el proceso y las tensiones que el material deberá soportar durante el mismo, debiendo analizar una a una las componentes que provocan dicha fuerza y poder

de este modo establecer correlaciones acertadas.

- Al realizar los cálculos analíticos queda de manifiesto la superioridad que la simulación realizada usando el método de elementos finitos tiene respecto a éstos. La exactitud alcanzada y los factores considerados proveen más confiabilidad y mucha más información al momento de obtener un resultado. Es importante que al utilizar métodos analíticos se conozca bien el caso estudiado, de manera de ser capaz de elegir aquel método en el cual las suposiciones realizadas sean congruentes al caso mencionado.

Temas de investigación futura

Es importante que una vez concluido un trabajo de investigación como el aquí presentado, se dejen abiertas nuevas puertas y líneas de investigación, que puedan ser retomadas por nuevos profesionales, de manera de mantener un continuo desarrollo de este importante tema. A continuación se presentan brevemente algunas ideas del camino que dichas investigaciones posteriores pudieran seguir.

- Conociendo la capacidad de la simulación utilizada, una vía interesante de estudio que se abre es la posibilidad de usar esta simulación para realizar una estimación de la vida útil del dado y, por tanto, poder establecer una condición de desgaste en función de distintos factores, tales como el ángulo del dado o bien la fuerza necesaria para llevar a cabo la trefilación.
- Es posible también considerar la posibilidad de realizar un análisis de sensibilidad similar al realizado para el semi ángulo del dado, en función al factor de roce existente entre los materiales durante el trefilado.
- Otro aspecto no estudiado en esta tesis debido a que excedía el alcance de la misma es la comprobación de los valores obtenidos en laboratorio mediante la medición de estos factores directamente en planta, de manera de establecer si es que existen diferencias con los valores observados y, de ser así, poder determinar la razón o las razones que provocan dichas diferencias.
- Respecto al punto anterior, otro aspecto no considerado en esta tesis y viable de estudiar es la velocidad de trefilado, tanto en planta como en máquinas que permitan desarrollar mayores velocidades. Es necesario comprobar si se mantiene invariable la fuerza de trefilación frente a un incremento fuerte de la velocidad o bien, en caso de que varíe, de qué modo lo hace y cómo se puede controlar y/o analizar.

BIBLIOGRAFIA

- ASTM. (1988). *Annual book of astm standards*. A370 97a. Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products.
- ASTM. (1989). *Annual book of astm standards*. A500 Grade A. Structural tubing hollow structural sections.
- Avitzur, B. (1983). *Handbook of metal forming processes*. Wiley.
- Bayoumi, L. S. (2001). Cold drawing of regular polygonal tubular sections from round tubes. *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 43(n. 1), 2541–2553.
- Blazynski, T. Z. (1989). *Plasticity and modern metal-forming technology*. Elsevier.
- Bruni, C., Forcellese, A., Gabrielli, F., Simoncini, M., & Montelatici, L. (2007). Evaluation of friction coefficient in tube drawing processes. In *10th esaform conference on material forming* (Vol. 907, pp. 552–557).
- Cabezas, E. E., & Celentano, D. J. (2004). Experimental and numerical analysis of the tensile test using sheet specimens. *Finite Elements in Analysis and Design*, v. 40(n. 5-6), 555–575.
- Celentano, D. J., Cabezas, E. E., García, C. M., & Monsalve, A. E. (2004). Characterization of the mechanical behaviour of materials in the tensile test: experiments and simulation. *Modelling Simul. Mater. Sci. Eng.*, v. 12(n. 4), 425–444.
- Dai, K., & Wang, Z. R. (2000). A graphical description of shear stress in the drawing of a thin-wall tube with a conical die. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 102(n. 1), 174–178.
- Dixit, U. S., & Dixit, P. M. (1995). An analysis of the steady-state wire drawing of strain-hardening materials. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 47(n. 1), 201–229.
- Erich, G., & Kobayashi, T. C. Y. . S. (1965). *Mechanics of plastic deformation in metal processing*. Macmillan and Co Ltd.
- González, H., Vivanco, J., & Bubnovich, V. I. (2008). A new analytical solution for prediction of forward tension in the drawing process. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 198(n. 1), 93–98.
- Kwan, C. T. (2002). A generalized velocity field for axisymmetric tube drawing through an arbitrarily curved die with an arbitrarily curved plug. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 122(n. 2), 213–219.

- Luis, C. J., León, J., & Luri, R. (2005). Comparison between finite element method and analytical methods for studying wire drawing processes. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 164-165(n. 1), 1218–1225.
- Majzoobi, G. H., Fereshteh, F., & Aghili, S. A. (2009). An investigation into the effect of redundant shear deformation in bar drawing. *Journal of Materials Processing Technology*.
- Martínez, T., Hader, V., Cruz, R., & Luis, J. (2007). Simulación numérica del contacto deslizante para el sistema 2117-t4/ x19crn117.2 en compresión uniaxial. *Dyna(Medellin)*, v. 152, 167–180.
- Moon, Y. H., Lee, D. H., & Tyne, C. J. V. (2005). Optimal distribution of drawing strains in the two-pass tube drawing process. *Proceedings of the I MECH E Part B Journal of Engineering Manufacture*, v. 219, 595–602.
- Palacios, M. A. (2006). *Análisis del proceso industrial de trefilado húmedo para la producción de alambres de acero para las soldaduras continuas*. Unpublished doctoral dissertation, Department of Mechanical Engineering, Universidad de Santiago de Chile, Chile.
- Perfimet. (2008). <http://www.perfimet.cl>. Perfiles y Metales S.A.
- Rowe, G. W. (1986). *Principles of industrial metalworking processes*. Edward Arnold.
- Rubio, E. M., González, C., Marcos, M., & Sebastián, M. A. (2006). Energetic analysis of tube drawing processes with fixed plug by upper bound method. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 177(n. 1), 175–178.
- Shigley, J. E., & Mischke, C. R. (2001). *Diseño en ingeniería mecánica*. Mcgraw-Hill Interamericana.
- Vial, C. E., & Negroni, F. E. (1999). *Mecánica de la plasticidad para ingenieros*. Ediciones Universidad Católica.
- Wriggers, P. (2002). *Computational contact mechanics*. John Wiley.

ANEXO A. NORMAS ASTM

A.1. Designation: A370 97a. Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products

Esta norma describe variados tipos de ensayos para aceros, en particular el de interés, es decir, el ensayo de tracción. La norma cubre todos aquellos aspectos propios del ensayo de aceros que la norma E8 no logra describir en profundidad. Esta norma usa la terminología propuesta por la norma E6 para este tipo de ensayos. Algunos aspectos importantes a considerar dentro de un ensayo de tracción se describen a continuación:

A.1.1. Velocidad de ensayo

La velocidad usada en el ensayo debe ser adecuada para obtener una buena lectura de los datos. Es posible utilizar cualquier velocidad que cumpla con este requisito hasta la primera mitad entre el inicio del ensayo y el punto de fluencia. Una vez alcanzado este punto medio, se recomienda que la velocidad máxima de separación entre los cabezales de la máquina no exceda 1/2 [pulgada/min] (12.7 [mm/min] aproximadamente) por cada pulgada de sección que se reduce. Por lo general, se opta por usar una velocidad uniforme para todo el ensayo, la cual se encuentra dentro de los márgenes preestablecidos. Considerando esto, una buena velocidad para realizar un ensayo de tracción exitoso (y la que comúnmente se usa en probetas de tamaño normal) sería de 2.5 [mm/min].

A.1.2. Marcas de medición de deformación longitudinal

Es importante recordar marcar suavemente la probeta antes de comenzar el ensayo. Se realizarán tres pares de marcas en distintas posiciones, con una separación de 50 [mm] entre cada pareja del par. De esta manera será posible medir, una vez finalizado el ensayo, la deformación que la probeta ha sufrido. Realizando tres pares de marcas se asegura que el cuello, y por consiguiente la zona de fractura, se encontrará dentro de al menos uno de estos pares ya que de otro modo, si la probeta se rompiera fuera de las marcas, no sería posible medir dicha extensión.

A.1.3. Ensayo de probetas tubulares

En las probetas tubulares, es muy importante incluir un alma que permita que la probeta no se deforme al ser sujeta por la máquina de tracción. En la Figura A.1 a continuación se muestra la

configuración que dichas almas deben tener, las cuales a la vez limitan el tamaño de la probeta en sí.

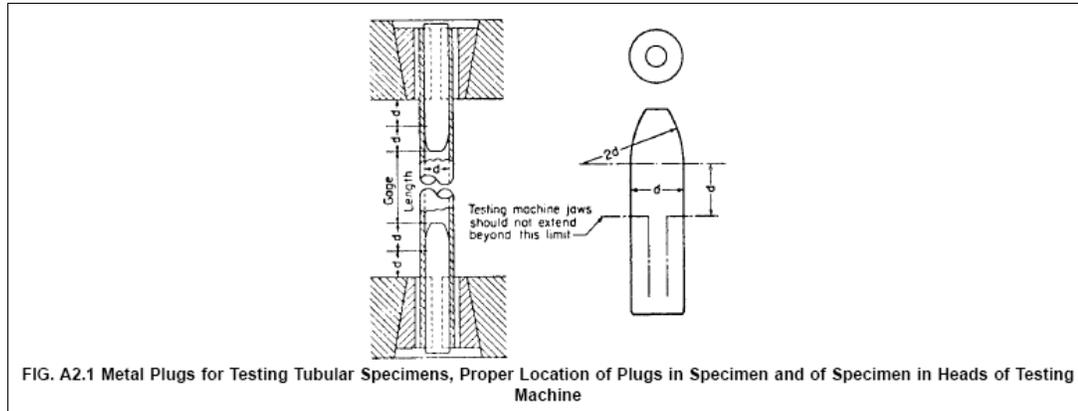


Figura A.1. Especificaciones del alma de relleno en probetas circulares

ANEXO B. AJUSTE CURVA DE SIMULACIÓN PARA TUBO TREFILADO

A continuación se presenta el ajuste para la curva numérica de tensión de ingeniería versus deformación de ingeniería del ensayo de tracción para el material ya trefilado, en la Figura B.1 es posible observar dicha aproximación.

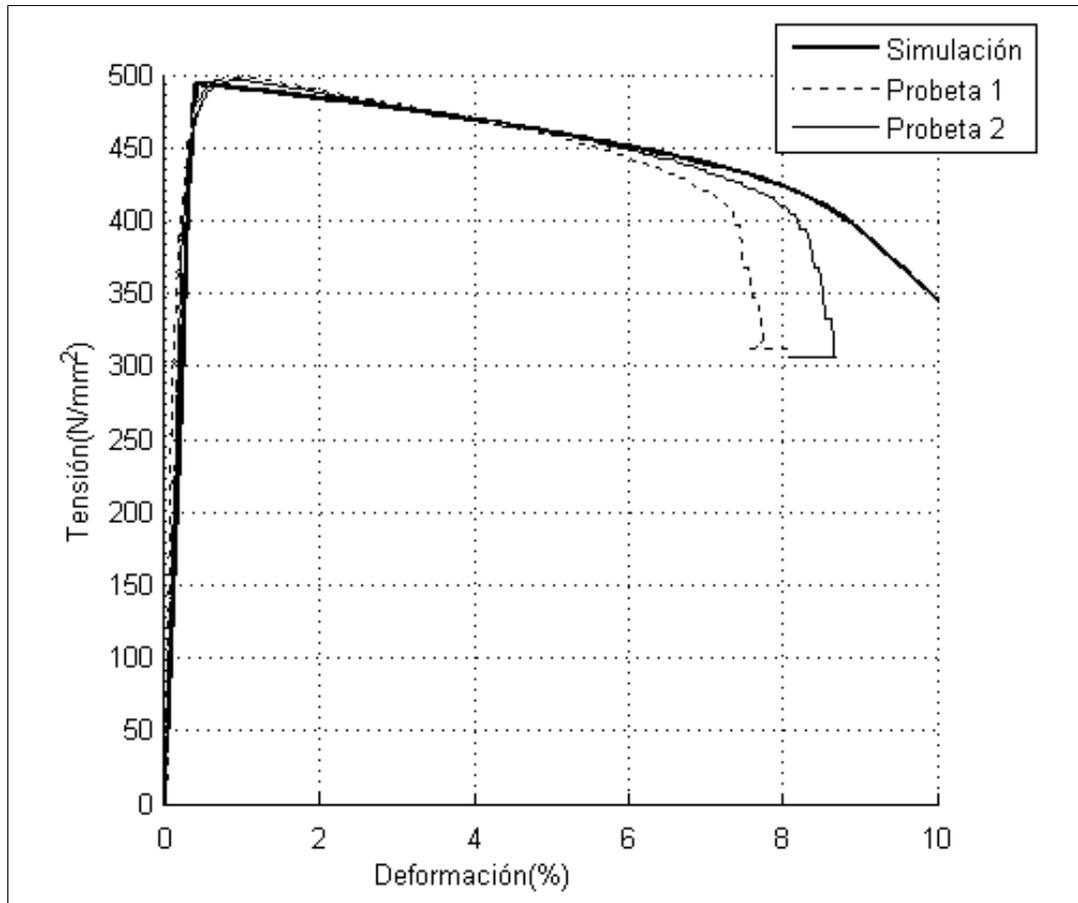


Figura B.1. Curvas ensayo de tracción simulado y reales

Para este ajuste los parámetros del material quedan dados por:

$$C_{y0} = 498 [\text{MPa}]$$

$$A^P = 200 [\text{MPa}]$$

$$n^P = 0.5$$