

**UNIVERSIDAD NACIONAL DE GENERAL SAN MARTÍN
COMISIÓN NACIONAL DE ENERGÍA ATÓMICA
INSTITUTO DE TECNOLOGÍA
“Prof. Jorge A. Sabato”**

**Estudio del proceso de trefilado en frío de tubos sin
costura aplicando un software de simulación de procesos
de deformación**

Por Fernando Roberto Gomez

Director del trabajo

Ing. Claudio Bunte

Trabajo de seminario para optar al título de Ingeniero en Materiales

República Argentina

2021

Resumen

Los tubos de acero trefilados en frío se utilizan actualmente en una amplia variedad de aplicaciones en diferentes sectores, tales como el automotriz, la minería, la construcción e incluso la industria energética; esto se debe a que el trefilado en frío permite obtener una buena terminación superficial, elevada precisión dimensional, y propiedades mecánicas específicas. Sin embargo, en estos procesos se presenta la oportunidad de reducir el porcentaje de roturas de tubos durante el estirado, para evitar los efectos que estas roturas generan: aumento de scrap del proceso, mayores tiempos de producción, demoras en los plazos de entrega, mayores costos de fabricación y sanciones por incumplimiento de contratos. Por lo tanto, se realizaron simulaciones de un proceso de trefilado en frío de tubos de acero sin costura utilizando un programa de simulación de procesos por método de elementos finitos: Simufact Forming. Se tomaron como base trabajos anteriores realizados sobre simulaciones, se evaluó la incidencia de distintos parámetros de diseño de las matrices, coeficientes de fricción, sobre distribución de deformaciones y tensiones residuales, daño de Cockroft-Latham, y se compararon dos configuraciones distintas de un proceso de trefilado en frío de tubos, donde las dimensiones finales e iniciales de los tubos eran iguales, pero se modificaban las dimensiones intermedias (diámetro y espesor). Finalmente, también se caracterizó el acero utilizado en los tubos mediante microscopia (óptica y electrónica) y ensayos de dureza.

Palabras clave: trefilado en frío, simulación, método de elementos finitos, acero, Simufact Forming, propiedades mecánicas, tubos sin costura, Cockroft-Latham, tensiones residuales.

Abstract

Cold drawn steel tubes are currently used in a wide variety of applications, in different sectors such as the automotive industry, mining, construction, or even the energy sector; this is due to the good surface finish, precise dimensions and specified mechanical properties that can be obtained with the drawing process. However, in these processes, the opportunity arises to reduce the percentage of tube failure during drawing, in order to avoid the following effects: increase of production scrap, longer production time, shipping delay, higher manufacturing costs, and sanctions because of breach of contract. Therefore, simulations of a seamless steel-tube cold drawing process were carried out, employing the finite element method software: Simufact Forming. Starting from previous works on numerical simulation, the impact of die-design parameters on strain distribution, residual stresses and Cockroft-Latham damage values was evaluated. Moreover, two different process configurations for a two-pass drawing process were compared, in which initial and final tube dimensions were the same, and intermediate tube dimensions (diameter and width) changed. Finally, steel-grade used in tubes was tested by optical and scanning electron microscopy, and hardness testing.

Key-words: cold drawing, simulation, finite element method, steel, Simufact Forming, mechanical properties, seamless tubes, Cockroft-Latham, residual stresses.

Dedicatoria

Dedico este trabajo a mi familia, que me acompañó y me apoyó durante todo este tiempo: a mi padre, Roberto; a mi madre, Graciela; y a mis hermanas, Victoria, Fátima y Máxima.

Agradecimientos

Al Instituto Sabato, a la Comisión Nacional de Energía Atómica y a la Universidad Nacional de General San Martín, por ofrecerme la oportunidad de estudiar la carrera de Ingeniería en Materiales en tiempo y forma.

A mi director de tesis, el Ingeniero Claudio Bunte, por proponerme la realización del trabajo final en esta temática e introducirme en el estudio de procesos con simulaciones de elementos finitos; por guiarme y brindarme su colaboración, tanto en lo referido al trabajo como a otros aspectos de la vida.

Al Ingeniero Juan Priolo, por su ayuda, su tiempo y su dedicación durante la realización de este trabajo.

Al Ingeniero Ezequiel Mamone, por su colaboración con mi trabajo.

A la Ingeniera Jazmín Poliseno, por la invaluable ayuda que me brindó con los ensayos necesarios para mi trabajo.

Al Ingeniero Miguel Rossi, por los consejos que me dio en el tema de simulación con método de elementos finitos.

A Leonardo Alessi, por aconsejarme y ofrecerme su experiencia en el proceso de trefilado.

A todos el personal de Tenaris que colaboró con la realización de mi trabajo final.

A la Universidad Tecnológica Nacional, y la Facultad Regional Haedo, por la formación brindada que me permitió seguir con mi carrera actual.

A mis amigos, por su acompañamiento.

Índice

Objetivos.....	7
Introducción.....	7
Procesos de conformado.....	7
Análisis de los procesos de conformado	9
Cálculo de las cargas de conformado	9
Curvas de flujo	11
Determinación de las curvas de flujo	12
Trefilado	12
Descripción del proceso de trefilado	12
Preparación para el trefilado.....	16
Operaciones posteriores al trefilado	17
Análisis de la fuerza de tiro en el proceso de trefilado.....	17
Tensiones residuales en el conformado de metales	19
Criterios de fractura en procesos de conformado	21
Modelización y simulación.....	22
Modelización de herramientas y pieza a deformar	22
Modelización de condiciones de fricción	23
Método de elementos finitos.....	23
Modelos utilizados en el software Simufact Forming®	25
Desarrollo	28
Simulación del proceso de trefilado en frío de tubos de acero sin costura.....	28
Parte experimental	37
Resultados.....	38
Simulaciones.....	38
Simulaciones preliminares.....	38
Simulaciones del proceso de dos pasadas de trefilado en frío de tubos sin costura	41
Parte experimental	50
Microscopía óptica	50
Microscopía electrónica.....	54
Mediciones de dureza	61
Conclusiones.....	63
Trabajo a futuro	64

Referencias64

Objetivos

- 1- Realizar una recopilación de la literatura relacionada con:
 - a. Los procesos de deformación en frío de tubos por trefilado.
 - b. La metodología de elementos finitos y su aplicación a los procesos mencionados.
- 2- Comprensión, entrenamiento y aplicación del software SIMUFACT FORMING®.
- 3- Análisis de los parámetros de diseño de las trefilas.
- 4- Modelización del proceso de trefilado.
- 5- Obtención de mapa de variables de cada uno de los procesos.
- 6- Verificación de la ocurrencia de defectos típicos y caracterización de los mismos.

Introducción

Procesos de conformado

El conformado de metales es uno de los tipos de procesos de manufactura existentes, en los cuales se modifica la forma de una determinada pieza sin cambiar su masa ni su composición química [1]. Las categorías en que se pueden clasificar se basan en el tipo de fuerza aplicada sobre la pieza a deformar (que es diferente al estado tensional en la pieza, cuya descripción es compleja: pueden existir distintas tensiones de manera simultánea y/o las tensiones pueden cambiar en el transcurso del proceso). Se pueden enumerar las siguientes categorías de procesos de conformado:

1. Por compresión
2. Por tracción y compresión combinadas (o compresión indirecta)
3. Por tracción
4. Por doblado
5. Por corte

A su vez, es posible realizar nuevas subdivisiones en cada categoría teniendo en cuenta: consideraciones de cinemática, geometría de las herramientas y de la pieza a conformar.

Los procesos de conformado por compresión abarcan aquellos en los que la deformación plástica se logra principalmente por cargas de compresión, uniaxiales o multiaxiales. Los principales procesos de este grupo son:

- i. laminación,
- ii. forja libre,
- iii. estampado,
- iv. acuñado o troquelado, y
- v. extrusión.

En el segundo grupo, la deformación plástica se alcanza mediante la acción combinada de cargas de tracción y de compresión, uni- o multiaxiales. Las cargas aplicadas suelen ser de tracción, pero se desarrollan cargas de compresión que alcanzan valores elevados, como

consecuencia de las fuerzas de reacción ejercidas por las matrices sobre las piezas. Por esta razón se habla de acción combinada [2]. En esta categoría se enmarcan 5 grupos distintos:

- i. trefilado,
- ii. embutido profundo,
- iii. repujado/contorneado/embutido al torno, pestañado, y
- iv. reembutido doble.

Los procesos de conformado por tracción generan la deformación en las piezas mediante la aplicación de tensiones de tracción, uni o multiaxiales. Comprende:

- i. estirado longitudinal,
- ii. estirado transversal o expandido, y
- iii. estirado profundo.

En el cuarto grupo, la deformación se obtiene mediante cargas de flexión. Esta categoría se subdivide en:

- i. doblado con movimiento lineal de la herramienta, y
- ii. doblado con movimiento rotatorio de la herramienta.

El último grupo engloba los procesos de conformado que producen la deformación plástica mediante tensiones de corte. Estos procesos son:

- i. ranurado o escalonado y
- ii. torsionado.

Cuando los procesos de conformado se diseñan con el objetivo de reducir un lingote o palanquilla a una geometría simple, como una chapa o una barra, se denominan procesos primarios. En cambio, aquellos que llevan una pieza a su forma final se denominan procesos secundarios.

Los procesos de conformado deben ser analizados como sistemas (Figura 1), teniendo en cuenta cada uno de los aspectos que están involucrados.

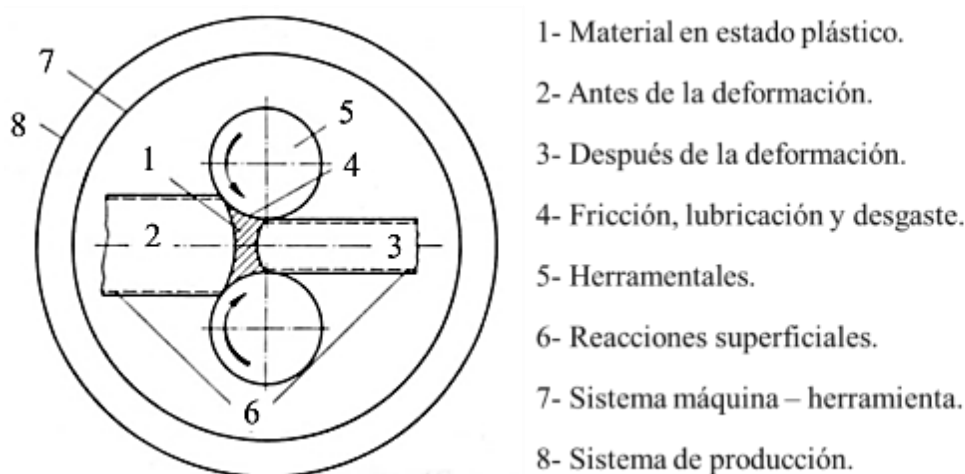


Figura 1. Esquema de los factores involucrado en el sistema de un proceso de conformado. [2]

En la zona de deformación (Figura 2), los variables a tener en cuenta son las distribuciones de tensiones, deformaciones, y velocidades de partículas; además de las cargas necesarias para llevar a cabo la operación. Naturalmente, estas fuerzas aplicadas deben ser suficientemente

elevadas para lograr la plastificación del material, pero no se debe generar su fractura de manera localizada. Los fenómenos metalúrgicos como endurecimiento por deformación y recrystalización también deben ser considerados, aunque algunos, bajo ciertas condiciones especiales, como velocidades de deformación o temperaturas elevadas. La tensión de fluencia de un material es una función de la deformación, la velocidad de deformación y de la temperatura. Durante el proceso de deformación, la pieza se encuentra en contacto con herramientas o matrices, idealmente no deformables (elásticas). En esta interfaz de contacto se observará tanto el fenómeno de fricción como el flujo de calor de la pieza hacia la herramienta, los cuales son factores importantes con respecto al desgaste de la herramienta o la terminación superficial del producto.

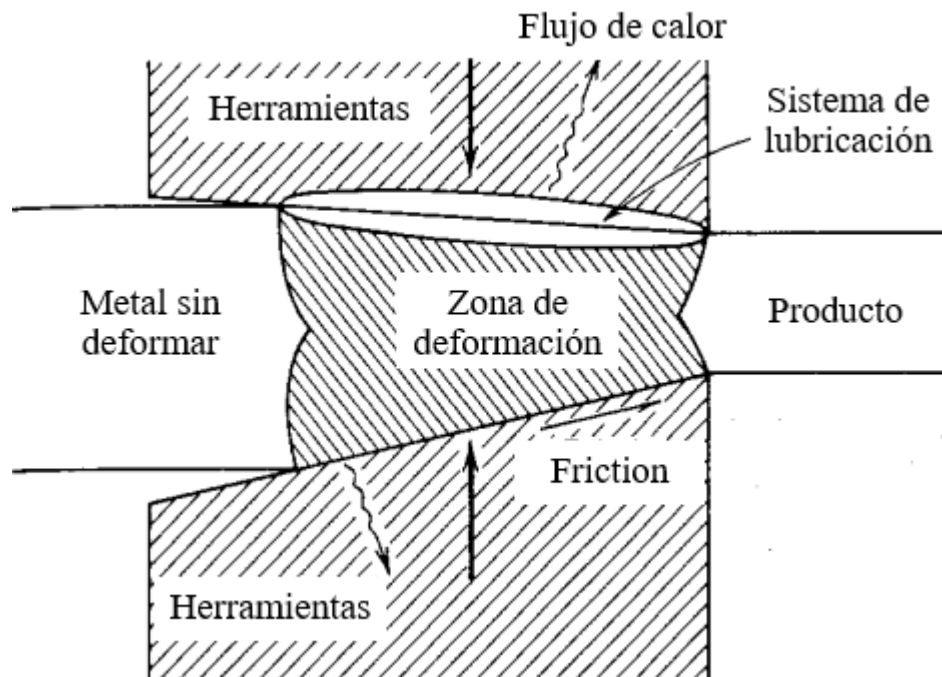


Figura 2. Esquema de los factores involucrado en el sistema de un proceso de conformado. [2]

Análisis de los procesos de conformado

En el análisis de los procesos de conformado se pueden establecer ciertas suposiciones que permiten su simplificación, ya que las tensiones y deformaciones presentes en un proceso pueden tener distribuciones complejas. Esto posibilita la obtención de una solución relativamente sencilla. Para empezar, como las deformaciones alcanzadas en los procesos son considerables, normalmente es posible ignorar la deformación elástica y considerar solamente la deformación plástica (es decir, una aproximación de sólido perfectamente plástico). Otra primera aproximación es desestimar el endurecimiento por deformación, lo cual puede ser aceptable para procesos de deformación en caliente. Prácticamente todos los métodos de análisis consideran un material isotrópico y homogéneo.

Cálculo de las cargas de conformado

Uno de los principales objetivos del análisis de los procesos de conformado es determinar las cargas necesarias para producir la deformación buscada en un determinado proceso. A partir de este cálculo, puede seleccionarse o diseñarse la maquinaria adecuada para el mismo. Otros aspectos que pueden estudiarse son las condiciones de fricción, o el límite de deformación en

el que ocurre la fractura. En este último caso, las teorías o modelos no están tan bien desarrollados como para el análisis de las fuerzas involucradas.

Para una teoría que describa la mecánica de un proceso de conformado, se requiere que sea capaz de predecir de manera precisa tensiones, deformaciones y velocidades en los puntos de la región deformada de la pieza. Según la complejidad de cada una de las teorías, cumplirán ese requisito en distinto grado. Las teorías consisten de tres conjuntos de ecuaciones:

- Ecuaciones de equilibrio de fuerzas.
- Ecuaciones de Levy-Mises, que relacionan las tensiones y las velocidades de deformación.
- Criterios de fluencia.

Los métodos de análisis utilizados son (listados en orden creciente de complejidad):

- Método del planchón: supone una deformación uniforme y se basa en el equilibrio de fuerzas en el proceso.
- Método energético (deformación uniforme): calcula una tensión de conformado promedio a partir del trabajo de deformación plástica.
- Teoría del campo de líneas de deslizamiento: permite el cálculo punto a punto de tensiones solamente para condiciones de deformación plana.
- Soluciones de límite superior (máxima) e inferior (mínima): utilizan valores razonables de tensiones y campos de velocidades para calcular los límites entre los que se supone que se debe encontrar el valor de carga de conformado.
- Método de elementos finitos: es una técnica que ha tenido un enorme impacto en el análisis de problemas complejos relacionados con el estudio de tensiones y deformaciones.

El método del planchón tiene en cuenta varias suposiciones simplificadoras:

- Deformación uniforme del metal.
- Ausencia de trabajo redundante
- Los planos perpendiculares al eje de tiro se mantienen normales a lo largo del proceso de deformación.
- La fricción es constante
- El material no se endurece por deformación

El método energético permite obtener las expresiones para las cargas de manera más simple que el método del planchón. Sin embargo, debe tenerse en cuenta que el valor real es considerablemente más elevado, debido a que también hay que sumar el trabajo necesario para compensar la fricción en la interfaz metal-herramienta y el trabajo redundante (Ecuación 1). Por lo tanto, se puede establecer un parámetro η de eficiencia (Ecuación 2), definido como la razón entre el trabajo necesario para la deformación plástica y el trabajo total empleado en el proceso.

$$U_T = U_p + U_f + U_r \text{ (Ec. 1)}$$

$$\eta = \frac{U_p}{U_T} \text{ (Ec. 2)}$$

Donde:

U_T : energía total consumida en el proceso.

U_p : energía empleada en la deformación plástica.

U_f : energía necesaria para compensar la fuerza de fricción en las interfaces.

U_r : energía asociada al trabajo redundante.

η : parámetro de eficiencia.

Los campos de líneas de deslizamiento tienen en cuenta la inhomogeneidad en la deformación para calcular las cargas totales de conformado; sin embargo, solamente son válidos para condiciones de deformación plana, y para muchos procesos de conformado no existen soluciones válidas.

En cambio, sí se han desarrollado soluciones de límite superior e inferior que tienen aplicabilidad más general. Una solución de límite superior sobreestima la fuerza requerida, mientras que una solución de límite inferior la subestima. Cuanto más cercanos sean ambos valores, las predicciones serán más concordantes con el valor exacto.

El método de elementos finitos es una técnica muy poderosa que permite calcular distribuciones de tensiones y deformaciones en distintas condiciones de procesos, de estado estacionario y no estacionario. Kobayashi adaptó el método al análisis del conformado de metales con su técnica denominada método de la matriz [3].

Curvas de flujo

La curva de flujo de un metal se define como la tensión de flujo en función de la deformación verdadera [1]. La tensión está dada por la expresión de la ecuación 3:

$$\sigma_f = \frac{F}{A} \quad (Ec. 3)$$

F es la fuerza verdadera aplicada sobre, en este caso, una probeta de un ensayo de tracción uniaxial, y A es el área instantánea de la sección transversal de la probeta. Esto quiere decir que la tensión utilizada para trazar la curva de flujo es la tensión verdadera. A su vez, la deformación verdadera está definida de la siguiente manera:

$$\varepsilon = \ln \left(1 + \frac{\Delta l}{l_0} \right) \quad (Ec. 4)$$

Si se supone constancia de volumen, se puede obtener el área de la sección transversal:

$$A = \frac{\pi r_0^2 l_0}{l_0 + \Delta l} \quad (Ec. 5)$$

Según la descripción anterior, la curva de flujo muestra la tensión necesaria para que ocurra deformación plástica bajo un estado de tensiones de tracción uniaxial. Cuando se quiere analizar un estado de tensiones multiaxial, se utilizan los conceptos de tensión equivalente o efectiva y deformación equivalente o efectiva. Por lo tanto, la expresión generalizada de la curva de flujo como función de la deformación equivalente es:

$$\bar{\sigma}_f = \bar{\sigma}_f(\bar{\varepsilon}) \quad (Ec. 6)$$

Para un ensayo de tracción uniaxial, se cumple que la deformación equivalente es igual a la deformación verdadera, por lo tanto:

$$\sigma_f = \sigma_f(\varepsilon) \quad (Ec. 7)$$

En realidad, la tensión depende de otras variables además de la deformación. Estas son: la velocidad de deformación, la temperatura, efectos direccionales para los casos en los que hay anisotropía, y, con una influencia más débil, la tensión hidrostática.

Una forma de expresar la deformación real que es conveniente para un proceso de trefilado, es la que se presenta en la Ecuación 8.

$$\varepsilon = \ln \left(\frac{A_0}{A_1} \right) \quad (Ec. 8)$$

Determinación de las curvas de flujo

Los principales experimentos que se emplean para determinar las curvas de flujo son tres: el ensayo de tracción, el ensayo de compresión, y el ensayo de torsión. La elección del método más adecuado depende del proceso de conformado que se pretende simular. Por ejemplo, si solo se requiere determinar la curva de flujo para pequeñas deformaciones (menores que 0,2 y 0,3), se puede elegir el ensayo de tracción, por su simplicidad. En cambio, si es necesario alcanzar deformaciones mayores, el ensayo de tracción no es aplicable, debido a la inestabilidad que se produce en la probeta cuando sucede la estricción.

La formabilidad de los metales suele ser menor para estados de tensiones que tienen una componente hidrostática de tracción. Por lo tanto, un ensayo de compresión permite alcanzar deformaciones mayores que el ensayo de tracción.

En este caso, debe tenerse en cuenta una corrección por el efecto de la fricción, que produce un abarillamiento de la probeta.

En el ensayo de torsión, se ejerce una torca en torno al eje de una probeta cilíndrica, que de esta manera es torsionada. La tensión se calcula a partir de la torca medida y del ángulo de giro. En este ensayo se puede mantener la velocidad de deformación constante con mayor facilidad que con los otros métodos, por lo que resulta particularmente útil para estudiar el flujo en caliente.

Trefilado

Descripción del proceso de trefilado

El trefilado es un proceso de conformado en el que se tira de una pieza (ya sea un alambre, tubo, u otra forma geométrica) a través de una herramienta llamada matriz, mediante la aplicación de una fuerza de tracción sobre la pieza a conformar en la salida de la matriz (Figura 1). Es uno de los procesos de conformado de metales más antiguos [4]. La fuerza de tracción es aplicada por un banco o tren de tiro, que se acopla a la pieza mediante unas mordazas (Figura 2). En realidad, el estado de tensiones que genera el flujo plástico en la pieza durante el proceso de trefilado presenta una combinación de tracción y compresión (ésta última se debe a la fuerza de reacción que ejercen la matriz y el mandril sobre el material) [2].

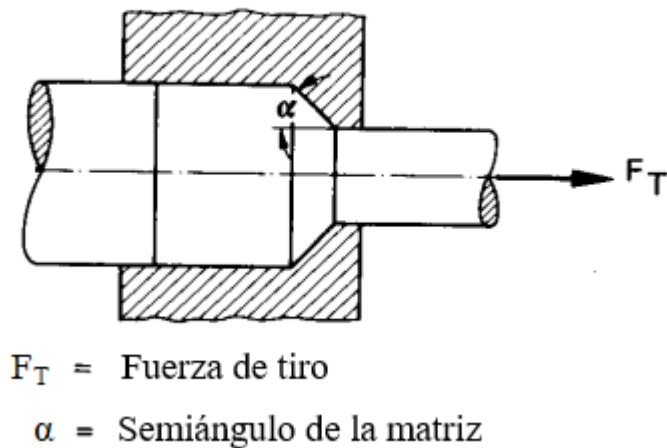


Figura 3. Representación esquemática del proceso de trefilado (en este caso, trefilado de barra) [1].

Normalmente, el proceso se desarrolla a temperatura ambiente, es decir, es un proceso de conformado en frío, lo que permite la obtención de tolerancias dimensionales bien controladas, buena terminación superficial, y propiedades mecánicas elevadas [5]. Por esto, se lo suele utilizar como paso final para productos semielaborados provenientes de extrusión o laminación en caliente [6]. Sin embargo, como es usual que involucre elevadas deformaciones, puede haber un aumento de temperatura considerable durante el mismo [2]. Puede realizarse (dependiendo de la reducción de área deseada) en una única pasada, o en múltiples pasadas, ya sea con matrices colocadas consecutivamente una luego de la otra [7], o con tratamientos térmicos intermedios. En el caso de trefilado de alambres, estos pueden ser enrollados luego de pasar por la matriz.

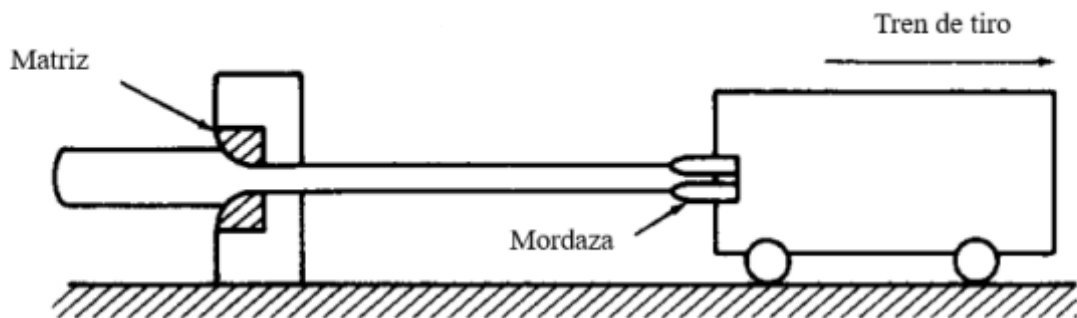


Figura 4. Representación esquemática del tren (o banco) de tiro utilizando durante la trefilación [2]

En la Figura 5 se muestra un esquema de la sección transversal de una típica matriz de trefilado. El núcleo de la matriz, es decir, la parte que está en contacto con la pieza a deformar (y es la que sufre desgaste), usualmente se fabrica con carburo de tungsteno (a veces llamado vidia). La entrada de la matriz (campana) tiene esa forma curva de manera que el material entrante pueda impregnarse de lubricante, y facilita su flujo hacia la zona más interna de la

matriz. El ángulo de entrada es la zona en la que realmente ocurre la reducción en diámetro. De hecho, el semiángulo α es un parámetro de vital importancia en el proceso. La región del cilindro de calibración tiene como principal función darle una “terminación” a la superficie de la pieza, al remover el daño superficial debido al desgaste de la matriz. El ángulo de salida permite que el metal se expanda por la relajación elástica cuando sale de la matriz. También reduce la posible abrasión que puede producirse si se detiene el trefilado o si la matriz está desalineada. El núcleo de la matriz se encuentra dentro de una caja protectora de acero [2].

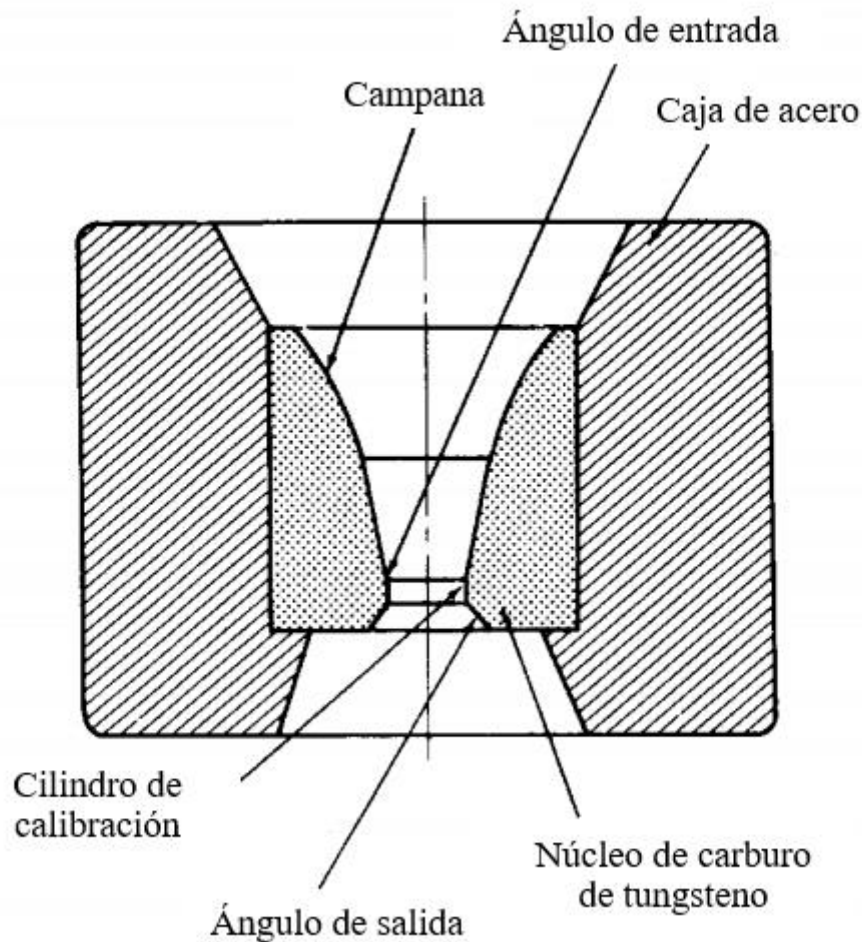


Figura 5. Sección transversal de una matriz de trefilado [2].

Existen distintos tipos de trefilado, según la pieza a conformar: puede hablarse de trefilado de sólidos, cuando el producto consiste en barras o alambres; o de trefilado de productos huecos, cuando se trata de tubos. Éstos últimos pueden procesarse de distintas maneras (Figura 6):

Sin mandril (también denominado como *sinking*): al mismo tiempo que se reduce el diámetro externo del tubo y se incrementa su longitud, se genera un ligero ensanchamiento en su espesor y una superficie interna irregular, ya que la parte interna del tubo no está soportada por ninguna herramienta, a diferencia de los tipos de trefilado con mandril [4]. Las magnitudes del ensanchamiento y del alargamiento del tubo dependen de la tensión de fluencia del material trefilado, de la geometría de la matriz, y del coeficiente de fricción de la interfaz matriz/tubo [4].

En cambio, en el trefilado con mandril se pueden controlar tanto el diámetro exterior como el interior, por lo que permiten una mayor precisión dimensional que el sinking. Los mandriles pueden ser cilíndricos, cónicos [2], e incluso escalonados [8].

Cuando se utiliza un mandril fijo, éste se mantiene en la posición correcta mediante un vástago. Se observa una mayor fuerza de fricción que en el caso sin mandril, por lo que las reducciones de área posibles generalmente son menores [3]. Suele presentarse un semiángulo de matriz óptimo de entre 12° y 15° , junto con un semiángulo de mandril (cónico) de entre 10° y 11° [4].

El mandril flotante puede ofrecer una mayor reducción de área que el mandril fijo, o una misma reducción con una disminución en la carga de tiro. También se utiliza en el trefilado de tubos largos de pequeño diámetro, ya que en este caso, el mandril fijo puede flexionarse y quebrarse [4]. Se mantiene en posición por el equilibrio entre la fuerza de tiro y las fuerzas en la dirección opuesta debidas a la reacción de compresión y la fuerza de fricción sobre la pared interna del tubo [1]. Este tipo de mandril permite trefilar rollos extensos de material. Como contrapartida, el diseño del herramental y la lubricación son elementos muy críticos con este tipo de mandril [2].

Esos problemas se minimizan utilizando un mandril móvil. Este tipo de mandril consiste en una barra o alambre duro que se extiende en toda la longitud del tubo a trefilar. La fuerza se transmite a la pieza en parte por el tiro a la salida de la matriz, y en parte por la fricción que actúa en la superficie de contacto entre el mandril y la parte interior de la pieza. Como el mandril se mueve a la misma velocidad que la parte de la pieza que está saliendo de la matriz, y esta velocidad es mayor que la de la pieza que está siendo deformada, se genera una fuerza friccional de arrastre, que compensa la fricción entre el tubo y la matriz [2].

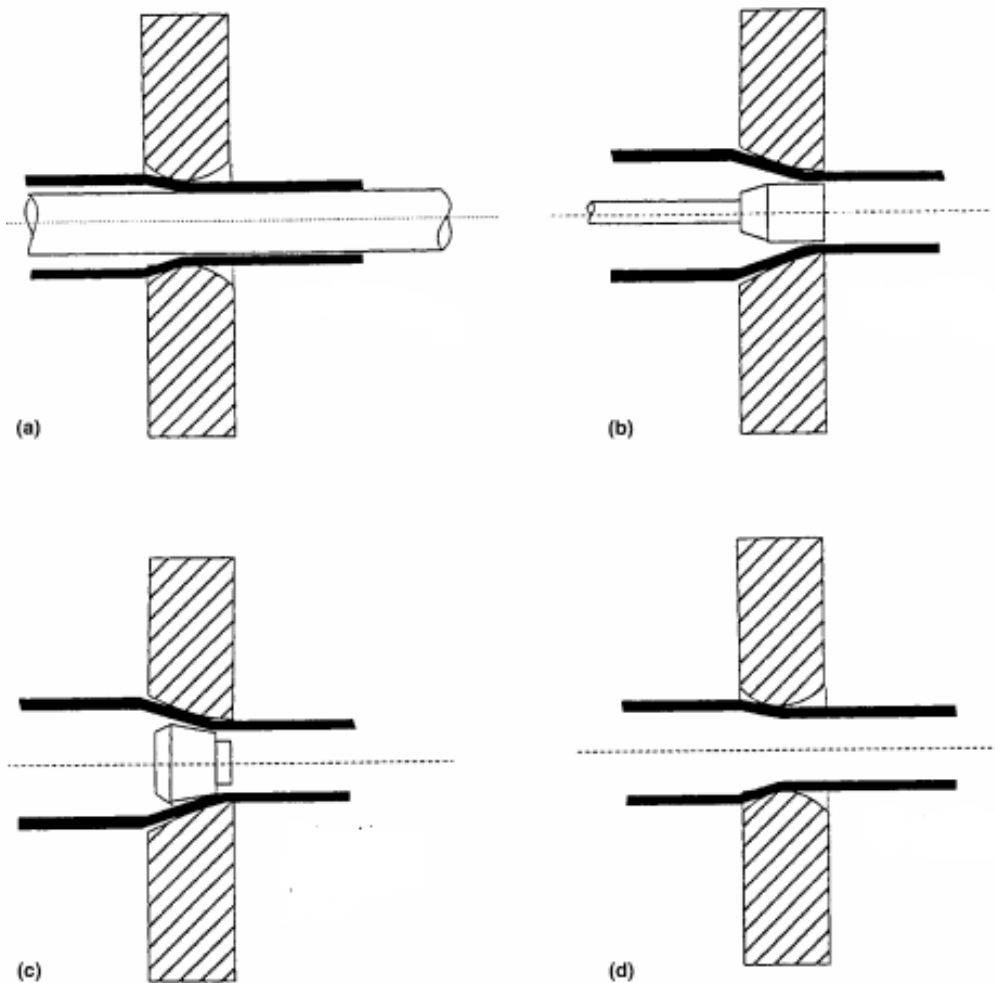


Figura 6. Diferentes tipos de trefilado de tubos: (a) Con mandril móvil. (b) Con mandril fijo. (c) Con mandril flotante. (d) Sin mandril. [9]

Preparación para el trefilado

Antes de trefilar una pieza, se requiere una serie de operaciones de preparación para garantizar que el proceso se realice de manera exitosa [10].

Tratamiento térmico: usualmente se realiza un recocido para que el material se encuentra en una condición suficientemente dúctil para ser sometido al porcentaje de reducción de área deseado. Esto es especialmente necesario para partes que hayan sido trabajadas en frío previamente y se encuentren demasiado endurecidas por deformación para permitir deformación adicional.

Preparación superficial: la pieza debe ser limpiada de contaminantes superficiales, tales como óxidos, para evitar que se dañe su superficie o la de la matriz. Esto se logra mediante un tratamiento de decapado, que, para mencionar un ejemplo, se realiza con ácido sulfúrico al 98% en el trefilado de tubos de acero. Luego de esto, puede tratarse con un fosfatizado, plateado, o enjabonado como prelubricación. Posteriormente, se aplica el lubricante.

Apunteado: consiste en la preparación de una pequeña longitud de la pieza a deformar, en uno de sus extremos, que se reduce a un tamaño ligeramente menor que el diámetro de la matriz que se utilizará en el trefilado (como se puede ver en la Figura 7). Una vez realizado el

apunteado, ese extremo se puede insertar en la matriz para luego ser tomado por las mordazas del banco de tiro. Esta operación puede realizarse por *swaging* o por laminación.



Figura 7. Tubos con un extremo de diámetro reducido luego de la operación de apunteado..

Operaciones posteriores al trefilado

Luego del trefilado, el tubo es sometido a una serie de operaciones de terminación:

- En primer lugar, se endereza el tubo para garantizar una determinada rectitud, dependiendo de los requerimientos de la aplicación.
- Se realizan los ensayos no destructivos (por ejemplo, ensayo de corrientes inducidas y/o ensayo de ultrasonido).
-

Análisis de la fuerza de tiro en el proceso de trefilado

El primer método detallado es el método del planchón, que es el más simple, y parte de las ecuaciones de equilibrio de fuerzas para llegar a la expresión de la tensión de tiro. En la referencia [11] se desarrolla la obtención de la siguiente ecuación:

$$\sigma_1 = \sigma' \cdot \frac{1+B}{B} \cdot \left[1 - \left(\frac{t}{t_0} \right)^B \right] \quad (Ec. 9)$$

Donde:

$$B = \frac{2\mu}{\tan(\alpha)}$$

σ' : tensión de fluencia

μ : coeficiente de fricción (se considera que es el mismo para la matriz y para el mandril)

α : semiángulo de la matriz

t_0 : espesor inicial

t : espesor final

Naturalmente, el valor obtenido con el método del planchón será considerablemente inferior al real, o a los obtenidos con otros métodos, ya que no considera el trabajo redundante o el endurecimiento por deformación, entre otros factores.

Otro de los métodos existentes es el de las soluciones de límite superior (de máxima) e inferior (de mínima). Estas expresiones ofrecen una sobreestimación de la fuerza requerida para el proceso de conformado. A continuación, se muestran dos soluciones de máxima:

La primera [6] considera cuatro componentes que aportan a la tensión de tiro:

$$\sigma_{total} = \sigma_{sink} + \sigma_{thin} + \sigma_{size} + \sigma_{shear} \quad (Ec. 10)$$

Donde cada término representa una de las operaciones individuales que suceden en el trefilado:

σ_{sink} : representa el *sinking*, es decir, la reducción en el diámetro.

σ_{thin} : es el término correspondiente a la reducción en espesor (*thinning*).

σ_{size} : hace referencia al *sizing* en la zona del cilindro de calibración.

σ_{shear} : corresponde a la deformación redundante.

Las expresiones de cada uno de los componentes mencionados se listan debajo:

$$\sigma_{sink} = \frac{1 + B_1}{B_1} \left[1 - \left(\frac{r_1}{r_0} \right)^{B_1} \right] \sigma^* \quad (Ec. 11)$$

$$\sigma_{thin} = \frac{1 + B_2}{B_2} \left[1 - \left(\frac{H_1}{H_0} \right)^{B_2} \right] \sigma^* + \left(\frac{H_1}{H_0} \right)^{B_2} \sigma_{sink} \quad (Ec. 12)$$

$$\sigma_{size} = \sigma^* - (\sigma^* - \sigma_{thin}) \exp - 2\mu L \frac{R_i + R_o}{R_o^2 - R_i^2} \quad (Ec. 13)$$

$$\sigma_{shear} = \frac{\sigma_y \hat{\alpha}}{\sqrt{3}} \quad (Ec. 14)$$

En las fórmulas anteriores:

$$\sigma^* = \frac{2\sigma_y}{\sqrt{3}} \quad (Ec. 15)$$

$$B_1 = \frac{\mu}{\tan \alpha} \quad (Ec. 16)$$

$$B_2 = \frac{2\mu}{\tan \alpha - \tan \beta} \quad (Ec. 17)$$

La segunda solución de límite superior [12] cuenta con cuatro términos, de la misma manera que la expresión mostrada anteriormente:

$$\sigma_d = \sigma_{discontinuidades} + \sigma_{fricción en superficie interna} + \sigma_{fricción en superficie externa} + \sigma_{deformación homogénea}$$

En este caso, los componentes considerados son:

- Por la energía disipada en las discontinuidades de la velocidad (es decir, a la entrada y a la salida de la matriz):

$$\sigma_{discontinuidades} = \frac{2\sigma_0}{3\sqrt{3}} \tan \alpha \left[\frac{R_0^2 + R_0 r_0 + r_0^2}{R_0(R_0 + r_0)} + \frac{R_f^2 + R_f r_f + r_f^2}{R_f(R_f + r_f)} \right] \quad (Ec. 18)$$

- Por la energía disipada por la fuerza de fricción entre la superficie interna del tubo y el mandril:

$$\sigma_{fricción en superficie interna} = \frac{2\tau_i^\beta}{\sin 2\beta} \left[\frac{-1}{1+t} \ln \frac{r_0 + R_f t - r_f t + r_0 t}{(R_f - r_f)t} + \frac{1}{1-t} \ln \frac{r_0 - r_0 t + R_f t - r_f}{(R_f - r_f)t} \right] \quad (Ec. 19)$$

- Por la energía disipada por la fuerza de fricción entre la superficie externa del tubo y la matriz:

$$\sigma_{fricción en superficie externa} = \frac{2\tau_i^\alpha}{\sin 2\alpha} \left[\frac{1}{1+t} \ln \frac{R_0 + R_0 t - R_f t + r_f}{R_f - r_f} + \frac{1}{1-t} \ln \frac{R_0 + R_0 t - R_f t + r_f}{R_f - r_f} \right] \quad (Ec. 20)$$

- Por el trabajo de deformación homogénea:

$$\sigma_{deformación homogénea} = \frac{2\sigma_0}{\sqrt{3}} (1 + y + y^2)^{1/2} \ln \left(\frac{A_o}{A_f} \right) \quad (Ec. 21)$$

Tensiones residuales en el conformado de metales

En el conformado de metales usualmente se pueden generar tensiones internas en el material, que se deben principalmente a inhomogeneidad en la deformación; es decir, cuando al mismo tiempo la pieza experimenta distintos niveles de deformación en localizaciones diferentes. Las principales razones por las que se puede producir este fenómeno son: (1) una diferencia en la resistencia entre distintas fases coexistentes en el material, (2) variaciones en la deformación experimentada en diversas regiones como consecuencia de la forma del molde/matriz o de la restricción ejercida por las cargas aplicadas, y (3) gradientes de temperatura que se puedan desarrollar en la pieza durante el proceso de conformado. Estas tensiones internas pueden permanecer en el material una vez finalizado el proceso como tensiones residuales. Estas se definen generalmente como las tensiones internas equilibrantes que existen en un cuerpo que no tiene fuerzas externas aplicadas ni restricciones en su superficie. Un ejemplo típico del efecto de las tensiones residuales en el comportamiento de los materiales es el efecto Bauschinger, que refleja el impacto de la reversión de las deformaciones en una pieza. Por ese efecto, si el metal alcanza deformaciones plásticas en una dirección (como puede ser en tracción), la tensión de fluencia medida en el sentido contrario (compresión) sería menor que aquella medida en tracción. [9]

Las tensiones residuales se pueden subdividir en tensiones en escala macroscópica y tensiones en escala microscópica. Las primeras varían de manera continua en distancias del orden de las dimensiones de la pieza, mientras que las segundas muestran variaciones en distancias del orden de las dimensiones microestructurales. Las tensiones residuales sobre las que se tratará aquí son las de escala macroscópica.

La forma de la zona de deformación en el proceso, aquella en la que se produce el flujo plástico, ejerce una gran influencia sobre la magnitud y distribución de las tensiones residuales. Esta zona de deformación puede caracterizarse por un parámetro Δ , que se define como la razón entre el espesor o diámetro medio del metal (h) y la longitud de contacto entre el metal y la herramienta (L).

$$\Delta = \frac{h}{L} \quad (Ec. 22)$$

Para el proceso de trefilado (y también para extrusión) la longitud de contacto L se define como:

$$L = \frac{h_0 - h_1}{2 \sin \alpha} \quad (Ec. 23)$$

El espesor medio h se expresa de la siguiente manera:

$$h = \frac{h_0 + h_1}{2} \quad (Ec. 24)$$

Entonces, el parámetro Δ resulta:

$$\Delta = \frac{(h_0 + h_1) \sin \alpha}{h_0 - h_1} \quad (Ec. 25)$$

Cuando se trata de trefilado axisimétrico, donde el espesor medio es el diámetro, la reducción está dada por la siguiente expresión:

$$r = \frac{d_0^2 - d_1^2}{d_0^2} \quad (Ec. 26)$$

Combinando las expresiones anteriores se obtiene:

$$\Delta = \frac{\sin \alpha (1 + (1 - r)^{1/2})^2}{r} \quad (Ec. 27)$$

En esta fórmula, Δ aumenta con una disminución de la reducción y con un incremento del ángulo de la matriz.

Prácticamente todos los productos conformados en frío presentan tensiones residuales. En la mayoría de los casos, estas tensiones residuales son indeseables ya que reducen el límite elástico del material y pueden causar distorsiones en operaciones subsecuentes de maquinado. El patrón usual de tensiones residuales con tensiones de tracción en la superficie es particularmente indeseable, ya que al sumar esas tensiones a las aplicadas en servicio, la vida a la fatiga del producto se puede reducir considerablemente. Además, existe un incremento en la susceptibilidad a corrosión bajo tensión.

Las tensiones residuales pueden eliminarse mediante tratamientos térmicos como recocido o relevamiento de tensiones. Sin embargo, estos tratamientos son costosos en tiempo y dinero. Además, pueden ablandar los materiales endurecidos por deformación.

En los procesos de conformado, es de vital importancia entender la distribución y magnitud de las tensiones residuales. Hay dos enfoques principales para su estudio: mediciones experimentales y simulaciones. Las mediciones experimentales incluyen métodos como el de perforación de agujero, difracción de rayos X o de neutrones, que ofrecen resultados confiables. Sin embargo, el primero de esos métodos es destructivo, y los otros dos tienen un costo elevado. Las simulaciones por método de elementos finitos constituyen una herramienta poderosa para el análisis de los procesos de conformado.

Criterios de fractura en procesos de conformado

La iniciación de la fractura dúctil puede constituir el factor limitante en diversas operaciones de conformado de metales. Por lo tanto, la identificación de las condiciones de la pieza a deformar que pueden causar la fractura es de gran importancia [14]. Existen modelos que tienen en cuenta el mecanismo mediante el cual se produce la fractura en un material, por nucleación de hoyuelos en partículas de segundas fases e inclusiones, crecimiento y posterior coalescencia. Sin embargo, generalmente el mayor interés en lo que respecta a procesos industriales de conformado reside en simplemente predecir la ocurrencia de las roturas. Por lo tanto, los criterios más utilizados son aquellos del tipo fenomenológico que se enfocan en este aspecto mencionado, y además son suficientemente simples para implementarse de manera exitosa en simulaciones por método de elementos finitos y sin consumir demasiados recursos [24]. Otros modelos, como los de mecánica continua de daño, sólido poroso, o cohesivos, resultan más costosos en tiempo y capacidad computacional.

Uno de los criterios fenomenológicos más utilizados es el de Cockroft y Latham [25], que considera el efecto de la máxima tensión principal aplicada (es decir, una tensión de tracción). Supone que la condición necesaria para que se produzca la fractura es que la integral del trabajo plástico por unidad de volumen alcance un determinado valor crítico, dependiente del material. La expresión matemática que se utiliza para evaluarlo es la siguiente:

$$CL = \int_0^{\bar{\epsilon}_{fractura}} \sigma_1 d\bar{\epsilon} \quad (Ec. 28)$$

Donde:

σ_1 : tensión principal máxima (de tracción).

$\bar{\epsilon}$: deformación equivalente.

$\bar{\epsilon}_{fractura}$: deformación equivalente a la fractura.

CL : valor de daño de Cockroft y Latham.

Entonces, para que se produzca la fractura:

$$CL = CL_{crítico} \quad (Ec. 29)$$

Donde $CL_{crítico}$ es el valor de daño de Cockroft y Latham para el cual se produce la fractura en el material en cuestión.

Este criterio se ha utilizado en la predicción de fracturas en diversos materiales, tales como: acero, titanio, aluminio, o aleaciones de cobre [19].

Esta expresión se modificó [26] para considerar como factor determinante a la razón entre la tensión principal máxima y la tensión equivalente, con lo que se obtiene una magnitud normalizada. De esta manera, se define un criterio de Cockroft y Latham normalizado cuya expresión matemática es:

$$nCL = \int_0^{\bar{\varepsilon}_{fractura}} \frac{\sigma_1}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon} \quad (Ec. 30)$$

En la expresión anterior:

$\bar{\sigma}$: tensión equivalente.

nCL : valor de daño de Cockroft y Latham normalizado.

Modelización y simulación

La modelización y la simulación son dos enfoques para representar sistemas del mundo real con los fenómenos y comportamientos en cuestión en base a modelos virtuales o físicos. Muestran el sistema a investigar, de manera virtual o física, para revelar fenómenos, comportamientos, funciones, o rendimientos del sistema de manera tal que se pueda conseguir información necesaria para la toma de decisiones, ya sea en investigación, diseño, o producción; o para explorar ciertos aspectos que sean desconocidos. Uno de los principales objetivos es el de reducir el tiempo y costo de realizar estos experimentos de manera física en el propio sistema estudiado.

Para poder realizar una simulación, en primer lugar, debe desarrollarse un modelo. Éste consiste en una representación física o virtual de un sistema, desde la perspectiva del fenómeno o comportamiento del sistema real que se quiere investigar. Generalmente, los modelos son similares a los sistemas reales pero están simplificados en algún aspecto, al mismo tiempo que se intenta aproximar sus principales características de la manera más fiel posible. En resumen, un buen modelo tiene que tener un buen equilibrio entre realismo y simplicidad.

Una simulación es un proceso en el que se utiliza un modelo que representa un sistema real para evaluar su comportamiento, mediante la identificación de ciertos valores o modificaciones de determinadas variables. El objetivo de la simulación es representar las características del sistema cuando se manipulan variables cuyo control no es posible en la realidad. De esta manera, se puede optimizar el diseño o el rendimiento del sistema.

Modelización de herramientas y pieza a deformar

Usualmente, la geometría de las herramientas (por ejemplo, matriz y mandril, en el caso del trefilado) se modela en sistemas de diseño asistido por computadora (*computer-aided design: CAD*) y luego son importados en el programa de simulación de elementos finitos, ya que estos no suelen tener una gran capacidad para modelar geometrías, en especial si son complejas. Los modelos generados en los programas CAD suelen convertirse a ciertos formatos especiales que pueden ser reconocidos por los sistemas FEM, por ejemplo: IGES (*initial*

graphics Exchange specification), STEP (*standard for the exchange of product model data*) o STL (*stereo litography*)

Modelización de condiciones de fricción

El comportamiento friccional de la interfaz entre el herramental y la pieza de trabajo debe ser representado en la simulación por FEM de manera cuantitativa, ya que la fricción afecta considerablemente el comportamiento de flujo, deformación, o la calidad superficial de las piezas. Existen tres modelos que son los más utilizados:

Fricción de Coulomb: representa la relación entre el esfuerzo de fricción y el esfuerzo compresivo normal a la superficie en la interfaz entre pieza y herramienta a través de un coeficiente μ , que es el coeficiente de fricción.

$$f_s = \mu p \quad (Ec. 31)$$

Donde:

f_s : esfuerzo de fricción en la interfaz.

μ : coeficiente de fricción.

p : esfuerzo de compresión normal a la superficie

Modelo de esfuerzo de corte: se establece una relación entre el esfuerzo de fricción en la interfaz herramienta/pieza y la resistencia al corte del material.

$$f_s = mk \quad (Ec. 32)$$

Donde:

f_s : esfuerzo de fricción en la interfaz.

m : factor de fricción, tiene un valor entre 0 y 1.

k : resistencia al corte del material.

Según la condición de conformado, el valor de m puede variar, como se muestra en los siguientes ejemplos para diferentes materiales en distintas condiciones de proceso:

$m = 0,05 - 0,15$: en conformado en frío de aceros, aleaciones de aluminio, cobre, utilizando lubricantes convencionales de fosfato-jabón o aceites.

$m = 0,2 - 0,4$ en conformado en caliente de aceros, cobre y aleaciones de aluminio con lubricantes de base grafito (grafito-agua o grafito-aceite).

$m = 0,1 - 0,3$ en conformado en caliente de titanio y aleaciones de alta temperatura con lubricante de vidrio.

$m = 0,7 - 1,0$ cuando no se utiliza lubricante, por ejemplo, laminado en caliente de chapas gruesas o planchones y en extrusión de aleaciones de aluminio sin lubricación.

Método de elementos finitos

El método de elementos finitos (*Finite element method: FEM*) es una técnica que permite determinar esfuerzos y deformaciones en estructuras que son demasiado complejas para analizarlas en forma estrictamente analítica. Con este método, la estructura en cuestión se divide en una red de elementos pequeños conectados entre sí (mallado) en ciertos puntos

denominados nodos [4]. De esta manera, se pueden resolver las ecuaciones constitutivas para cada elemento de la estructura compleja, ahora discretizada [13].

Originalmente se desarrolló para situaciones bidimensionales (deformación plana). Las estructuras tridimensionales causan un aumento de varios órdenes de magnitud en el número de ecuaciones a resolver de manera simultánea, pero este problema es manejado por el método mediante la utilización de elementos de mayor orden y computadoras con mayor capacidad de procesamiento. [2]

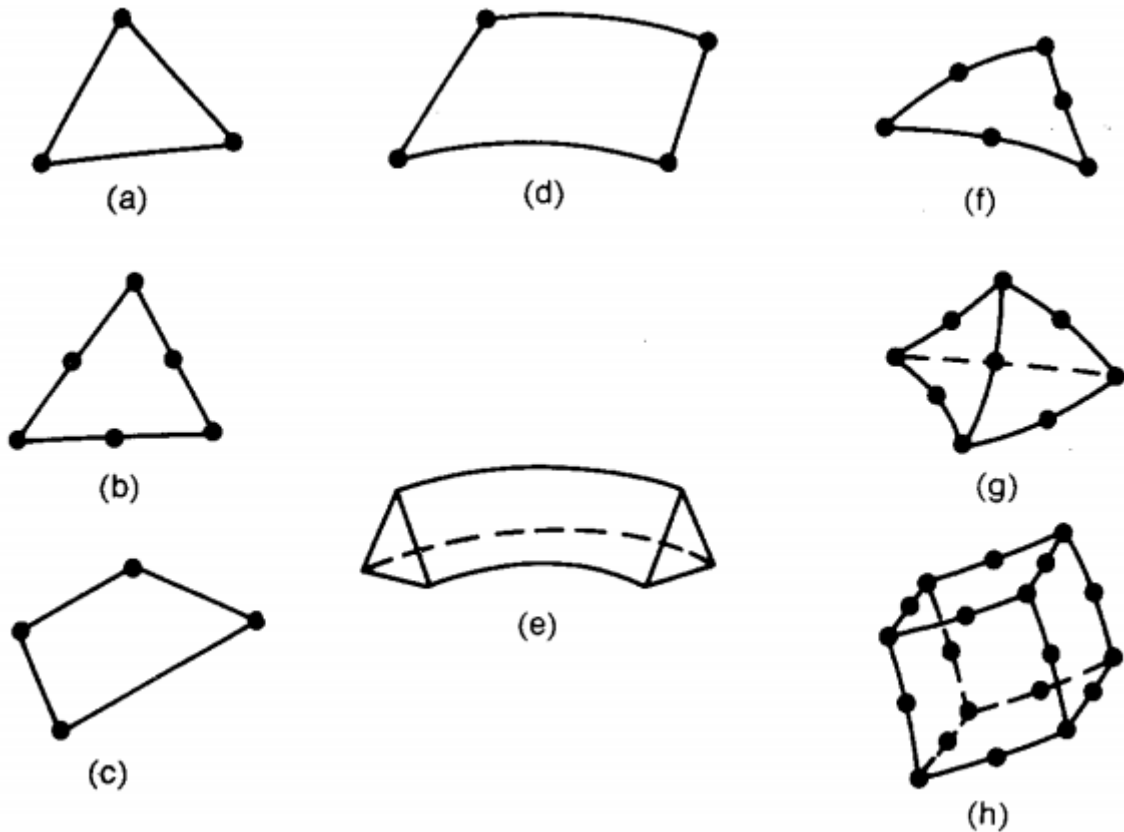


Figura 8. Algunos tipos de elementos comúnmente utilizados en el análisis por método de elementos finitos. [2]

En la Figura 5 se muestran algunos de los tipos de elementos que pueden encontrarse en un análisis por método de elementos finitos. El 5(a) es un elemento triangular básico, el cual es el más utilizado. Con este tipo de elementos puede representarse un dominio bidimensional de cualquier forma. El elemento triangular de seis nodos (b) puede emplearse para aumentar el número de grados de libertad disponibles en la modelización. El elemento cuadrilátero (c) es una combinación de dos triángulos básicos y puede usarse en algunas situaciones para reducir el número de elementos necesarios. Los elementos (d) y (e) necesitan únicamente dos variables independientes para su descripción, a pesar de ser tridimensionales; son utilizados en problemas con simetría axial en coordenadas cilíndricas. En el caso de los modelos tridimensionales, es conveniente que se construyan a partir de elementos isoparamétricos con lados curvos, por ejemplo, las figuras (f), (g), (h), que son un triángulo, un tetraedro y un hexaedro, respectivamente. [2]

Una solución obtenida por el método de elementos finitos involucra el cálculo de matrices de rigidez para cada elemento de la estructura. Posteriormente, estas matrices se ensamblan en una matriz de rigidez global para la estructura completa. La matriz relaciona las matrices de cargas y desplazamientos. Mientras que las fuerzas son conocidas, los desplazamientos son las incógnitas, cuyos valores se obtienen mediante la siguiente ecuación.

$$P = Ku \text{ (Ec. 33)}$$

Donde:

P : matriz de cargas externas.

K : matriz de rigidez global.

u : matriz de desplazamientos.

Existen varios tipos de modelos de comportamiento del material a deformar para la aplicación del método de elementos finitos en los procesos de conformado de metales [8]. Por ejemplo: puede utilizarse un modelo elástico, que asume que la relación constitutiva entre tensión y deformación es lineal, para analizar la deformación elástica del herramental o la precisión dimensional de las piezas deformadas. Por otro lado, también puede emplearse un modelo elasto-plástico o uno perfectamente plástico: en el primer caso, el material se deforma de manera elástica al principio, y luego de manera plástica, una vez superado el límite elástico o tensión de fluencia; el segundo caso se usa cuando la deformación elástica inicial puede ser despreciada. En procesos de trabajado en caliente o deformación superplástica, en los que el comportamiento del material es muy sensible a la velocidad de deformación, se pueden emplear (y deberían ser empleados) modelos viscoplásticos [13].

La preparación de los datos de entrada para el método de elementos finitos es una parte engorrosa del método. Debe describirse la topología del mallado de elementos en el programa con la numeración de los nodos y las coordenadas asociadas a cada punto; además de la numeración de los elementos y los nodos asociados a cada elemento. Gracias a la tecnología desarrollada hasta el día de hoy, existen sistemas de preprocesamiento que permiten posicionar un mallado de elementos finitos sobre el esbozo de la estructura, y obtener las coordenadas nodales y la conectividad entre los elementos de manera automática.

Por otro lado, los sistemas de postprocesamiento posibilitan la presentación de los resultados del análisis de elementos finitos de manera gráfica [2]. Estos resultados pueden incluir variables como: carga de deformación; deformación, velocidad de deformación, curvas de nivel de temperaturas; y deflexiones en las herramientas. Esta información puede utilizarse en el diseño, por ejemplo, para determinar capacidades de prensas, establecer si un proceso será exitoso o fallará con respecto a la trabajabilidad o formabilidad de un material, o definir las fuentes probables de fallo del herramental (desgaste, fatiga térmica, entre otros). [7]

Modelos utilizados en el software Simufact Forming®

Las simulaciones que se llevan a cabo en el programa Simufact Forming®, como en la modelización numérica en general, constan de tres etapas:

- preprocesado,
- análisis, y
- postprocesado.

En la etapa de preprocesado se debe crear un modelo del proceso que se aproxime lo más posible a la realidad. Debe seleccionarse el tipo de proceso, dentro de los disponibles en el software. Las opciones de módulos de procesos que se encuentran son:

- Conformado en frío (cold forming)
- Forja en caliente (hot forging)
- Conformado de chapa (sheet metal forming)
- Laminación (rolling)
- Laminación de anillos (ring rolling)
- Forja libre o forja con matriz abierta (open die forging)
- Tratamiento térmico (heat treatment)
- Unión mecánica (mechanical joining)
- Soldadura con aplicación de presión (pressure welding)

También es necesario seleccionar el tipo de modelo en cuanto a sus dimensiones, es decir, si será 3D o 2D. Cuando el proceso a estudiar cuenta con algún tipo de simetría, es posible utilizar un modelo simplificado. Por ejemplo, en el recalado de un cilindro, que presenta simetría cilíndrica, puede utilizarse un modelo en 2D axisimétrico

La etapa de análisis es llevada a cabo por un módulo denominado *solver*. Simufact Forming® ofrece dos métodos distintos: elementos finitos (FE) y volúmenes finitos (FV). En el método de elementos finitos, el modelo geométrico debe ser mallado, es decir, discretizado en elementos. Una buena calidad de este mallado es vital para obtener buenos resultados. Durante la simulación es posible que el mallado sea generado nuevamente (es decir, se produzca un “remallado”) para garantizar que el mismo se encuentra en una condición aceptable.

El método de elementos finitos es implícito, lo que significa que la selección de un intervalo de tiempo entre pasos sucesivos grande no causará errores numéricos en la simulación, por lo que es más estable. Por otro lado, el método de volúmenes finitos es explícito, por lo que se vuelve inestable con intervalos grandes. Como contrapartida, las matrices de la formulación implícita requieren mayor esfuerzo computacional para su resolución.

El módulo solver de elementos finitos que se emplea en el software Simufact Forming es una versión mejorada del solver MARC de MSC Software Corporation.

MARC se desarrolló a partir del método de desplazamientos, en el que la relación entre fuerzas y desplazamientos está dada por la matriz de rigidez del sistema. En un problema lineal estático, esta relación se puede expresar como la Ecuación 34 que se presentó anteriormente. La matriz de rigidez global nombrada se construye con el ensamble de las matrices elementales, como se muestra en la ecuación 35:

$$K = \sum_{i=1}^n K_i^{el} \quad (Ec. 34)$$

Una vez hallados los desplazamientos u en cada nodo, se pueden calcular las deformaciones ε y las tensiones σ en cada elemento con las ecuaciones 36 y 37:

$$\varepsilon = \beta u \text{ (Ec. 35)}$$

$$\sigma = L\varepsilon \text{ (Ec. 36)}$$

B y L son las relaciones entre desplazamientos y deformaciones, y entre tensiones y deformaciones, respectivamente. Hay ecuaciones similares para otros fenómenos, por ejemplo, para la conducción de calor.

En general, un proceso de conformado está gobernado por ecuaciones no lineales. MARC tiene en cuenta los siguientes efectos no lineales:

- En el material
- En la geometría
- En las condiciones de contorno

En cuanto a las no linealidades en el material, las propiedades pueden ser funciones de la temperatura, velocidad de deformación, porosidad, etc. El material puede experimentar deformación elástica o elasto-plástica. Con respecto a la geometría, el comportamiento no lineal está relacionado con deformaciones de gran magnitud o con rotación de partes. Finalmente, las condiciones de contorno no lineales permiten simular el contacto entre pieza a deformar y herramienta, comportamiento friccional y movimientos complejos del equipamiento de conformado.

El solver MARC resuelve los sistemas no lineales de manera incremental, y se requiere una cantidad considerable de incrementos para simular un proceso de conformado. El enfoque utilizado es el Lagrangiano actualizado, en el sentido de que la deformación en la pieza puede representarse mediante la deformación del mallado. Las ecuaciones no lineales se resuelven mediante el método de Newton-Raphson.

Daño

El software Simufact Forming cuenta con diversos modelos de predicción de fractura que se pueden utilizar en las simulaciones:

- Cockroft-Latham
- Lemaitre
- Oyane
- Johnson-Cook
- Gurson
- Bonora
- Diagrama de límites de conformado

Modelo de Cockroft-Latham: es uno de los modelos de predicción de fractura disponibles. La expresión matemática que se utiliza para calcularlo es la siguiente:

$$CL = \int \frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{\bar{\sigma}} \dot{\varepsilon} dt \text{ (Ec. 37)}$$

Puede emplearse como entrada del programa un valor crítico de daño obtenido experimentalmente en el que se produzca la fractura, que determinará que los elementos que alcancen ese valor durante la simulación sean removidos; o puede utilizarse sin datos del material, para identificar las regiones que tienen los máximos valores y por lo tanto son más susceptibles de mostrar defectos, o para comparar dos procesos distintos entre sí.

Desarrollo

Simulación del proceso de trefilado en frío de tubos de acero sin costura

Se llevaron a cabo distintas simulaciones utilizando el software Simufact Forming®. En el modelo utilizado, se representó el proceso realizado en la planta de trefilado en frío de la empresa Tenaris: fabricación de tubos sin costura para airbags de automóviles. En la Figura 9 se muestra un esquema que resume las distintas etapas desde la recepción del tubo semielaborado hasta su empaquetado.

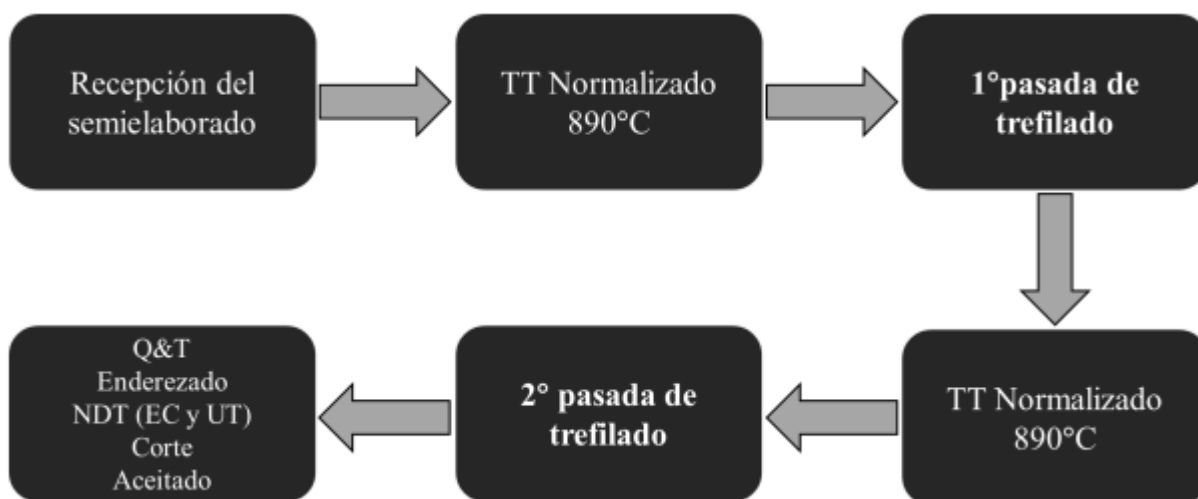


Figura 9. Etapas del proceso de fabricación de los tubos sin costura para airbags. Q&T se refiere a un tratamiento térmico final. Los ensayos no destructivos que se utilizan son: corrientes inducidas y ultrasonido.

Ambas pasadas de trefilado se simularon de manera separada, ya que se consideró que con el tratamiento térmico intermedio entre ambas pasadas, las propiedades mecánicas del material al inicio de la segunda pasada son equivalentes a las que presenta al inicio de la primera pasada. [16]

En primer lugar, se realizaron diversas pruebas en el programa para poner a punto el modelo y alcanzar simulaciones satisfactorias cuyos parámetros fueran compatibles con los del sistema real.

Se utilizaron distintos materiales disponibles en la librería del software, cuya composición química se detalla en la Tabla 1. Algunas de sus propiedades mecánicas, la tensión de fluencia y las características de la curva de flujo, se muestran en la Tabla 2. En la Tabla 3 puede encontrarse una composición química aproximada del material utilizado en el proceso

Tabla 1. Composición química de los aceros usados en las simulaciones.

Denominación	Composición química (% en peso)												
	C	Si	Mn	P	S	V	Nb	Ti	Al	Cr	Mo	Ni	B
AISI 1513	Máx 0,12	Máx 0,12	Máx 1,7	Máx 0,025	Máx 0,015	Máx 0,2	Máx 0,09	Máx 0,15	Máx 0,015				
A709 Gr100	0,16	0,3	1,45	0,012	0,005	0,04				0,55	0,37	0,15	
DIN 1.0958	Máx 0,23	Máx 0,80	Máx 2,20	0,08	0,015	Máx 0,20			Máx 2,00				Máx 0,005

Tabla 2. Propiedades mecánicas de los aceros usados en las simulaciones.

Denominación	Propiedades mecánicas	
	Tensión de fluencia [MPa]	Curva de flujo
AISI 1513	538	Ecuación de Hensel-Spittel
A709 Gr100	670	Curva construida a partir de tabla de valores
DIN 1.0958	1023	

Tabla 3. Composición química aproximada del acero utilizado.

Elemento	C	Si	Mn	Al	Cr	Mo
(% en peso)	0,08 – 0,12	0,15 – 0,4	1,3	0,03	0,4	0,15

Curvas de flujo

Las curvas de flujo del material AISI-SAE 1513 se modelan según la ecuación de Hensel-Spittel, que toma como variables la deformación plástica efectiva, la velocidad de deformación, y la temperatura.

$$\sigma_F = A e^{m_1 T} \varphi^{m_2} e^{\frac{m_4}{\varphi}} \dot{\varphi}^{m_3} \quad (Ec. 38)$$

Donde:

φ : Deformación

$\dot{\varphi}$: Velocidad de deformación

$A, m_1, m_2, m_3, m_4, m_5$: Parámetros dependientes del material considerado. Para el material AISI/SAE 1513, sus valores son (como figura en la biblioteca del software):

$$A = 1041,07$$

$$m_1 = -0,0012$$

$$m_2 = 0.11291$$

$$m_3 = 0.0186$$

$$m_4 = -0.0106$$

Por lo tanto, la ecuación resulta:

$$\sigma_F = 1041,07 e^{-0,0012T} \varphi^{-0.11291} e^{\frac{-0.0106}{\varphi}} \dot{\varphi}^{0.0186} \quad (Ec. 39)$$

En la Figura 10 se muestran las curvas de flujo obtenidas a partir de la ecuación 40, para dos valores distintos de temperatura (20°C y 300°C) y velocidad de deformación (0,01 1/s y 250 1/s).

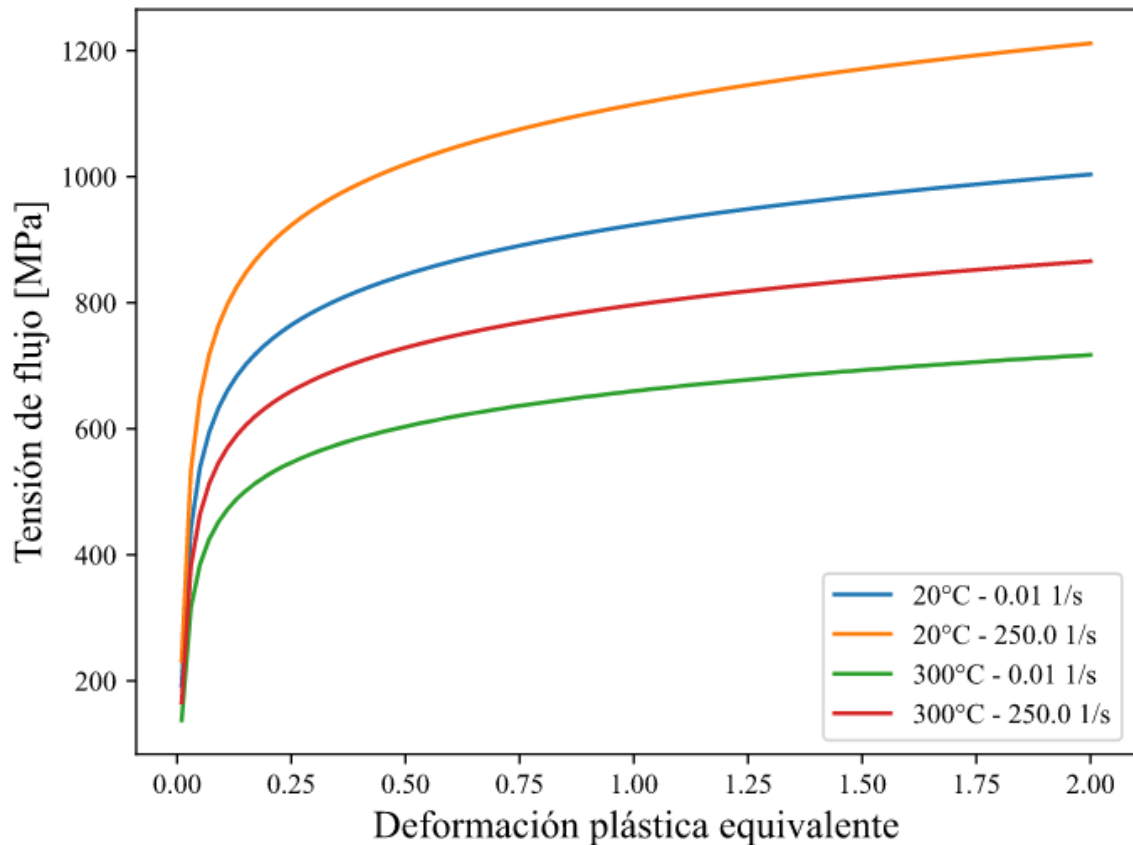


Figura 10. Curvas de flujo del acero AISI-SAE 1513 a distintas temperaturas y velocidades de deformación.

Para los aceros ASTM A709 Grado 100 y DIN 1.0958, las curvas de flujo se construyen a partir de tablas de valores. En el primer caso (Figura 11), se presentan distintas curvas, cada una correspondiente a una temperatura determinada. En el segundo caso (Figura 12), no se considera una dependencia con respecto a esas variables, por lo que se grafica una única curva.

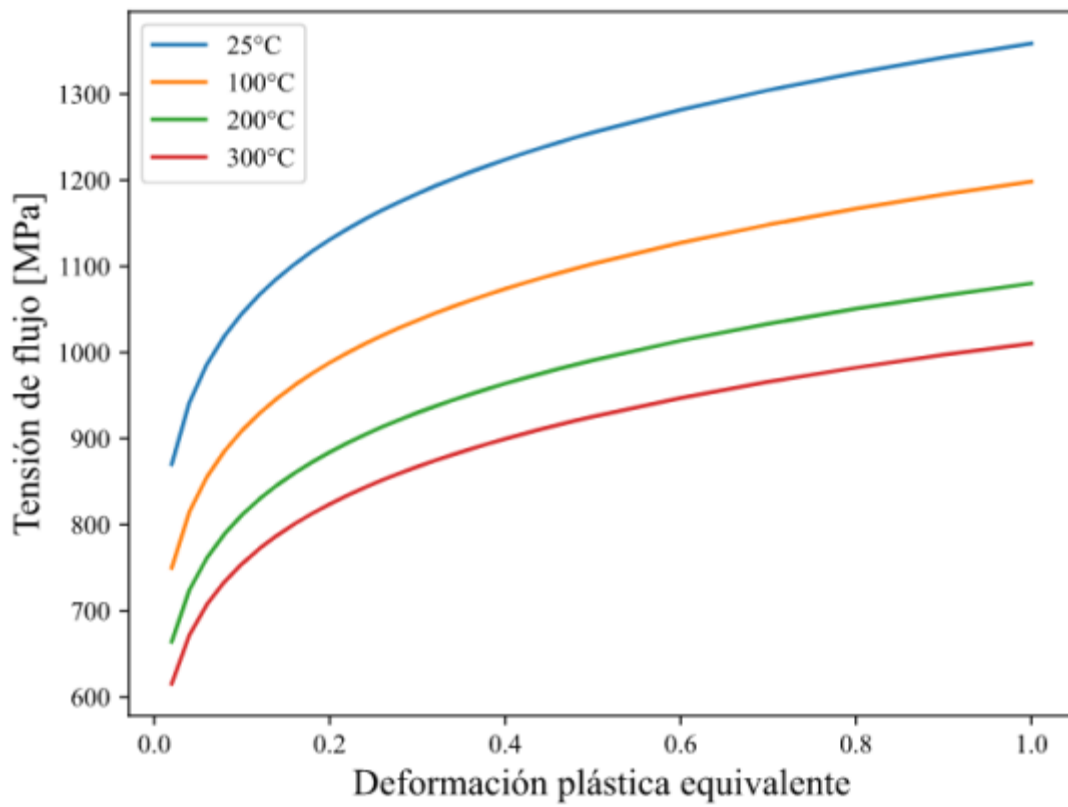


Figura 11. Curvas de flujo del acero A709 Gr100

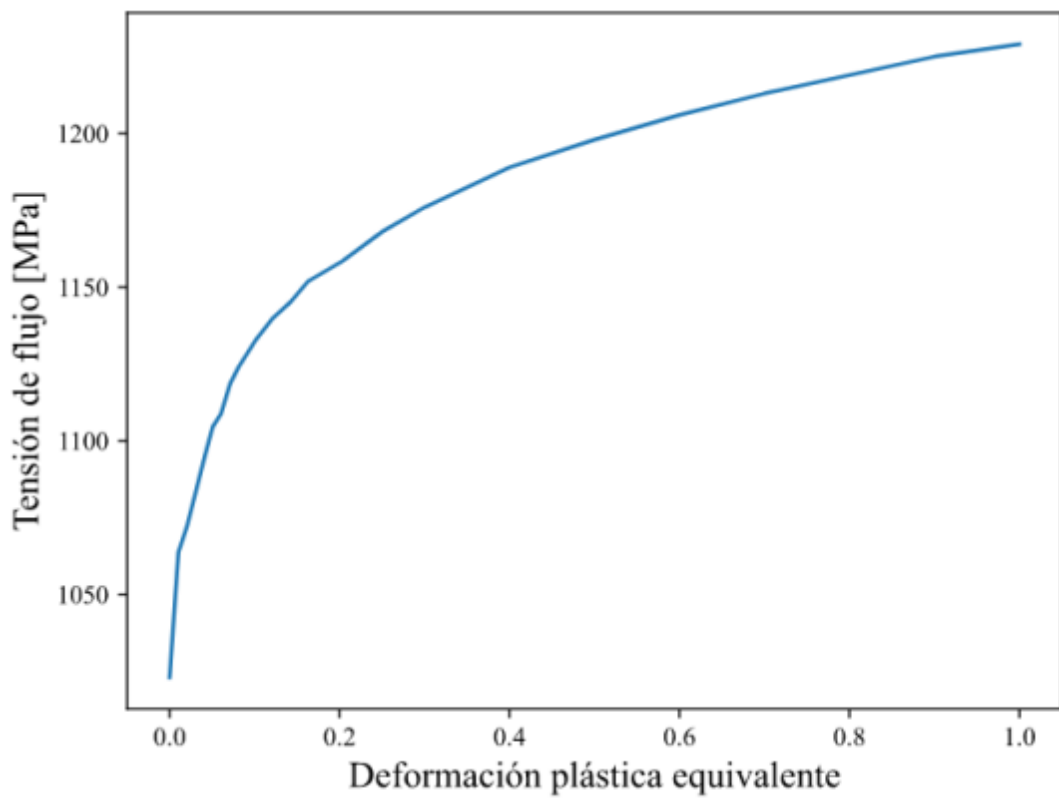


Figura 12. Curva de flujo del acero DIN 1.0958. Se observa que la única dependencia de la tensión de flujo es con la deformación plástica.

En las Figuras 13 y 14 se muestra la configuración geométrica del proceso simulado, que cuenta con una matriz, un mandril, un tubo (semielaborado), y una mordaza. Se plantearon distintas dimensiones de tubos y reducciones de área. A su vez, para cada una de ellas, se emplearon diversas matrices, con distintos valores de longitud de calibración, radio de empalme, ángulo de entrada y diámetro (parámetros señalados en la Figura 13). El mallado se efectuó con elementos cuadrados (de tipo Quadmesh o Advancing Front Quad), y el número de elementos generalmente fue mayor a 5700 elementos (se realizaron algunas simulaciones con menos elementos, y luego se incrementó el número para comprobar la convergencia de los resultados).

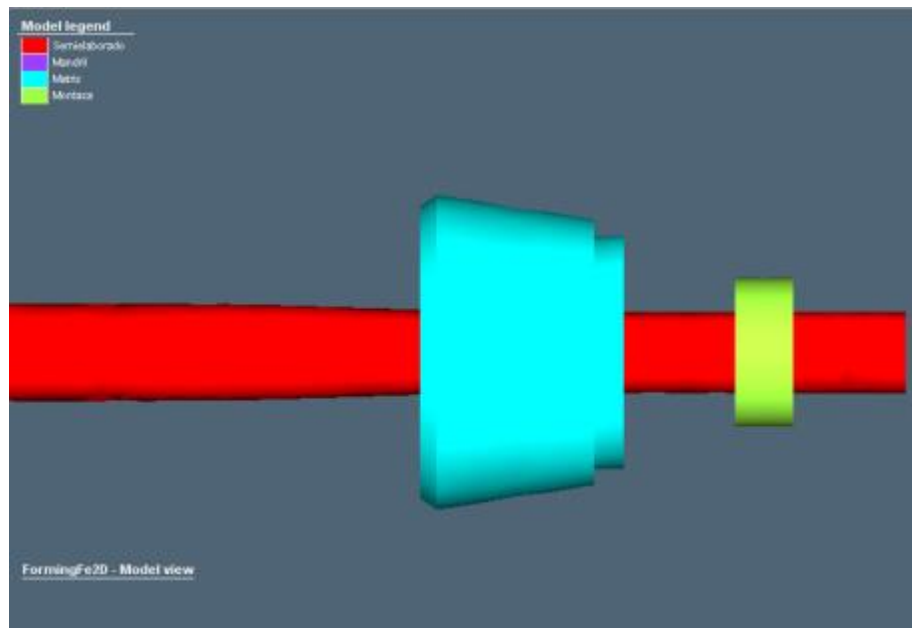


Figura 13. Geometría utilizada en la simulación para el proceso de trefilado.

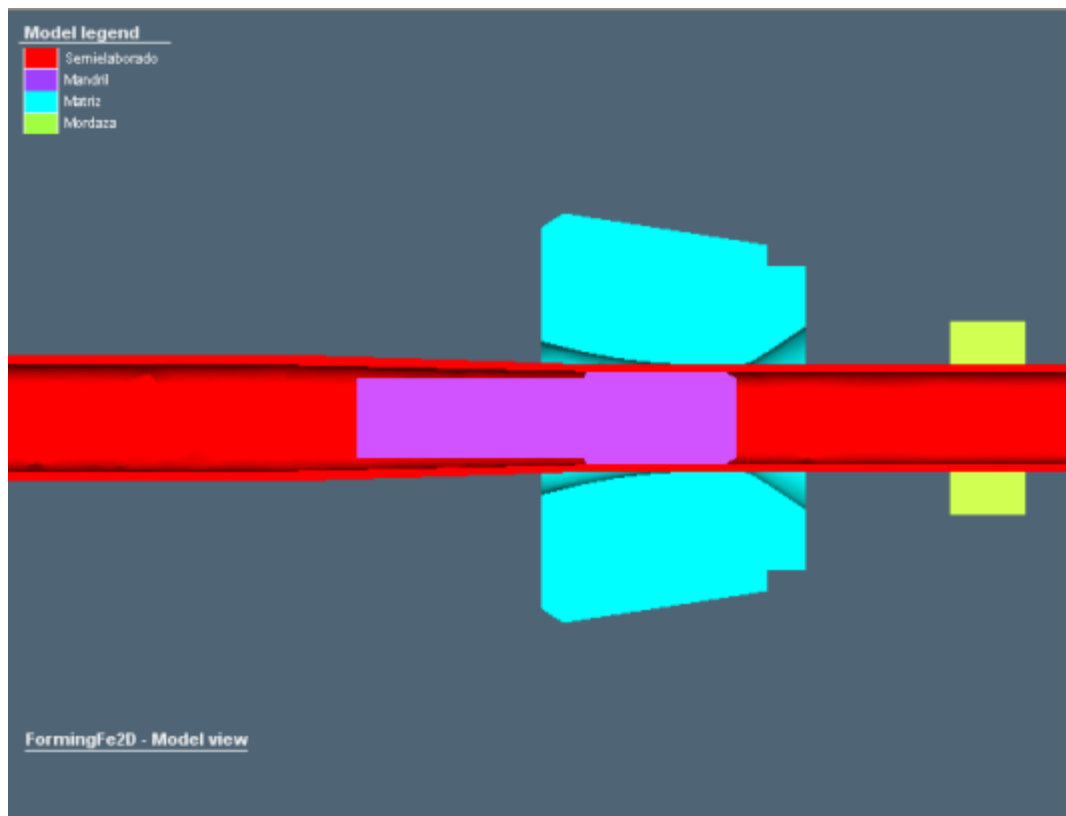


Figura 14. Corte longitudinal de la geometría utilizada en la simulación.

La cinemática del proceso se define a partir de asignarle una velocidad a la mordaza, que está vinculada al tubo mediante una condición de contacto de adherencia. Por otro lado, se establecieron distintos valores de coeficiente de fricción en las interfaces tubo/mandril y tubo/matriz para comprobar su influencia en el proceso.

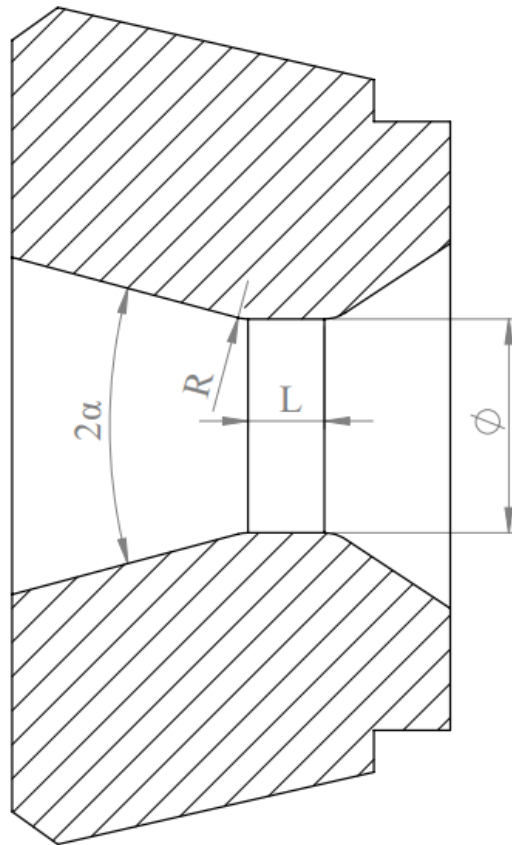


Figura 15. Boceto de la matriz utilizada en la simulación. Se señalaron los parámetros analizados. 2α : ángulo de matriz, R : radio de empalme, L : longitud de calibración, $\varnothing$: diámetro.



Figura 16. Fotos de una de las matrices utilizada en el proceso (Diámetro en la zona calibrada $\varnothing$:28,1mm)



Figura 17. Fotos de matrices y mandriles utilizados en el proceso.

En cuanto a parámetros térmicos:

- Se estableció una temperatura inicial de 20°C para todas las partes (tubo y herramientas).
- Se consideró transmisión de calor por conducción entre tubo y herramientas; y transmisión por convección entre el sistema y el ambiente.
- Emisividad correspondiente a un acero en condición superficial buena.

Una vez que se obtuvieron simulaciones satisfactorias, se realizaron simulaciones de las dos configuraciones específicas (que se denominarán Ruta A y Ruta B) que se quisieron comparar para el proceso de trefilado de los tubos para airbags. Una modificación importante que se realizó tiene que ver con la geometría de la mordaza: en las Figuras 18 y 19 se ilustra el cambio (comparar con Figuras 13 y 14). Con la forma utilizada anteriormente, frecuentemente se producía la fractura del tubo durante la simulación. Esto puede deberse a que en las simulaciones realizadas no se tuvo en cuenta el endurecimiento por deformación que se produce durante el apunteado de los tubos. Con la nueva geometría, puede compararse la definición de la cinemática a otros programas de simulación como el ABAQUS®, en el que no es necesario incluir una pieza que actúe como mordaza, sino que el movimiento se le asigna directamente a la pieza a deformar.

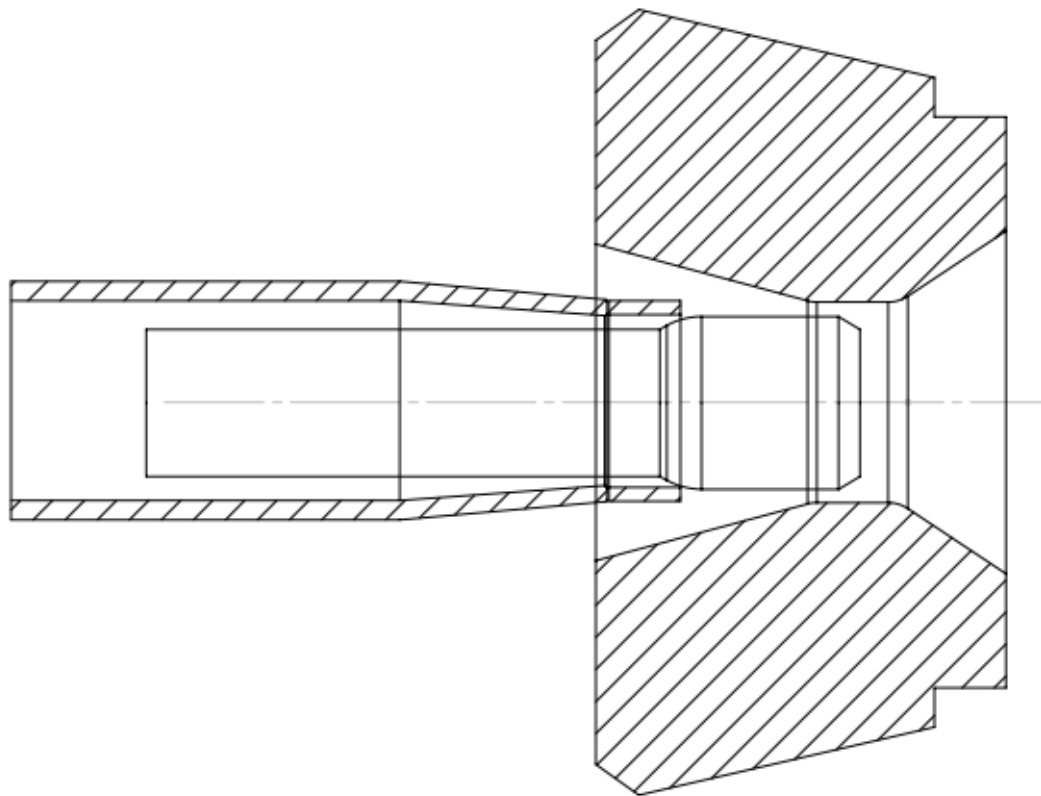


Figura 18. Boceto del modelo del proceso que se utilizó en la simulación. Se observan: matriz, mandril, mordaza y tubo.

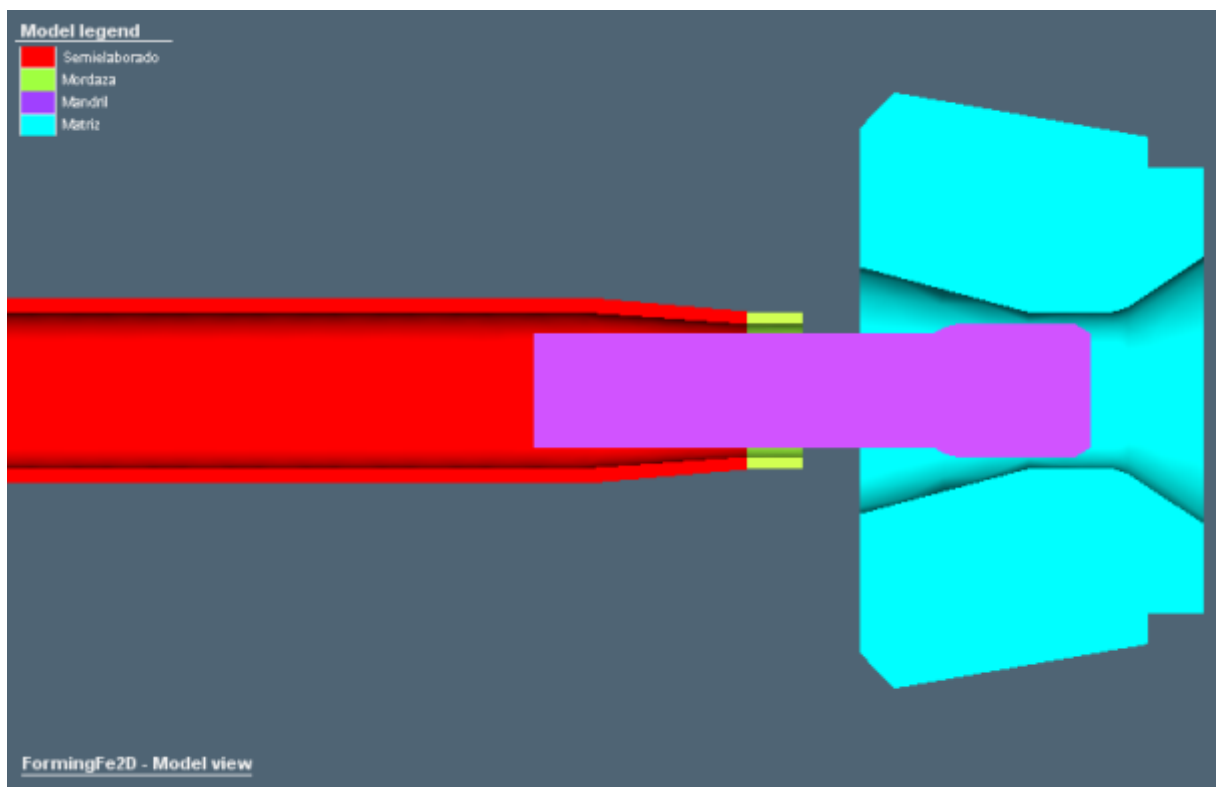


Figura 19. Modelo del proceso con la modificación en la mordaza

Tabla 4. Parámetros geométricos y reducciones para ambas variantes en el primer tiro.

	OD x WT inicial (mm)	OD x WT intermedio (mm)	Reducción de área (%)	R. de espesor (%)	R. de diámetro medio (%)	Diámetro del mandril (mm)
Ruta A	33,40 x 2,70	28,10 x 1,95	38,5	27,8	14,8	24,20
Ruta B		25,45 x 2,20	38,3	18,5	24,3	21,05

Tabla 5. Parámetros geométricos y reducciones para ambas variantes en el segundo tiro.

	OD x WT intermedio (mm)	OD x WT final (mm)	Reducción de área (%)	R. de espesor (%)	R. de diámetro medio (%)	Diámetro del mandril (mm)
Ruta A	28,10 x 1,95	20,64 x 1,65	38,6	15,4	27,4	18,3
Ruta B	25,45 x 2,20		38,7	25,0	18,3	

Las dimensiones geométricas comunes a las dos configuraciones que se simulan en ambos tiros son:

- Ángulo de entrada (2α): 30° .
- Longitud de calibración: 10 mm.
- Radio de empalme: 5 mm.

Se eligió un coeficiente de fricción $\mu=0,05$ que corresponde a valores encontrados en bibliografía compatibles con el material y el lubricante utilizados en el proceso [1] [20] [21]. El radio de acuerdo seleccionado es el que demostró una menor fuerza de tiro entre los simulados previamente. Para transiciones de menor radio (cercas a un ángulo vivo) entre la entrada y la zona de calibración, la carga de tiro registrada resultaba más elevada. Lo mismo sucedía para radios de acuerdo mayores (10 o 20 mm). La presencia de un valor del radio para el cual la carga presenta un mínimo concuerda con resultados bibliográficos [22] [23].

Parte experimental

Se realizaron mediciones dureza Vickers a muestras de los tubos antes y después del segundo tiro de trefilado (Figura 20). Las muestras se pulieron a espejo con papel de lija y pasta de diamante, y fueron atacadas con nital. Se tomaron medidas en dos series:

- En la primera, se tomaron medidas a lo largo de la circunferencia del tubo aproximadamente a la mitad del espesor. Se utilizó una carga de 10 kgf (98,0 N).
- En la segunda, se tomaron medidas desde la superficie interna hasta la superficie externa, recorriendo el espesor. En este caso, se utilizó un microdurómetro LECO LM247AT, con una carga de 200 g y un tiempo de carga de 15 s.

Además, se observaron las muestras con microscopios óptico y electrónico, con el objetivo de conocer la microestructura del acero empleado, y poder observar efectos de distintas etapas del proceso sobre la misma. El microscopio electrónico utilizado fue un ZEISS EVO 10VP.



Figura 20. Muestras de tubos antes y después de la segunda pasada de trefilado, respectivamente.

Resultados

Simulaciones

Simulaciones preliminares

Antes de llevar a cabo las simulaciones referidas específicamente al proceso de trefilado en frío de tubos realizado en Tenaris, se realizó una serie de simulaciones para poner a punto el método, evaluar la influencia de ciertos parámetros sobre el trefilado, y/o buscar algunos valores óptimos.

En la Figura 21 se observa como varía la carga de tiro cuando se modifica el ángulo de entrada de la matriz, manteniendo los demás parámetros geométricos constantes. Hay un descenso en la fuerza cuando se incrementa el ángulo, hasta alcanzar un valor mínimo. En la geometría de matriz considerada, el mínimo de la carga de tiro se encuentra entre 15° y 20° . Para ángulos mayores, se espera que la fuerza vuelva a aumentar. El mínimo coincide con el ángulo de entrada que posteriormente se utilizará en el proceso.

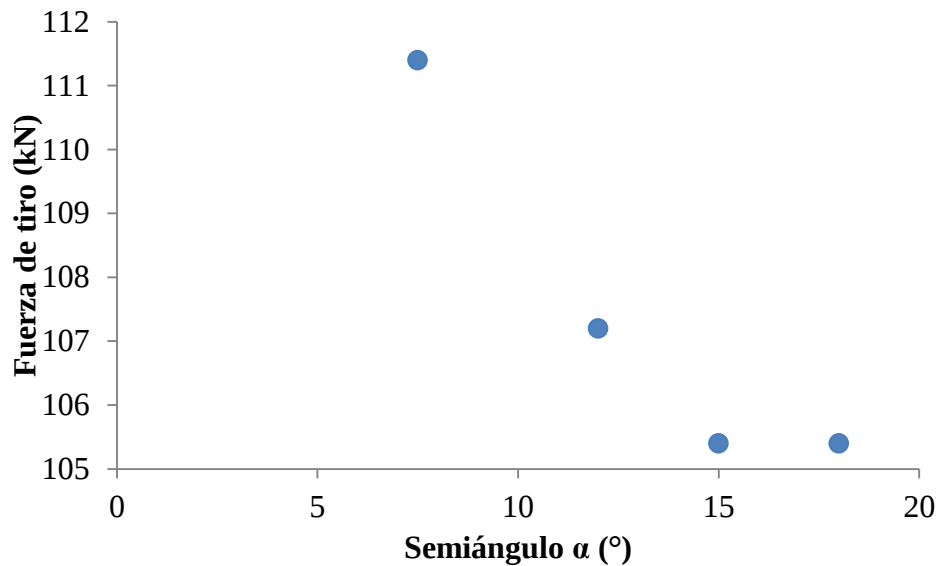


Figura 21. Variación de la fuerza de tiro en función del semiángulo de la matriz, para una matriz de diámetro 28,1 mm, longitud de calibración 10 mm y radio de empalme 5 mm.

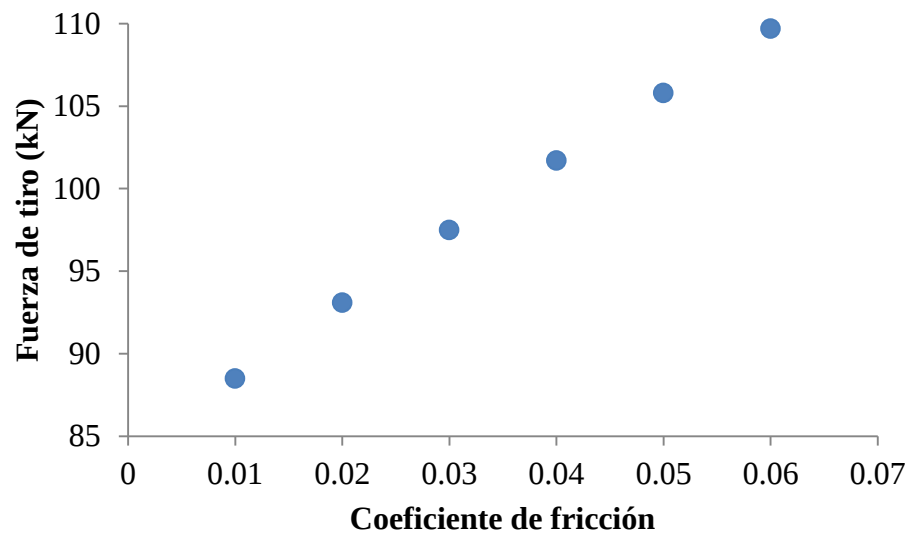


Figura 22. Variación de la fuerza de tiro con el coeficiente de fricción (tubo/matriz y tubo/mandril) para una matriz de semiángulo 15°, diámetro 28,1 mm, longitud de calibración 10 mm y radio de empalme 5 mm.

En la Figura 22 se observa el incremento (aparentemente lineal) de la fuerza de tiro con el coeficiente de fricción (considerando que es el mismo tanto para la interfaz tubo/matriz como para la interfaz tubo/mandril). Es evidente que a mayor coeficiente de fricción, la carga necesaria para el proceso será mayor.

En la Figura 23 también se observa la variación de la carga de tiro con el coeficiente de fricción, pero en este caso también se incluyen datos de longitud de calibración y diámetro de matriz. Igual que en el gráfico anterior, la carga se incrementa con el coeficiente de fricción. También se puede apreciar el incremento de la carga cuando el cilindro de calibración se hace más largo. Por otro lado, se observa que la carga de tiro para cierto la matriz de diámetro 25,45 mm es mayor para determinados valores del coeficiente de rozamiento que para la

matriz de diámetro 28,1 mm, pero por encima de cierto valor (que puede considerarse 0,05) se invierte la relación.

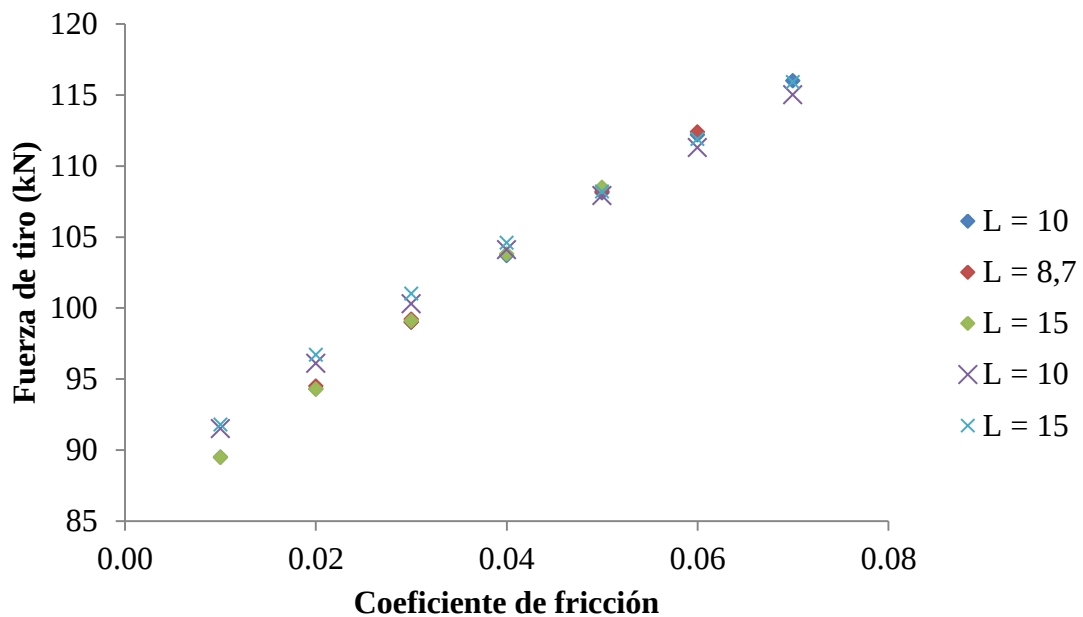


Figura 23. Variación de la fuerza de tiro con el coeficiente de fricción. Los rombos representan la matriz de 28,1 mm y las cruces, la de 25,45 mm (se trata del primer tiro). En ambos casos, el radio cónico es de 10 mm.

En la Figura 24 se comparan las cargas de tiro para las dos rutas mencionadas en la Tabla 5 para el segundo tiro de trefilado. Se observa que la carga de tiro es mayor cuando el diámetro inicial de la segunda pasada (es decir, lo que sería el diámetro intermedio en el proceso completo de dos tiros) es de 28,1 mm, con respecto al diámetro inicial de 25,45 mm.

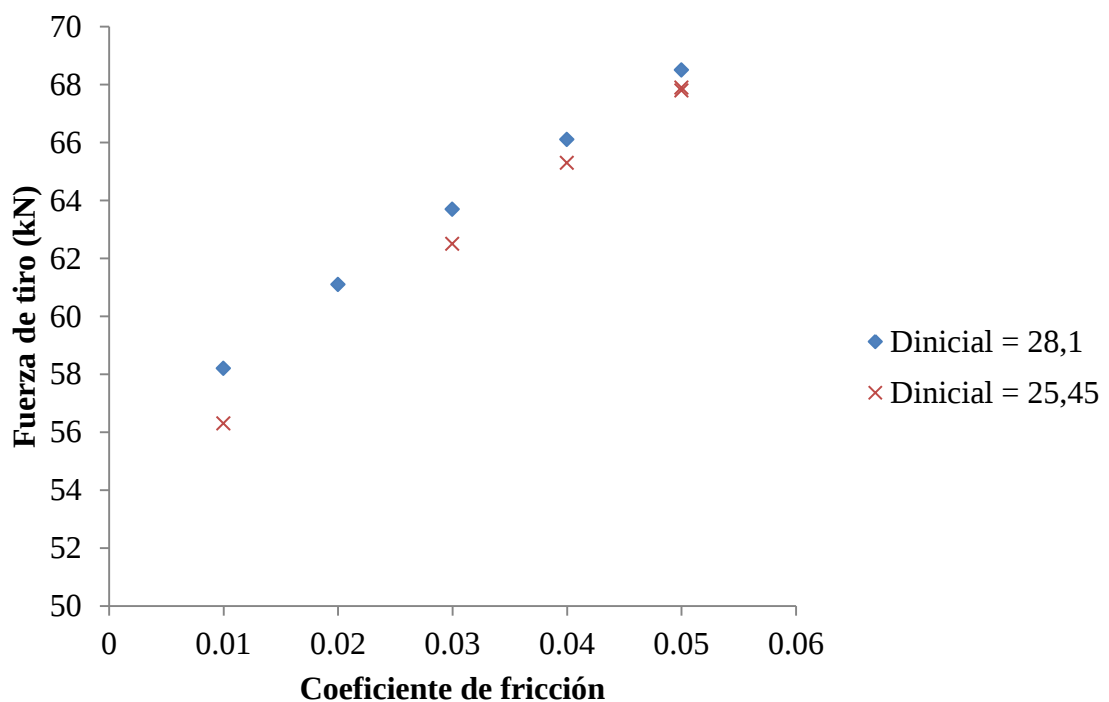


Figura 24. Variación de la fuerza de tiro con el coeficiente de fricción. La longitud de calibración es de 10 mm, al igual que el radio de empalme (en este caso, se trata del segundo tiro).

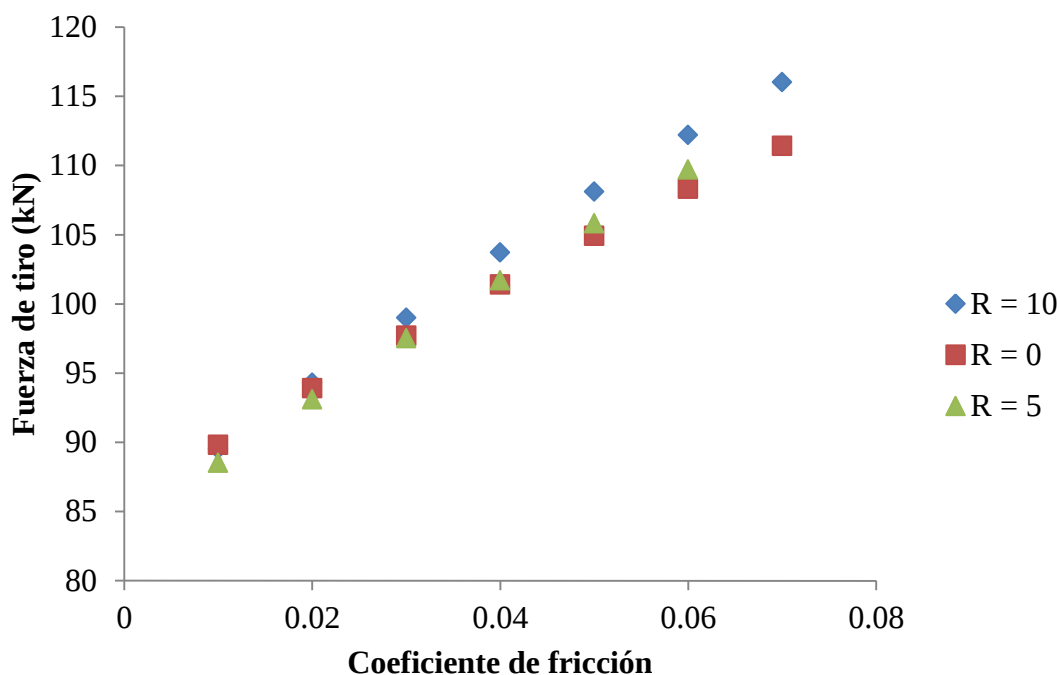


Figura 25. Variación de la fuerza de tiro con el coeficiente de fricción para distintos radios de empalme en una matriz de 28,1 mm. La longitud de calibración es de 10 mm.

En la Figura 25 se compara la carga de tiro de una matriz con distintos radios de empalme y coeficientes de fricción. Presenta tendencias que pueden compararse con las de la Figura 23. Por ejemplo, la carga para la matriz con el radio de empalme de 10 mm comienza con un valor similar a la de radio de empalme de 0 mm (es decir, un ángulo vivo). Sin embargo, a medida que aumenta el coeficiente de fricción, la diferencia entre esos valores aumenta. Comparando la matriz con ángulo vivo con la matriz con radio de empalme de 5 mm, se puede decir que para coeficientes de fricción bajos (menores que 0,05), el radio 5 mm presenta menor fuerza de tiro, pero para coeficientes de fricción mayores, esa matriz muestra cargas de tiro mayores.

Simulaciones del proceso de dos pasadas de trefilado en frío de tubos sin costura

Se obtuvo la carga de tiro en las distintas configuraciones, considerando como medida de la misma la fuerza ejercida por la mordaza en la dirección Z.

Se muestra la evolución de la carga durante el trefilado para las dos configuraciones de cada pasada, con las curvas correspondientes a un mismo tiro graficadas en el mismo par de ejes. De esta manera, se compara la fuerza de tiro en cada caso.

Primer tiro

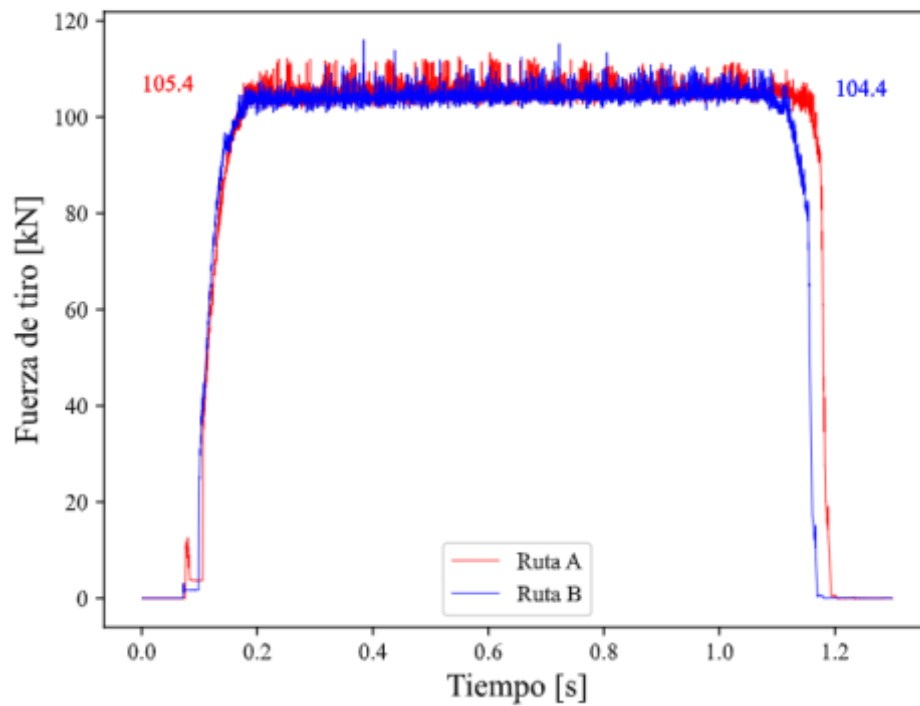


Figura 26. Fuerza de tiro durante el trefilado para las dos configuraciones del primer tiro. Se indican los promedios de cada meseta. Diámetro inicial = 33,4 mm en ambas configuraciones. Diámetro final: 28,1 mm en la primera configuración; 25,45 mm en la segunda configuración.

Segundo tiro

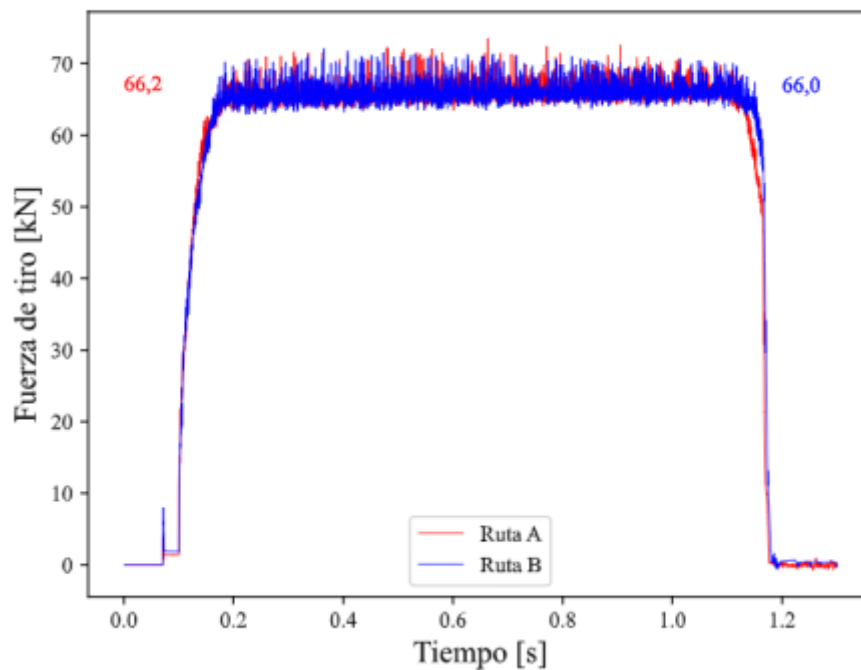


Figura 27. Fuerza de tiro durante el trefilado para las dos configuraciones del segundo tiro. Se indica el promedio de cada meseta. Diámetro inicial: 28,1 mm para la primera configuración; 25,45 mm para la segunda configuración. Diámetro final: 20,6 mm en ambas configuraciones.

Se puede observar en las Figuras 26 y 27 que las curvas de carga de tiro en función del tiempo presentan formas similares, y evidencian los distintos pasos que ocurren durante el proceso de trefilado. Al comienzo se aprecia un aumento de la fuerza hasta que se alcanza una meseta (cuando se llega al estado estacionario en el proceso) y luego la carga vuelve a descender una vez que el tubo ha sido trefilado en su totalidad. El incremento inicial se debe al inicio del trabajo de deformación (deformación plástica y trabajo redundante) y al desarrollo de las fuerzas de fricción, en las interfaces tubo/mandril y tubo/matriz. Además, se puede mencionar la aparición de un pequeño pico de fuerza justo al inicio del trefilado, debido al contacto inicial del tubo con el mandril. También se puede agregar que la diferencia entre ambas curvas en la zona del descenso final de la carga se debe a la diferencia en el diámetro de salida entre ambas matrices. Estas cargas de tiro presentan similitud con las obtenidas en mediciones experimentales en distintos trabajos. [5] [22] [27]

Como valor de fuerza de tiro se consideró el promedio de los valores que presenta la meseta de las Figuras 26 y 27. También se obtuvo el desvío estándar en cada uno de los casos (Tabla 6). No se observó una diferencia significativa entre los valores de fuerza de tiro de las distintas rutas para ninguno de los dos tiros.

Tabla 6. Valores promedio de fuerza de tiro y desvío estándar obtenidos en las simulaciones.

Fuerza de tiro (kN)	Valor promedio	Desvío estándar
Primer tiro		
Ruta A	105,4	1,6
Ruta B	104,4	1,5
Segundo tiro		
Ruta A	66,2	1,2
Ruta B	66,0	1,3

En la Tabla 7 se comparan los valores de carga de tiro obtenidos en la simulación realizada en Simufact Forming con resultados provenientes de fórmulas teóricas: la expresión del método del planchón o *slab*, y otras dos expresiones de soluciones de límite superior (*upper-bound*).

Tabla 7. Resultados de fuerza de tiro y cálculos teóricos.

Fuerza de tiro (kN)	Método del planchón	Solución de límite superior [6]	Solución de límite superior [12]	Valor obtenido en la simulación
Primer tiro				
Primera configuración	36,3	165,0	230,1	105,4
Segunda configuración	23,4	174,4	222,8	104,4
Segundo tiro				
Primera configuración	13,5	112,2	138,2	66,2
Segunda configuración	21,2	105,9	136,5	66,0

Es notable la diferencia (por defecto) entre los valores del método del planchón y los valores de la simulación. Esto se debe a las simplificaciones planteadas en ese método: no tiene en cuenta el endurecimiento por deformación ni el trabajo redundante. En cambio, las soluciones de límite superior sobreestiman la fuerza de trefilado. La fórmula presentada por Karnezis y Farrugia ofrece una cota superior más cercana al valor de la simulación que la presentada por Um: la segunda supera los valores de simulación por más del 100%.

A continuación, se discuten los resultados obtenidos en las simulaciones respecto a las distribuciones de deformación plástica, tensiones residuales y daño de Cockroft-Latham. En todos los casos se tomaron medidas en distintos puntos en la longitud del tubo y recorriendo todo el espesor, para comprobar si existe alguna variación de las magnitudes en esa dirección (lo que no se esperaría, pero podría aparecer debido al carácter numérico de la solución). Se consideró una distancia desde los extremos del tubo de por lo menos 120 mm en la toma de los resultados, para evitar cualquier efecto de borde [5] [30].

En cuanto a la distribución de deformaciones, se menciona a un estudio sobre su distribución en un proceso de dos pasadas de trefilado [16]. En este estudio se plantea que la deformación (dada por la Ecuación 8) en ambas pasadas debe ser igual, o por lo menos debe estar tan balanceada como sea posible. Esto se debe a que de estar desbalanceada, la pasada en la que se concentre una mayor deformación presentaría una mayor probabilidad de aparición de defectos. Como aclaración, se menciona nuevamente que se considera que las propiedades mecánicas del material son similares antes de cada una de las pasadas, y que no se acumula la deformación, debido a que hay un tratamiento térmico intermedio.

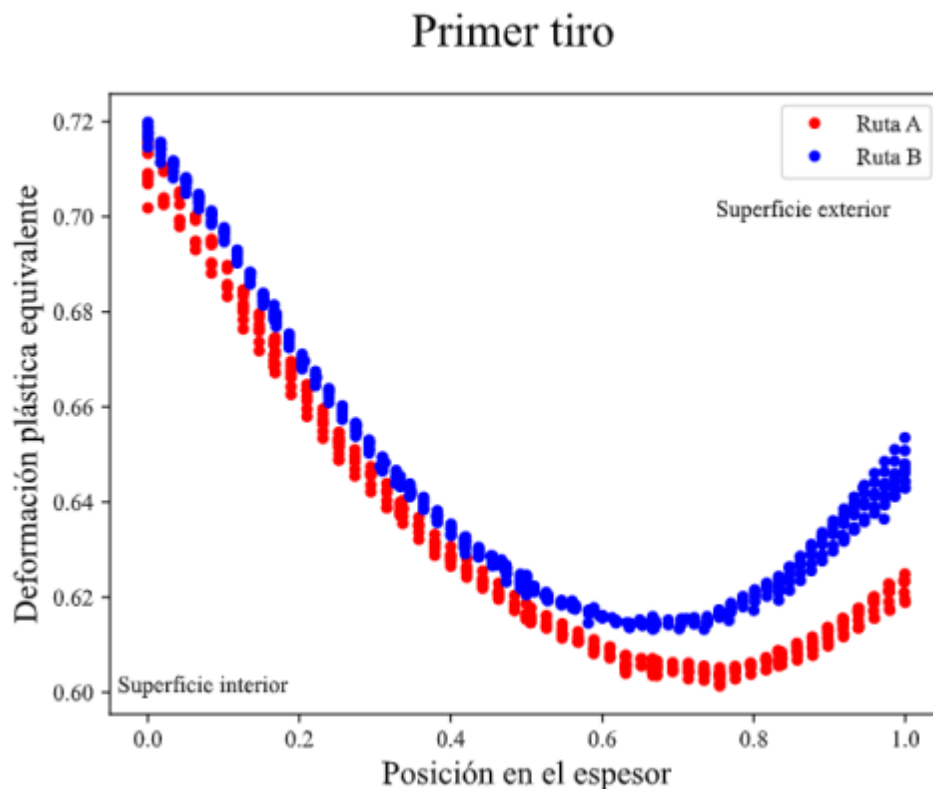


Figura 28. Deformación plástica equivalente en el espesor del tubo según los resultados obtenidos en la simulación para las dos configuraciones del primer tiro.

Segundo tiro

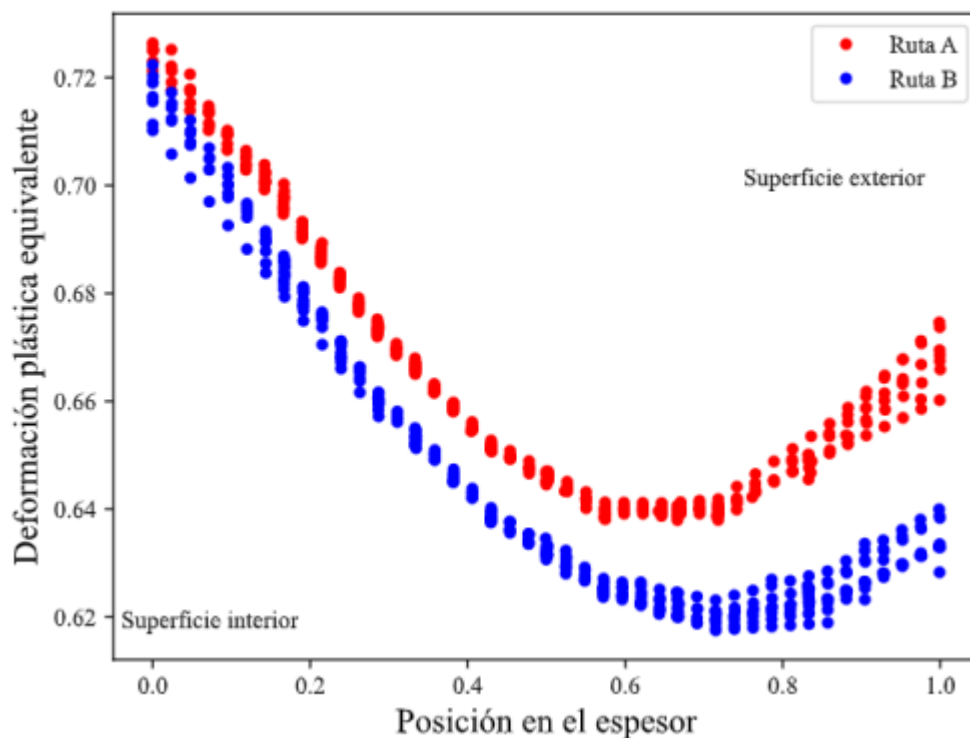


Figura 29. Deformación plástica equivalente en el espesor del tubo según los resultados obtenidos en la simulación para las dos configuraciones del segundo tiro.

La segunda configuración (con diámetro intermedio de 25,45 mm) presenta una distribución más “homogénea”, es decir, más similar entre ambas pasadas: en los dos tiros, la distribución para la ruta B tiene un máximo de deformación plástica equivalente de aproximadamente 0,72 cerca de la superficie interna y un mínimo de 0,62 en una posición que se encuentra entre 0,7 y 0,8 del espesor. En cambio, la ruta A presenta deformaciones más bajas en el primer tiro y mayores deformaciones en el segundo tiro. Esta modificación de la relación entre las deformaciones en cada pasada, es decir, el hecho de que en la primera pasada sea la ruta B la que presenta mayores valores, mientras que en la segunda pasada es la ruta A, podría explicarse teniendo en cuenta el trabajo redundante de cambio de dirección de las fibras en el material. En el primer tiro, hay una mayor reducción de diámetro para la ruta B (pasa de 33,4 mm a 25,45 mm), por lo que el cambio de dirección en el material es mayor (o lo que es lo mismo, el trabajo redundante) y, por lo tanto, también lo es la deformación plástica. En todos los casos considerados, el máximo de deformación plástica equivalente sobre la superficie interna del tubo puede explicarse debido a un efecto de compresión contra el mandril; a diferencia de la superficie externa, donde el efecto prevalente es el de trabajo redundante mencionado anteriormente. En diversos estudios se pueden verificar distribuciones similares de deformación. [17] [28]

En las Figuras 29 y 30 se muestran las distribuciones de tensiones residuales longitudinales. En general, se observan tensiones de tracción sobre la superficie externa, y tensiones de compresión cerca de la superficie interna.

Primer tiro

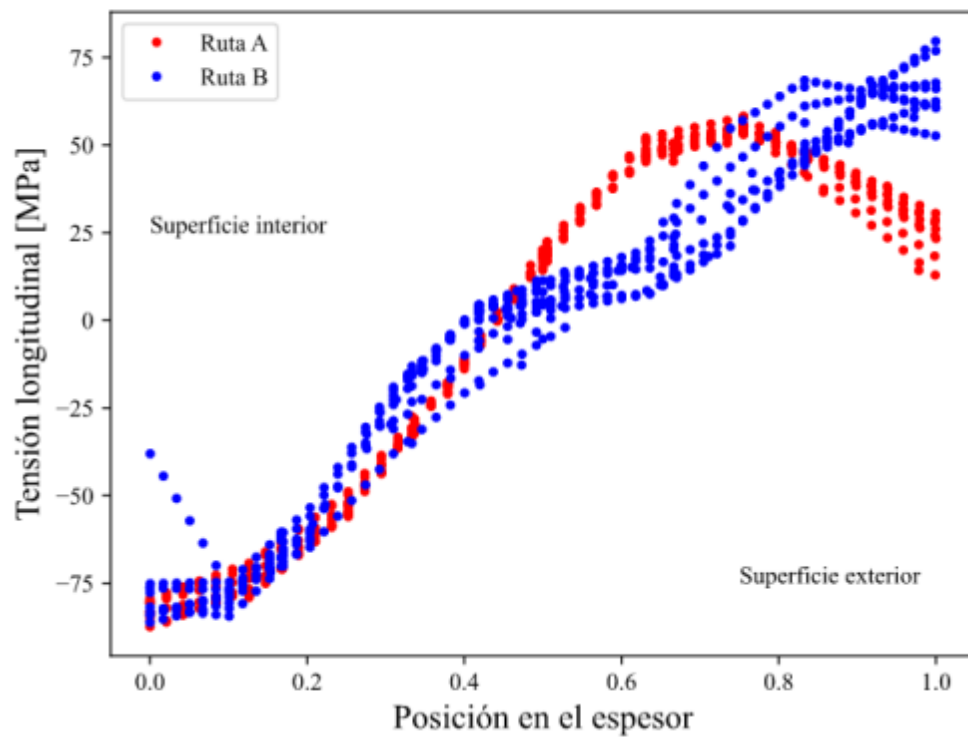


Figura 29. Distribución de tensiones residuales longitudinales en el espesor del tubo obtenida en la simulación para las dos configuraciones del primer tiro.

Segundo tiro

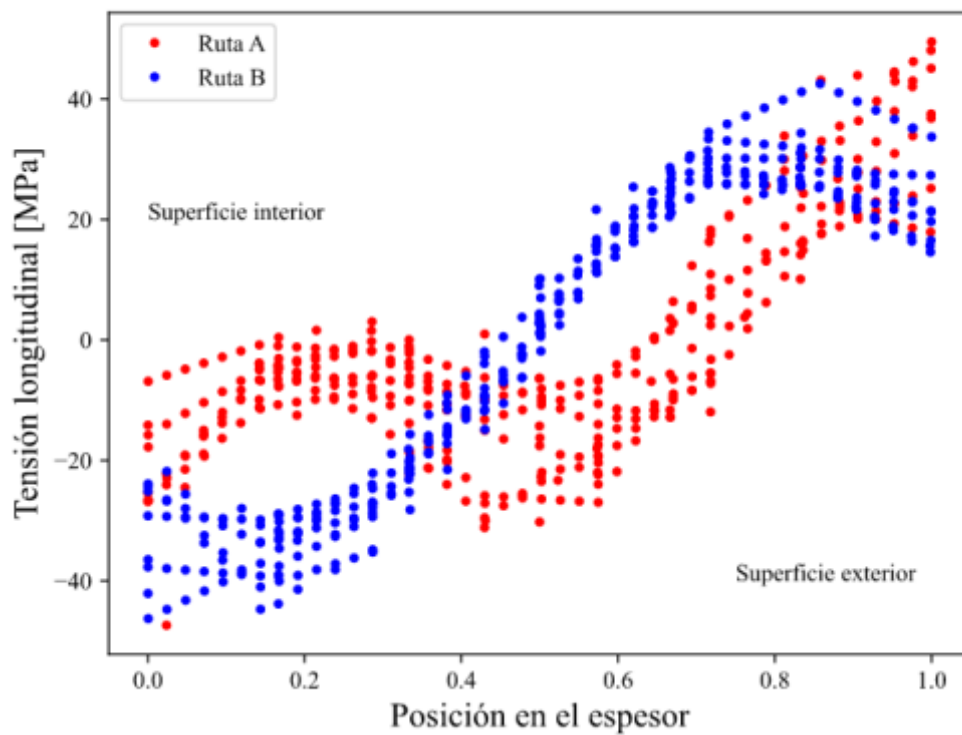


Figura 30. Distribución de tensiones residuales longitudinales en el espesor del tubo obtenida en la simulación para las dos configuraciones del primer tiro.

En el primer tiro, la configuración de la ruta B (con diámetro intermedio de 25,45 mm) presentó un mayor valor máximo de tensiones de tracción en la superficie externa; en la primera configuración, el máximo se da en un punto interno cercano a la superficie (entre 0,6 y 0,8 del espesor). En el segundo tiro, la primera configuración presentó las tensiones más elevadas, y este máximo se dio nuevamente en la superficie. En cambio, en la segunda configuración, el máximo se presentó en un punto interno cercano a la superficie. Pueden compararse con distribuciones obtenidas en otros estudios de simulación, así como con mediciones experimentales, ya sea por difracción de neutrones u otros métodos como RLM (*removing layer method*) [5] [6] [18]. La curva que se aloja de la distribución esperada es la correspondiente al segundo tiro de la ruta A. Su forma se asemeja más a lo observado para las tensiones residuales en un proceso de trefilado sin mandril [5] [30].

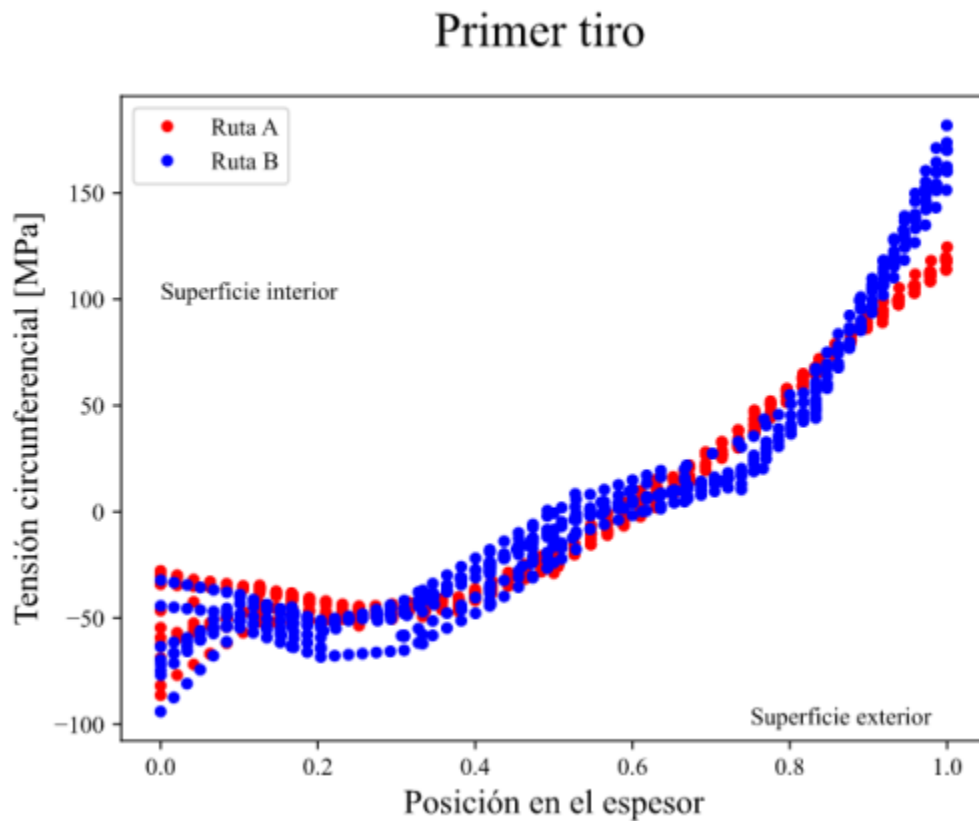


Figura 31. Distribución de tensiones residuales circunferenciales en el espesor del tubo obtenida en la simulación para las dos configuraciones del primer tiro.

Segundo tiro

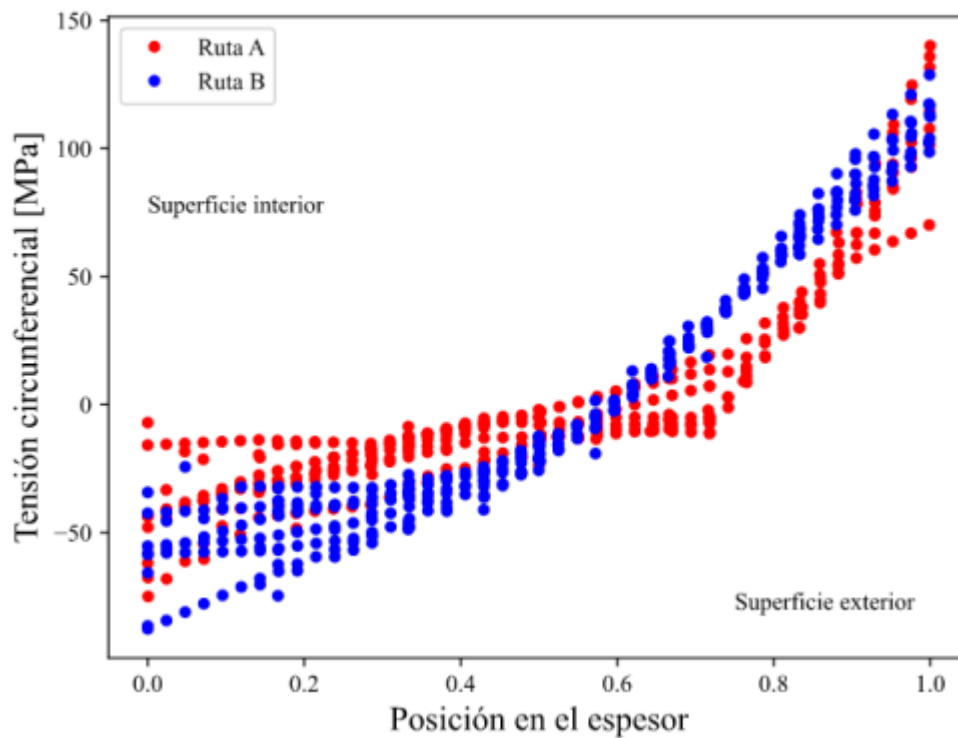


Figura 32. Distribución de tensiones residuales circunferenciales en el espesor del tubo obtenida en la simulación para las dos configuraciones del segundo tiro.

Las distribuciones de tensiones residuales circunferenciales fueron en todos los casos prácticamente crecientes de manera monótona desde el interior del tubo hasta su superficie exterior. En el primer tiro, el valor máximo se observó en la ruta B, mientras que en el segundo tiro, el máximo se presentó en la ruta A (aunque en ambos casos, las curvas tienen valores similares y se superponen en gran parte. Al igual que con la mayoría de las curvas de tensiones residuales axiales, las distribuciones son similares a las halladas en bibliografía [5] [6] [18].

Se muestran los valores de daño según el criterio de fractura dúctil de Latham y Cockroft.

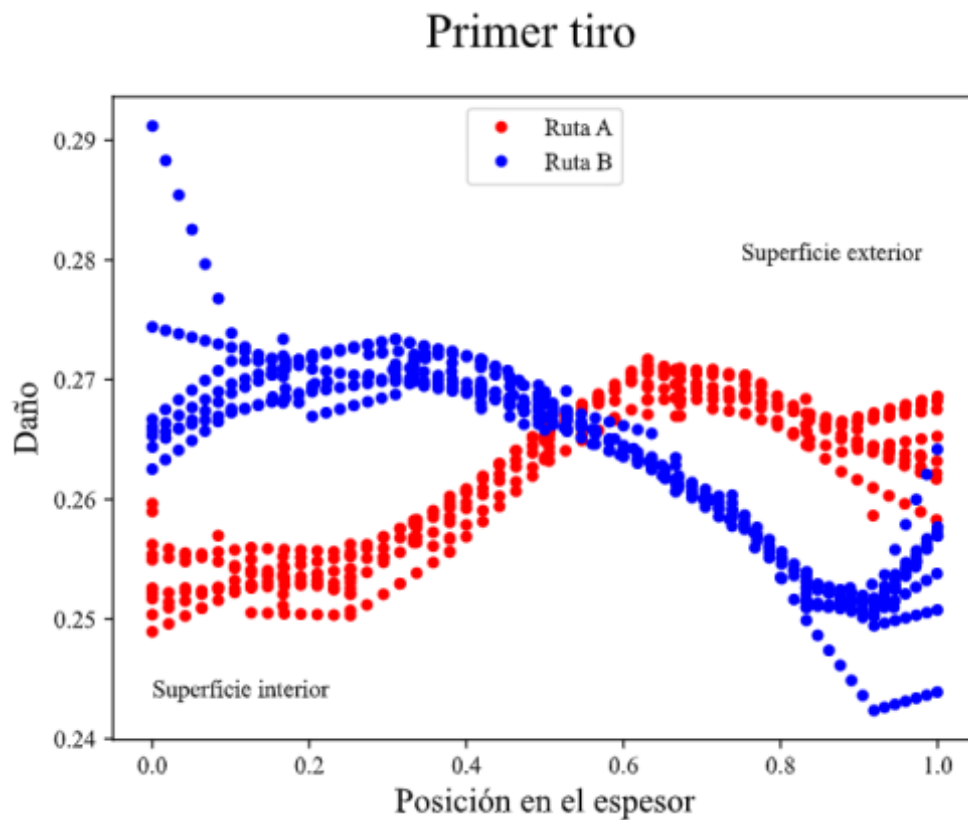


Figura 33. Distribución del parámetro de daño de Cockroft-Latham en el primer tiro para ambas configuraciones.

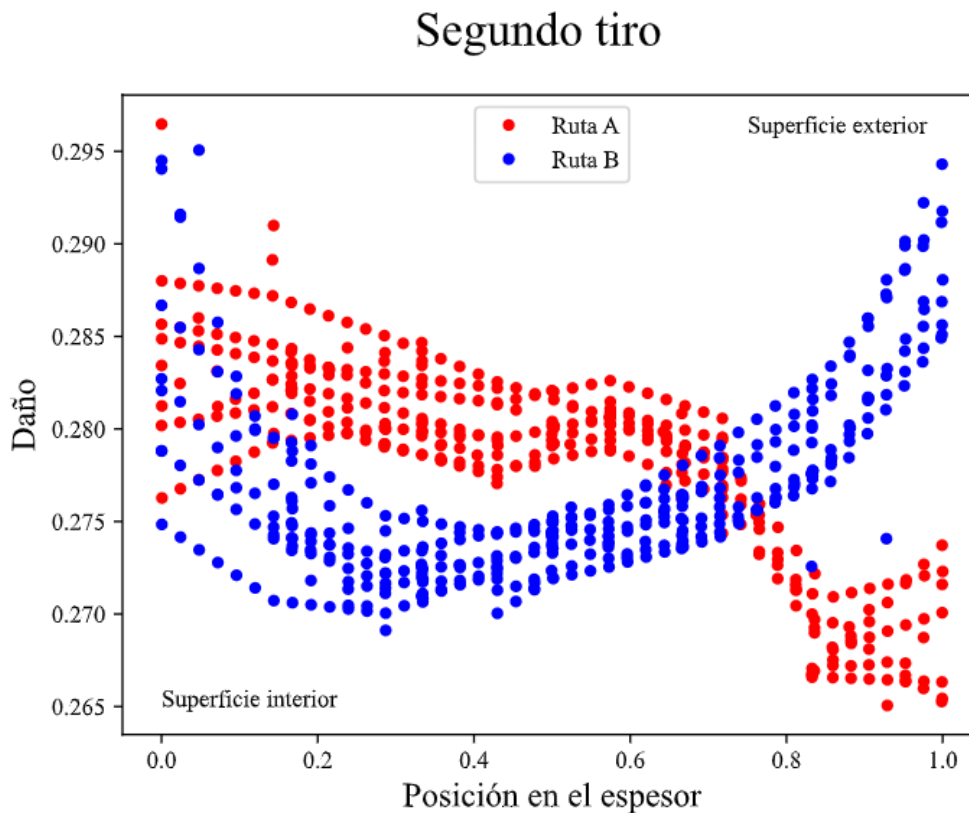


Figura 34. Distribución del parámetro de daño de Cockroft-Latham en el segundo tiro para ambas configuraciones.

En el primer tiro, la configuración de la ruta A presentó mayores valores de daño en la superficie exterior, mientras que la configuración de la ruta B presentó valores de daño más elevados en la superficie interior. En el segundo tiro, la tendencia se invierte: la configuración de la ruta A presenta mayor daño cerca de la superficie interna, y la configuración de la ruta B muestra un mayor daño en la superficie externa. En general, la zona que presenta mayor susceptibilidad a la aparición de un defecto durante el conformado, como se puede predecir por el parámetro de daño, se encuentra en alguna de las dos superficies del tubo.

Si se quiere comparar con algún valor crítico, puede tomarse el encontrado en bibliografía: 0,38-0,4 para un acero similar al utilizado [19]. Para mayor rigurosidad, debería obtenerse un valor crítico de forma experimental, por ejemplo, realizando un ensayo de compresión, y luego modelándolo para que la simulación arroje el valor de daño en el que se producen las primeras fisuras. De todas maneras, observando la distribución, aun sin contar con un valor crítico, se pueden comparar distintas zonas del material durante el proceso y establecer su susceptibilidad a tener defectos.

En la Tabla 8 se resumen los valores máximos de algunas de las variables previamente analizadas.

Tabla 8. Valores máximos

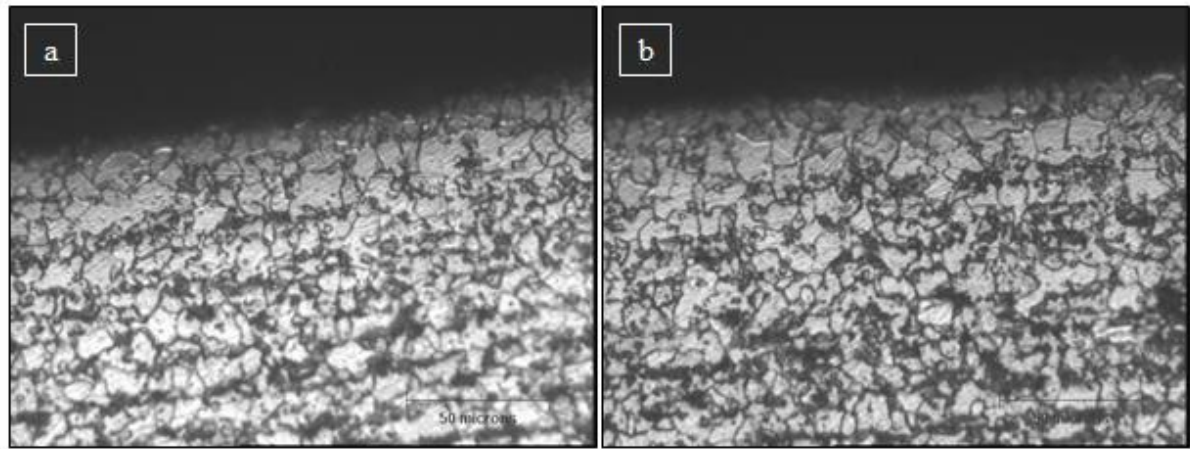
	Tensión residual tangencial	Tensión residual longitudinal	Daño (Cockroft-Latham)
Primer tiro			
Ruta A	132.9	58.3	0.28
Ruta B	194.5	87.5	0.27
Segundo tiro			
Ruta A	140.2	52.1	0.31
Ruta B	131.0	33.8	0.30

Parte experimental

Microscopía óptica

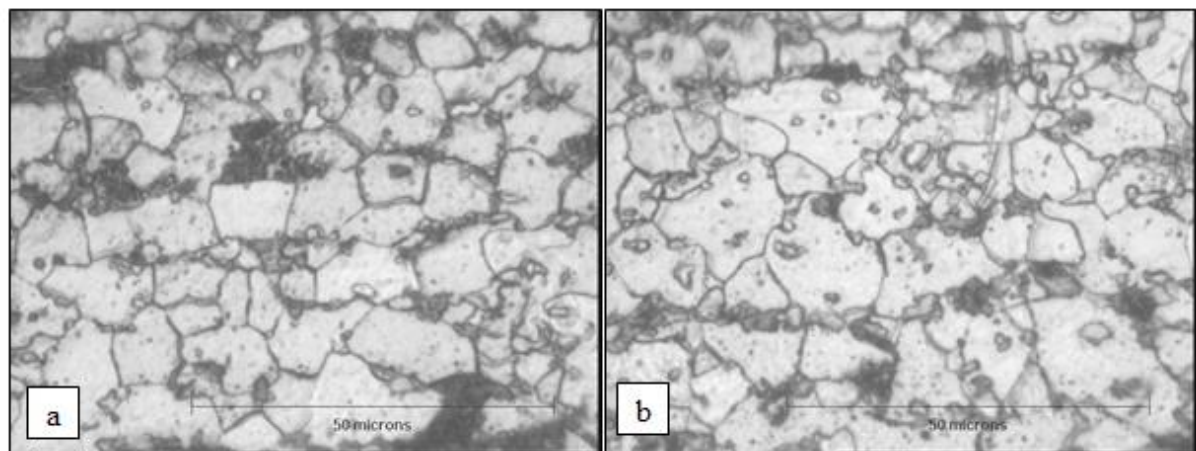
Se obtuvieron imágenes de la microestructura del acero utilizado en el proceso de trefilado en frío con el microscopio óptico, a distintos aumentos (Figuras 35 a 42). Las muestras corresponden a cortes transversales del tubo antes y después del segundo tiro de trefila. Las imágenes provienen de tres lugares distintos en las muestras: la zona cercana a la superficie exterior, la zona cercana a la superficie interior, y la zona intermedia.

En las Figuras 35 (a) y (b) se observan fotos de la superficie exterior del tubo antes del segundo tiro de trefila. Se puede apreciar la decarburación sobre la superficie exterior, por la mayor presencia de ferrita que en el resto de la microestructura. Además, el tamaño de grano cerca de la superficie es ligeramente mayor al del seno del material.

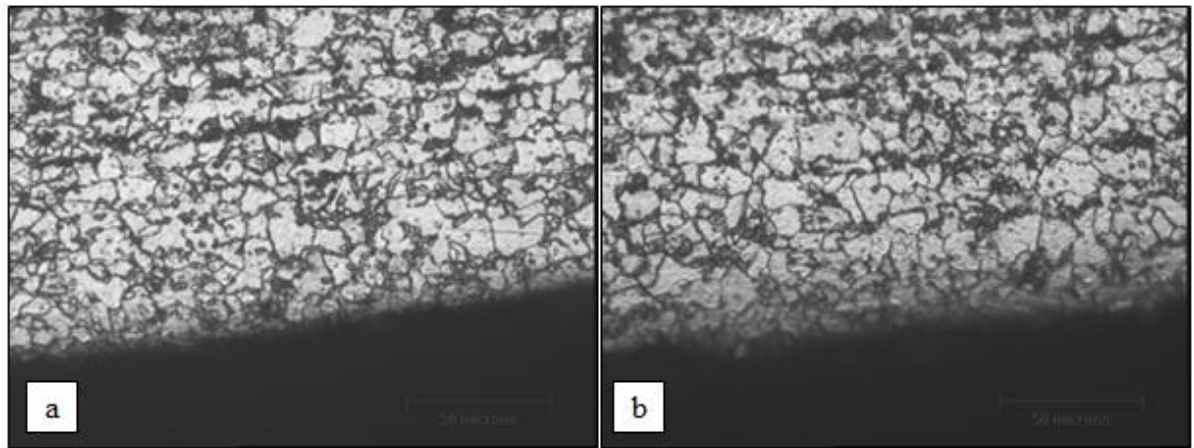


Figuras 35 (a) y (b). Microestructura del tubo antes de la segunda pasada de trefilado, en la zona de la superficie exterior (200X).

En las Figuras 36 (a) y (b) también se observa la zona cercana a la superficie exterior del tubo, con un mayor aumento que en las Figuras 35 (a) y (b). Se aprecia la estructura con la fase ferrita predominante, algunas colonias perlíticas y también la presencia de carburos.



Figuras 36 (a) y (b). Microestructura del tubo antes de la segunda pasada de trefilado, en la zona cercana a la superficie exterior (500X)



Figuras 37 (a) y (b). Microestructura del tubo antes de la segunda pasada de trefilado, en la zona de la superficie interior (200X).

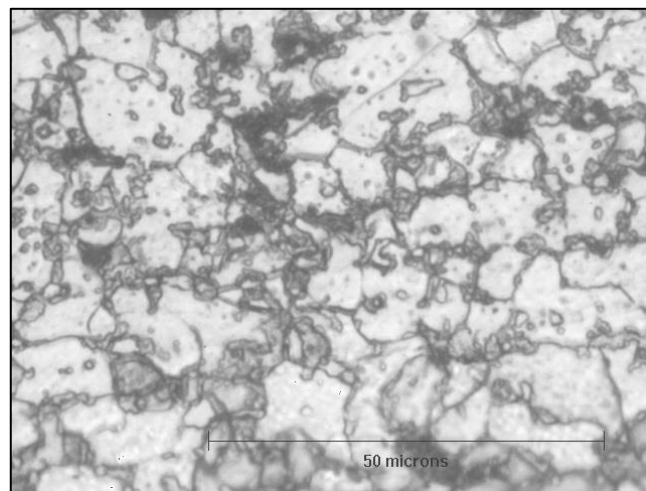
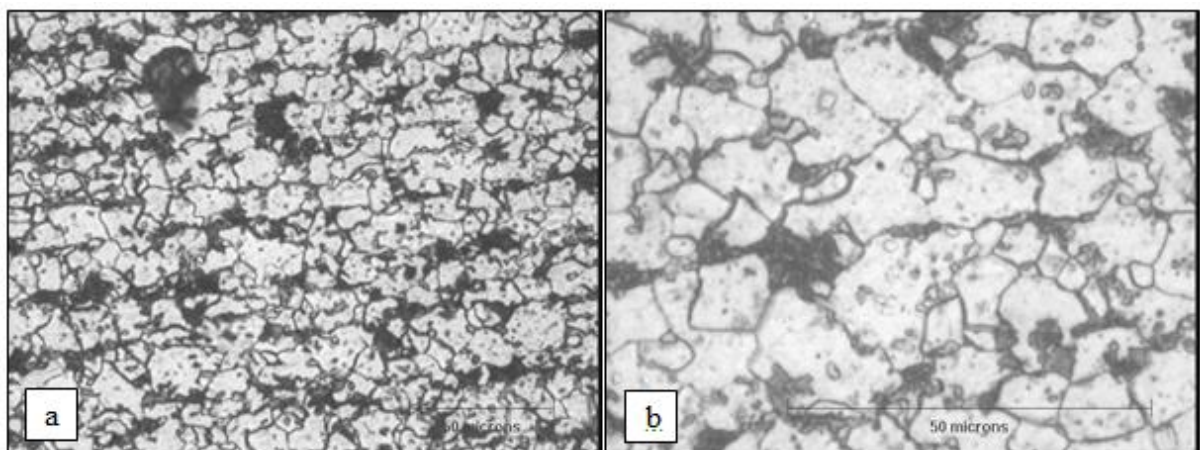
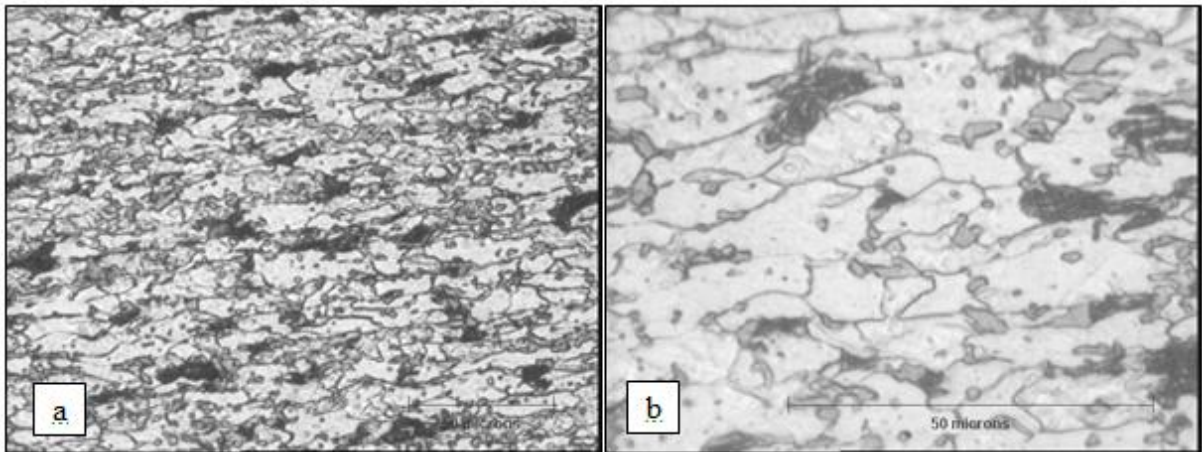


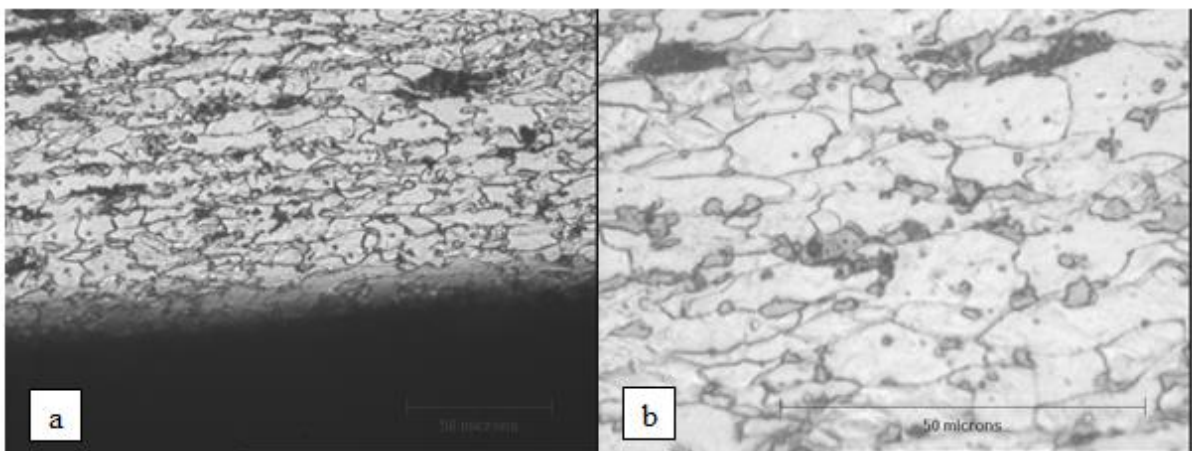
Figura 38. Microestructura del tubo antes de la segunda pasada de trefilado, en la zona cercana a la superficie interior (500X).



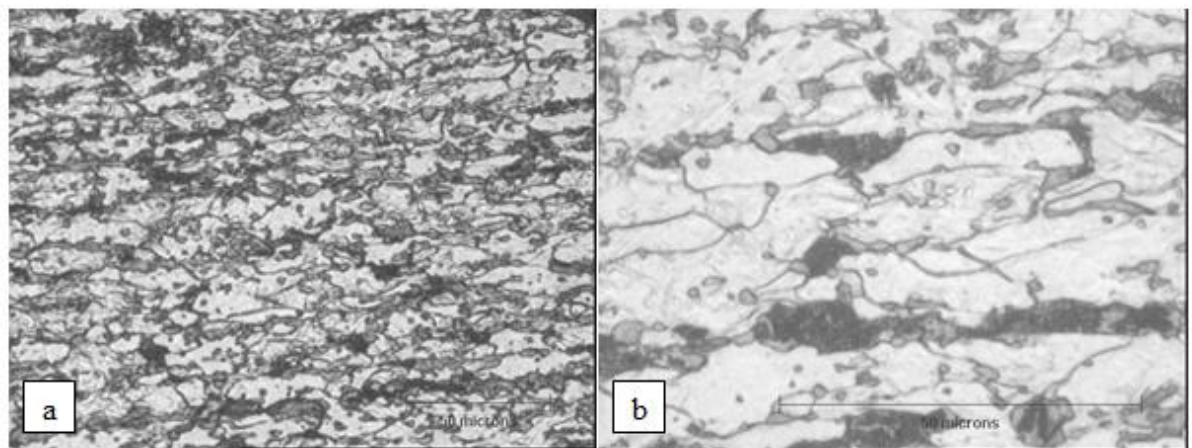
Figuras 39 (a) y (b). Microestructura antes de la segunda pasada de trefilado, zona intermedia en el espesor del tubo. (a): 200X, (b): 500X.



Figuras 40 (a) y (b). Microestructura después de la segunda pasada de trefilado, zona cercana a la superficie exterior del tubo. (a): 200X, (b): 500X.



Figuras 41 (a) y (b). Microestructura después de la segunda pasada de trefilado, zona cercana a la superficie interior del tubo. (a): 200X, (b): 500X.



Figuras 42 (a) y (b). Microestructura después de la segunda pasada de trefilado, zona intermedia en el espesor. (a): 200X, (b): 500X.

Comparando las micrografías antes y después del trefilado, por ejemplo, Figuras 39 (a) y (b) con Figuras 42 (a) y (b), se puede notar el trabajado mecánico en el material luego del

trefilado, por el estiramiento de los granos en la dirección axial del tubo. Midiendo el tamaño de una muestra amplia de granos, podría compararse el tamaño de grano luego del trefilado, con el tamaño de grano antes del trefilado para calcular la deformación en el material.

A partir de las imágenes de microscopía óptica, se midió la decarburación en el tubo utilizando la norma ASTM E1077 [31]. Se obtuvieron los valores expresados en la Tabla 9.

Tabla 9. Decarburación medida en muestras de la superficie interna y de la superficie externa del tubo.

Ubicación	Distancia de decarburación completa (mm)
Superficie interna	0,25
Superficie externa	0,15

Microscopía electrónica

Además de microscopio óptico, se utilizó un microscopio electrónico de barrido para ver la microestructura de las muestras. Se observaron muestras obtenidas tanto de forma longitudinal como de forma transversal al tubo (Figuras 43 a 56).

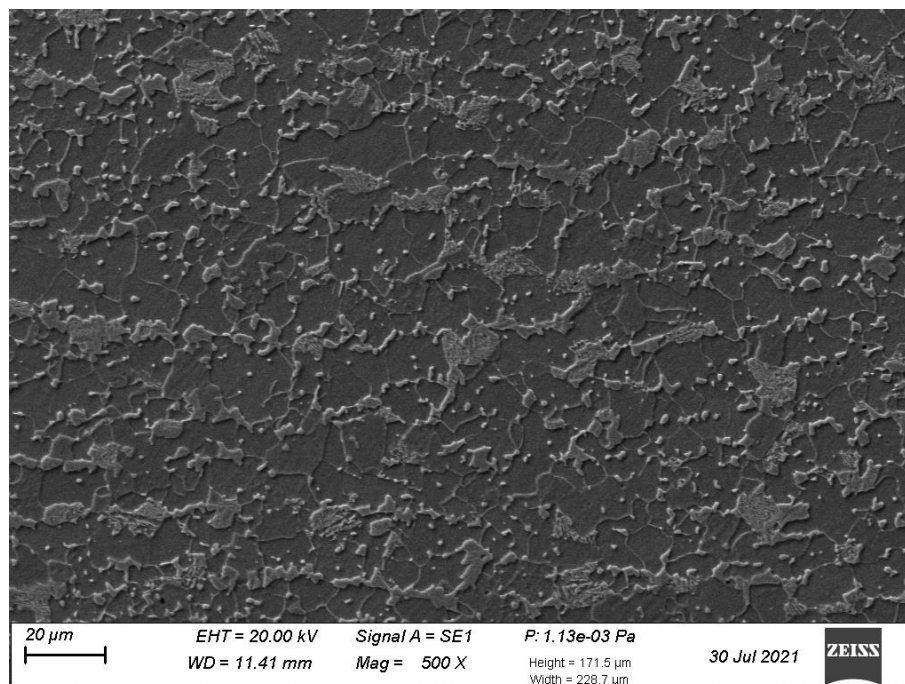


Figura 43. Microestructura antes de la segunda pasada de trefilado en la zona interior del espesor (muestra transversal).

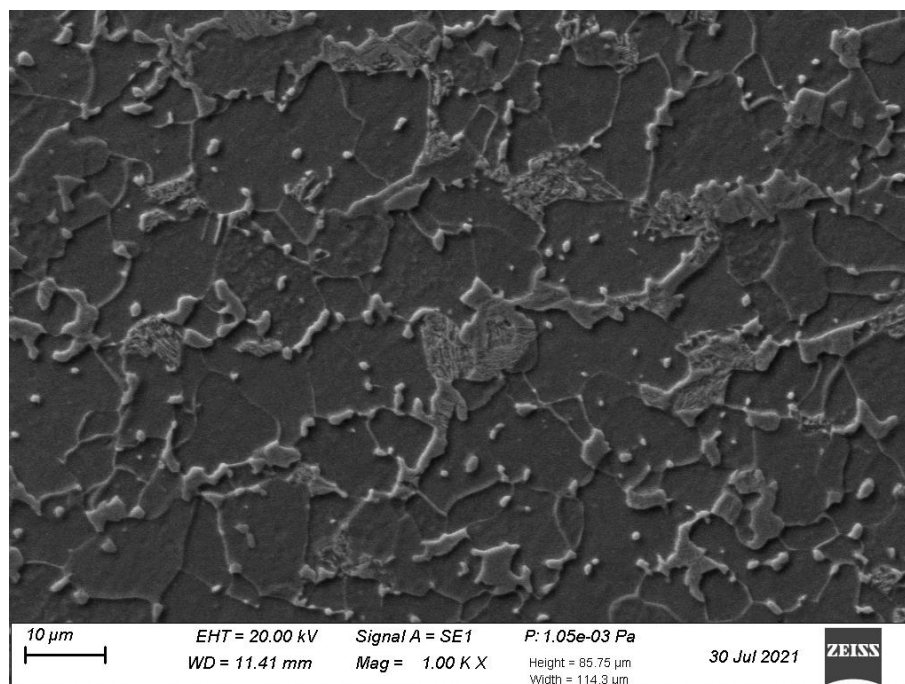


Figura 44. Microestructura antes de la segunda pasada de trefilado en la zona interior del espesor (muestra transversal).

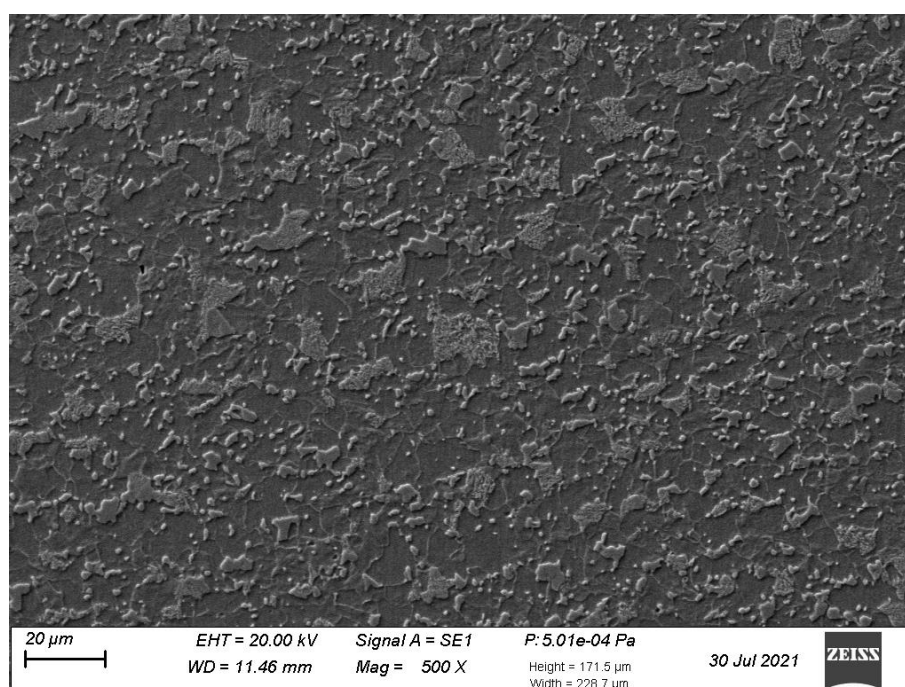


Figura 45. Microestructura luego de la segunda pasada de trefilado, en la parte interior del espesor (muestra transversal).

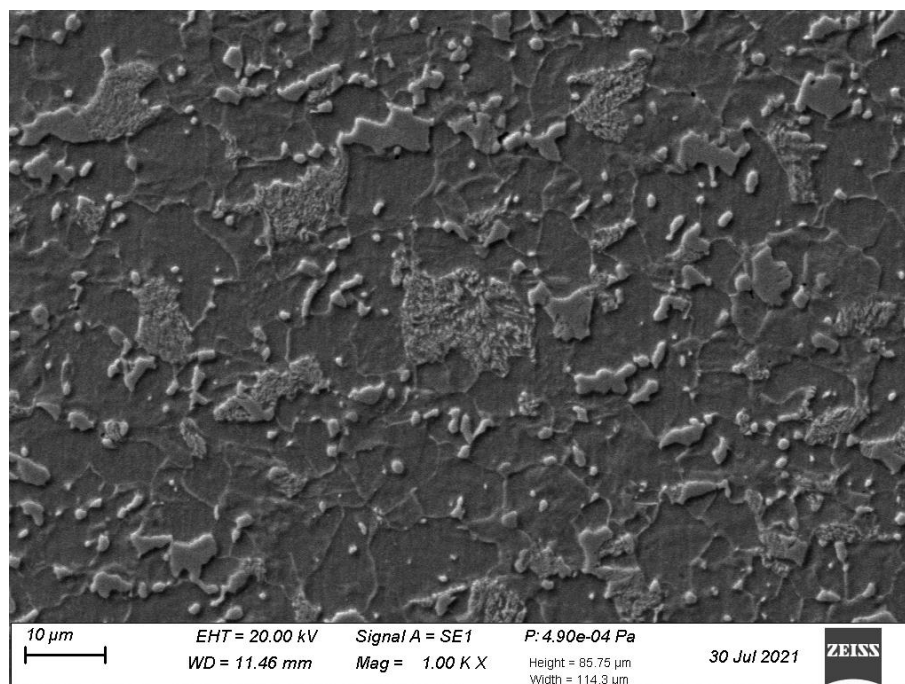


Figura 46. Microestructura luego de la segunda pasada de trefilado, en la parte interior del espesor (muestra transversal).

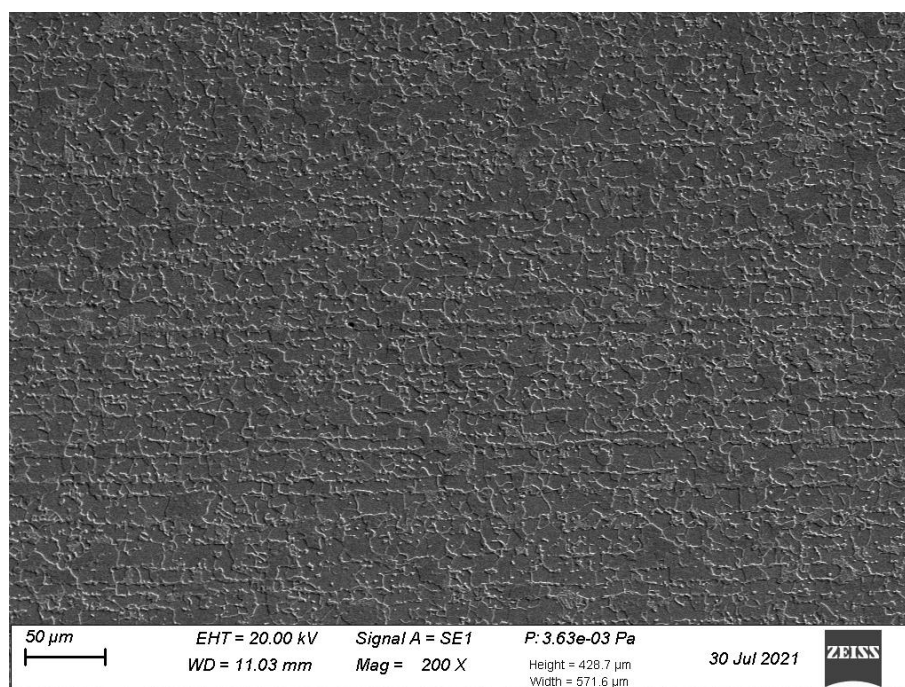


Figura 47. Microestructura antes de la segunda pasada de trefilado, parte interior del espesor (muestra longitudinal).

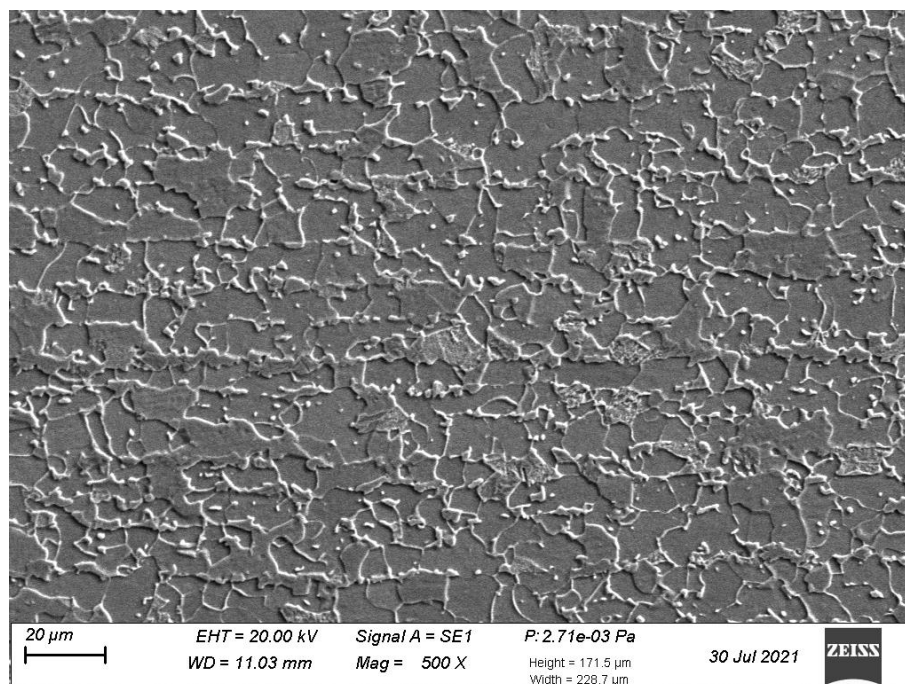


Figura 48. Microestructura antes de la segunda pasada de trefilado, parte interior del espesor (muestra longitudinal).

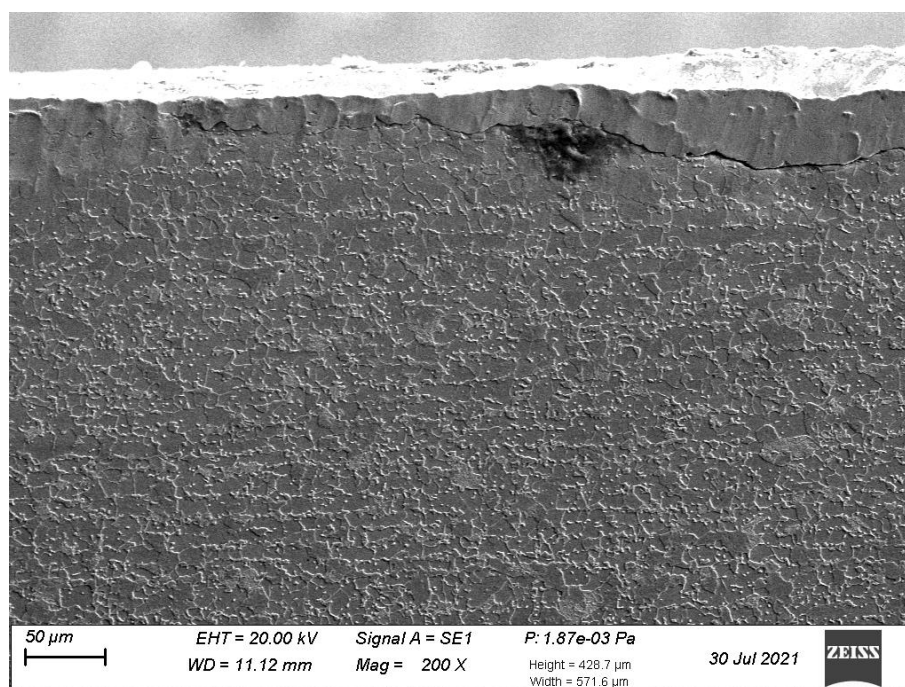


Figura 49. Microestructura antes de la segunda pasada de trefilado, superficie externa del tubo (muestra longitudinal). Puede apreciarse la capa de óxido en la parte superior de la imagen.

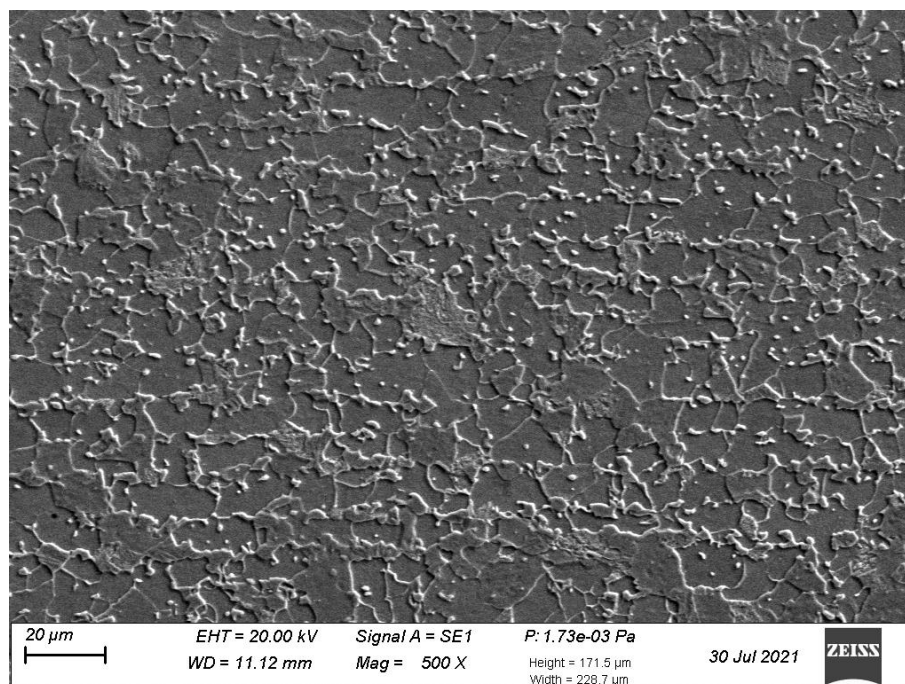


Figura 50. Microestructura antes de la segunda pasada de trefilado, zona cercana a la superficie externa del tubo (muestra longitudinal).

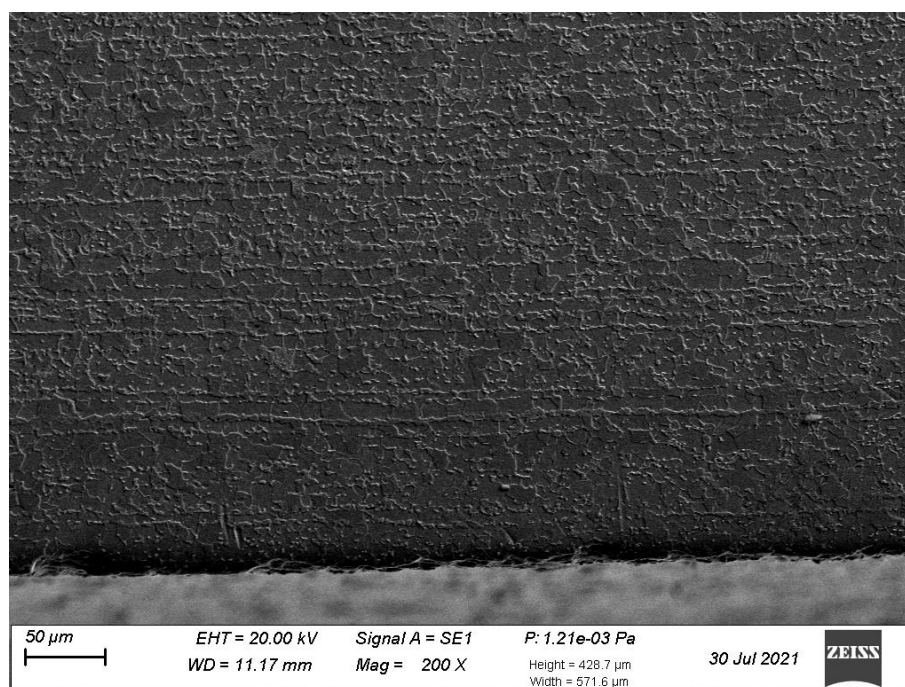


Figura 51. Microestructura antes de la segunda pasada de trefilado, superficie interna del tubo (muestra longitudinal).

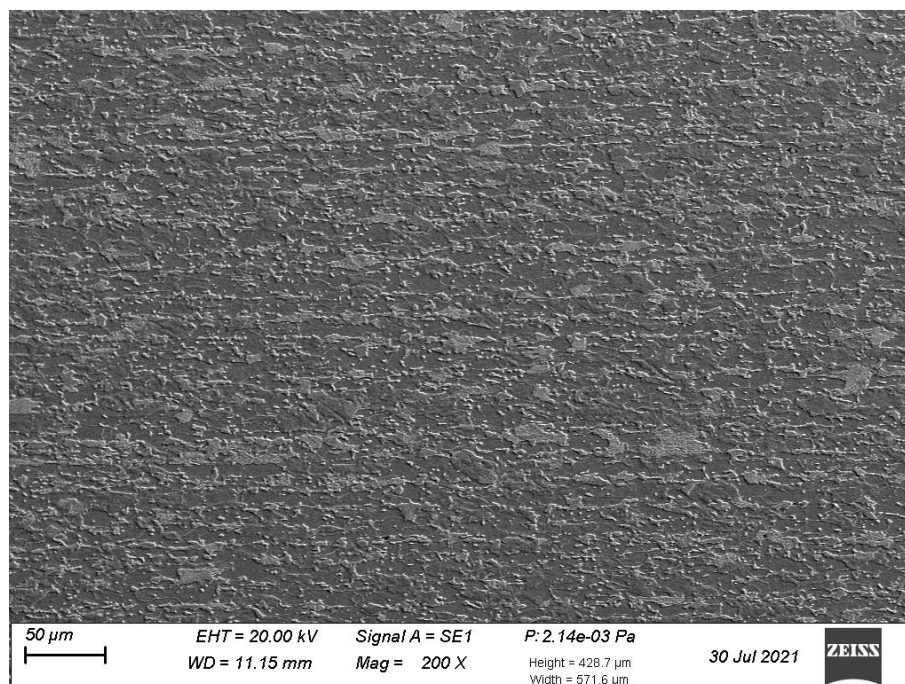


Figura 52. Microestructura luego de la segunda pasada de trefilado, zona central del espesor (muestra longitudinal).

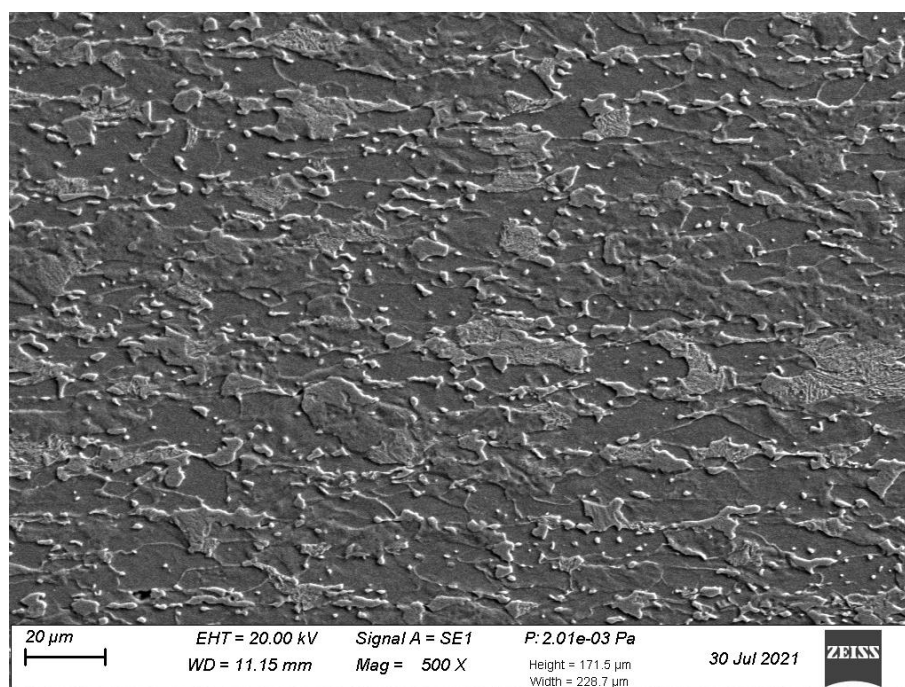


Figura 53. Microestructura luego de la segunda pasada de trefilado, zona central del espesor (muestra longitudinal).

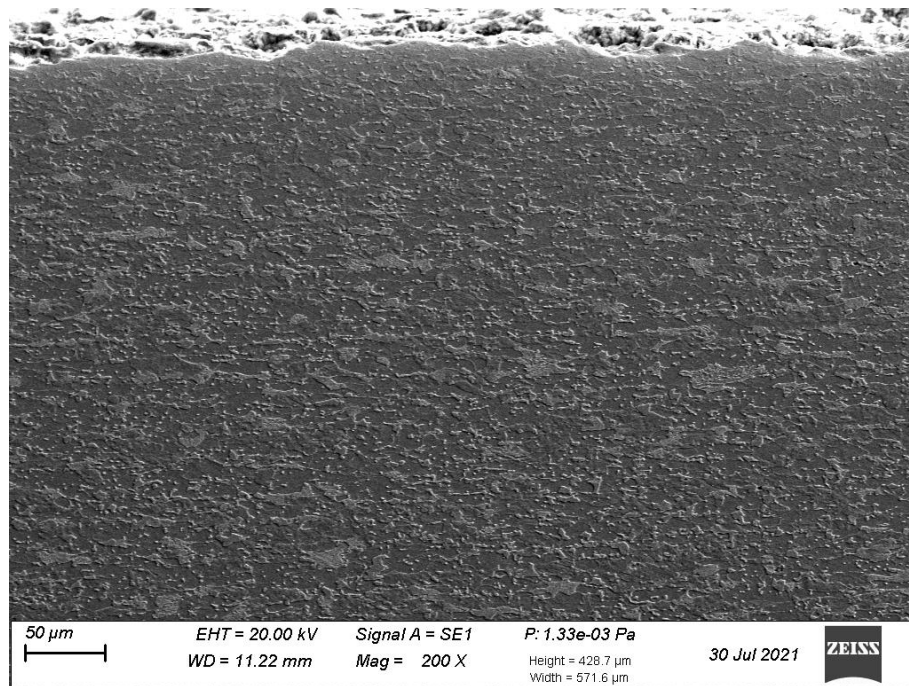


Figura 54. Microestructura luego de la segunda pasada de trefilado, superficie externa del tubo (muestra longitudinal).

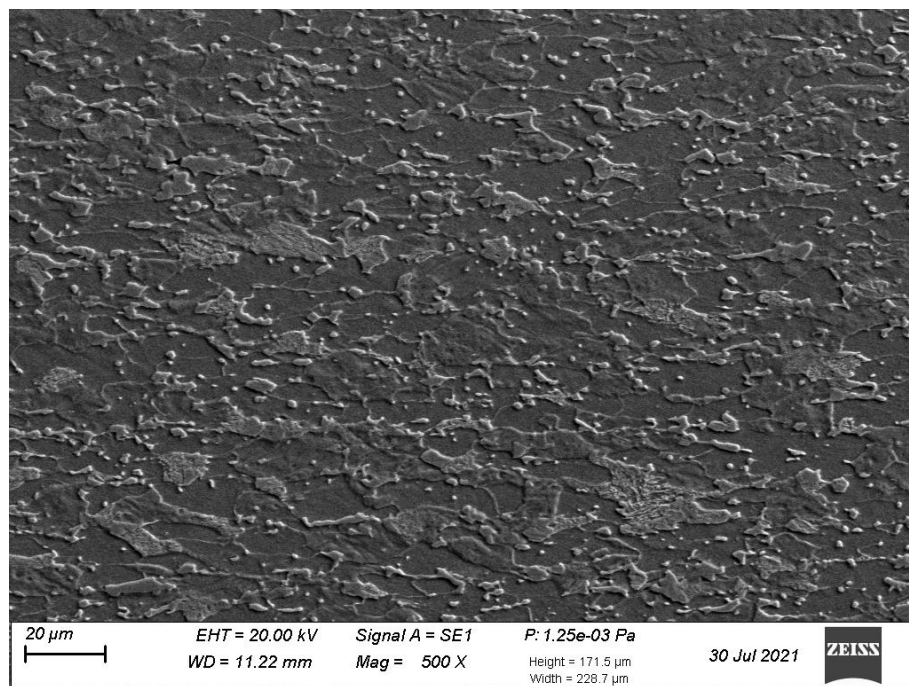


Figura 55. Microestructura luego de la segunda pasada de trefilado, zona cercana a la superficie externa del tubo (muestra longitudinal).

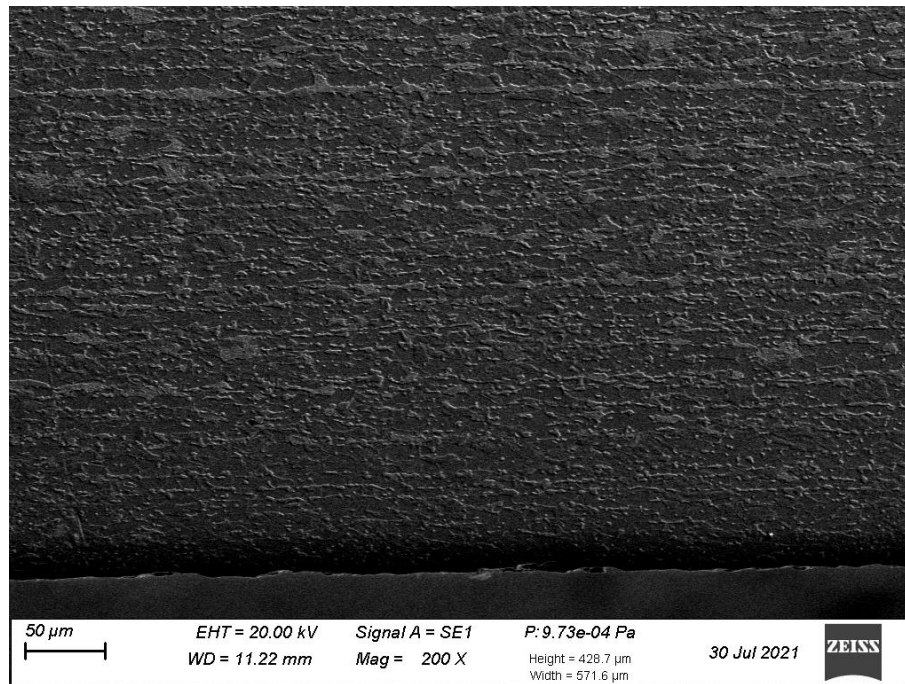


Figura 56. Microestructura luego de la segunda pasada de trefilado, superficie interna del tubo (muestra longitudinal).

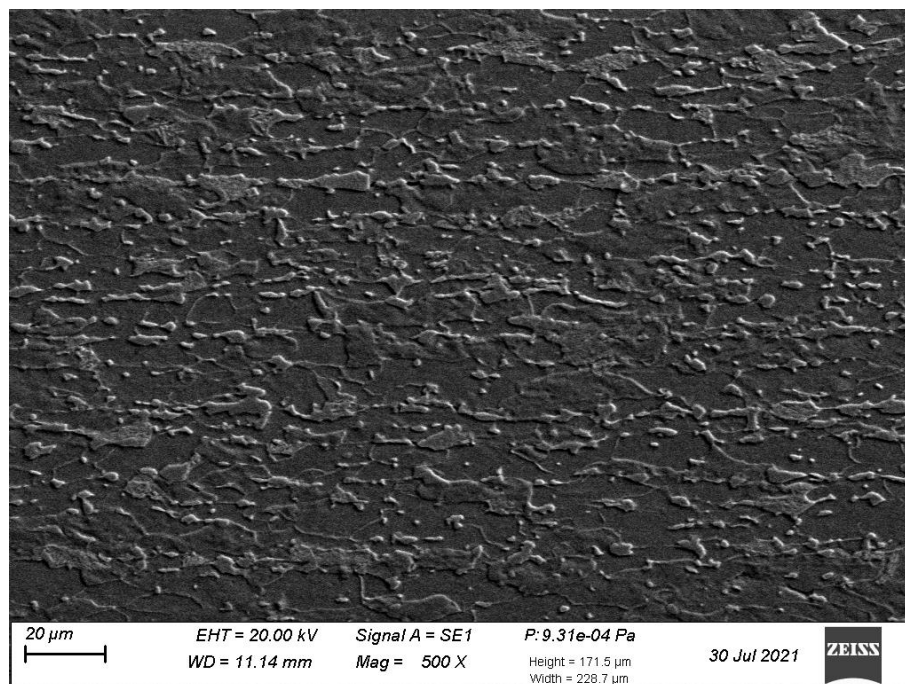


Figura 57. Microestructura luego de la segunda pasada de trefilado, región cercana a la superficie interna del tubo (muestra longitudinal).

En las micrografías de SEM también es posible ver las fases ferrita y perlita, así como algunos carburos. También se puede comparar el estiramiento de los granos en las imágenes posteriores al trefilado con la morfología de los granos previa al mismo.

Mediciones de dureza

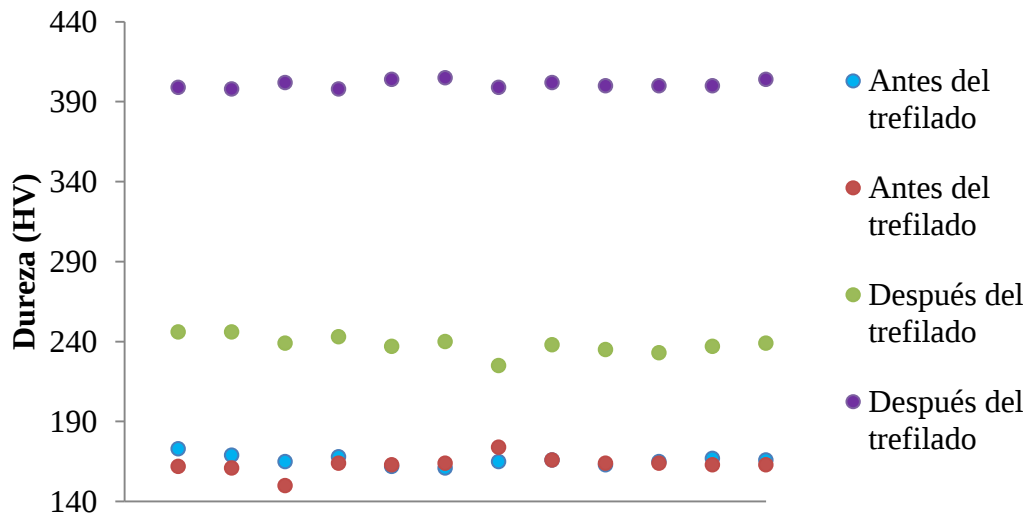


Figura 58. Resultados de los ensayos de dureza Vickers realizados a muestras antes y después del segundo tiro de trefilado.

En primer lugar se muestran resultados de ensayos de dureza Vickers realizados a muestras transversales recorriendo toda la circunferencia del tubo en una determinada posición en el espesor (Figura 58). Se observa que las muestras correspondientes a la condición antes de trefilar en la segunda pasada presentan valores similares. En cambio, hay una gran diferencia entre las dos muestras de tubos después de la segunda pasada. Según la norma ASTM A370 [32] ese salto de durezas equivale aproximadamente a pasar de una resistencia a la tracción de 770 MPa a una de 1300 MPa, por lo que deben evaluarse las razones de esa diferencia.

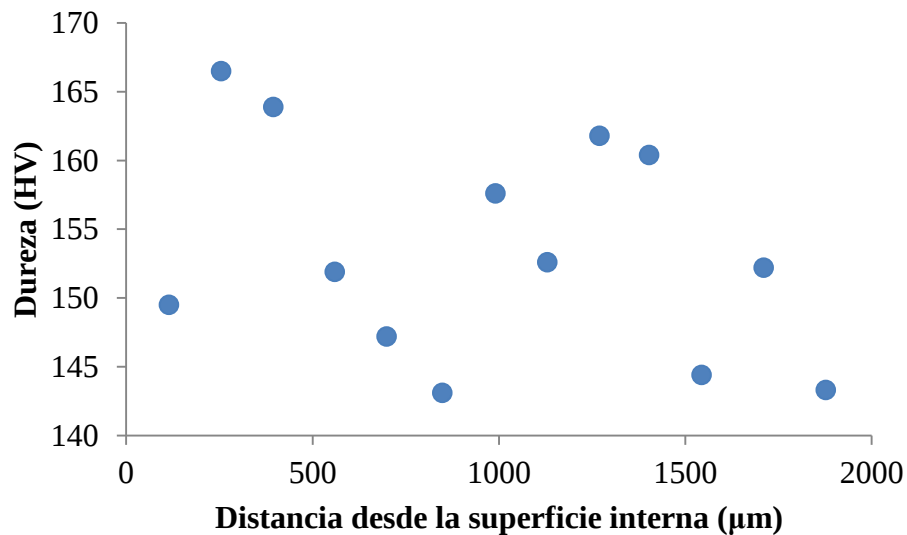


Figura 59. Mediciones de dureza Vickers para una muestra del tubo antes del segundo trefilado en función de la distancia a la superficie interna.

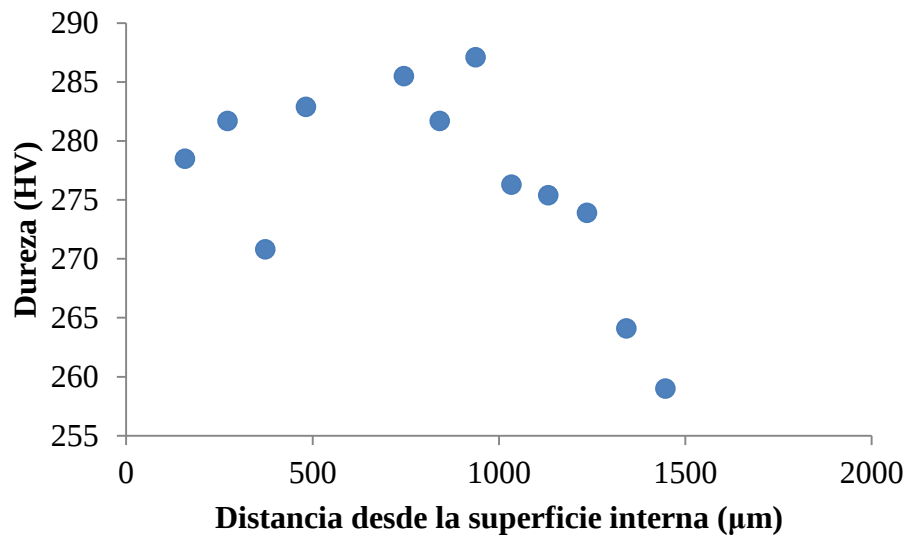


Figura 60. Mediciones de dureza Vickers para una muestra del tubo luego del segundo trefilado en función de la distancia a la superficie interna.

En la Figura 59 se muestra el perfil de dureza en todo el espesor para un tubo antes del segundo tiro de trefilado. Presenta cierta correspondencia con las muestras graficadas en la Figura 58, aunque ciertos valores se encuentran por debajo de aquellos de la Figura 58.

En la Figura 60 se observa la distribución de dureza en el espesor para un tubo luego de la segunda pasada de trefilado. Los valores son mayores que los de la muestra graficada con color verde en la Figura 58, pero menores que aquellos graficados en violeta.

Finalmente, se realizaron mediciones de tensiones residuales tangenciales para un tubo luego de la segunda pasada de trefilado siguiendo la norma ASTM E1928, y se obtuvieron los valores: 170,88 MPa y 150, 51 MPa. El segundo valor coincide con los máximos de la Figura 32, mientras que el primero, excede los valores de ese gráfico.

Conclusiones

- Se realizó una recopilación de literatura concerniente al procesos de conformado en frío de tubos por trefilado, a la metodología de elementos finitos y a su aplicación al proceso mencionado.
- Se entrenó en la aplicación del software Simufact Forming a procesos de conformado en frío, específicamente, el trefilado en frío de tubos sin costura. En ese sentido, se continuó con la línea comenzada por el trabajo de Borda B. respecto a la aplicación de ese programa en la simulación de procesos. Además, su trabajo brindó información importante sobre la configuración de las simulaciones.
- Se analizaron los parámetros principales de diseño de las trefilas, siendo estos: el ángulo de entrada, la longitud del cilindro de calibración y el radio de empalme. También se analizaron parámetros relacionados con otros elementos del proceso, como el coeficiente de fricción, y su influencia sobre el mismo.
- Se verificó la existencia de valores de los parámetros mencionados que pueden optimizar el proceso, por ejemplo, en cuanto minimizan la carga de tiro necesaria para el proceso. Este punto sirve para enfatizar la importancia de contar con un sistema de

control de calidad para el herramental, tanto en la recepción desde el proveedor mediante planos, como para un seguimiento durante su vida útil en la planta.

- Se modelizaron los procesos de trefilado en frío de tubos correspondientes a dos configuraciones que se llevaron a cabo en la empresa Tenaris, y se compararon los resultados obtenidos para cada uno de ellos.
- Se realizaron ensayos para caracterizar el producto en distintas etapas del proceso.
- Se obtuvieron distribuciones de parámetros de daño en el proceso, que permiten identificar las zonas más susceptibles de presentar defectos.

Trabajo a futuro

Se proponen los siguientes puntos como trabajo a futuro:

- Incorporar simulaciones de otras etapas del proceso de trefilado, por ejemplo, el apunteado previo a cada pasada, o el tratamiento térmico entre pasadas.
- Llevar a cabo ensayos adicionales (como ensayos de tracción, compresión y/o torsión) para obtener las propiedades mecánicas del material utilizado en los tubos (tensión de fluencia, curva de flujo) y poder utilizar esos datos como entradas del programa de elementos finitos. A su vez, con estos ensayos se podrían determinar valores críticos del parámetro de daño, al comparar los lugares en los que la probeta presenta fracturas, con las distribuciones de daño observadas en una simulación del ensayo.
- En particular, realizar un análisis más detallado de tensiones residuales en los productos trefilados, y determinar si las distribuciones obtenidas en la simulación reflejan valores reales del proceso.

Referencias

- [1] Lange, K. (1995). Handbook of metal forming (1st ed). Society of Manufacturing Engineers.
- [2] Dieter, G. (1986). Mechanical Metallurgy (3rd ed.). McGraw-Hill Education.
- [3] C. H. Lee and S. Kobayashi. (1971). Trans ASME Ser. B., J. Eng. Ind., vol. 93, pp. 445-454.
- [4] Dieter, G. E., Semiatin, L. S., & Kuhn, H. A. (2003). Handbook of Workability and Process Design (illustrated edition). ASM International.
- [5] Boutenel, F., Delhomme, M., Velay, V., & Boman, R. (2018). Finite element modelling of cold drawing for high-precision tubes. Comptes Rendus Mécanique, 346(8), 665–677. <https://doi.org/10.1016/j.crme.2018.06.005>
- [6] Karnezis, P., & Farrugia, D. (1998). Study of cold tube drawing by finite-element modelling. Journal of Materials Processing Technology, 80–81, 690–694. [https://doi.org/10.1016/s0924-0136\(98\)00127-7](https://doi.org/10.1016/s0924-0136(98)00127-7)

- [7] Davis, J. R., Semiatin, S. L., & American Society for Metals. (1989). ASM Metals Handbook, Vol. 14: Forming and Forging (9th ed.). Asm Intl.
- [8] Girard Sébastien, Guillot Michel, Fafard Mario, D'Amours Guillaume et Rahem Ahmed. (2010). Experimental exploration of the aluminum tube drawing process for producing variable wall thickness components used in light structural applications. Dans : SAE 2010 World Congress and Exhibition , 13 April 2010, Detroit, MI; United States.
- [9] Totten, G. E. (2002). Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel. ASM International.
- [10] Wick, C. (1984). Tool and Manufacturing Engineers Handbook (Vol 2: Forming) (4th ed.). Society of Manufacturing Engineers.
- [11] Kartik, R. (1995). Computer aided design of dies for cold drawing processes (Master's thesis). Ohio University, Ohio, United States.
- [12] Um, K. K., & Dong Nyung Lee. (1997). An upper bound solution of tube drawing. Journal of Materials Processing Technology, 63(1–3), 43–48. [https://doi.org/10.1016/s0924-0136\(96\)02597-6](https://doi.org/10.1016/s0924-0136(96)02597-6)
- [13] Fu, M. W. (2016). Design and Development of Metal-Forming Processes and Products Aided by Finite Element Simulation (Engineering Materials and Processes) (1st ed. 2017 ed.). Springer.
- [14] Clift, S., Hartley, P., Sturgess, C., & Rowe, G. (1990). Fracture prediction in plastic deformation processes. International Journal of Mechanical Sciences, 32(1), 1–17. [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(90\)90148-c](https://doi.org/10.1016/0020-7403(90)90148-c)
- [15] Takada, Kenji & Sato, Kentaro & Ma, Ninshu. (2012). Fracture Prediction of High Strength Steels with Ductile Fracture Criterion and Strain Dependent Model of Anisotropy. Keynote lecture, 12th International Ls-Dyna user conference.
- [16] Moon, Y. H., Lee, D. H., & Van Tyne, C. J. (2005). Optimal distribution of drawing strains in the two-pass tube drawing process. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 219(8), 595–602. <https://doi.org/10.1243/095440505x32481>
- [17] Kumar, Praveen & Agnihotri, Geeta. (2013). Study of Seamless Tube Cold Drawing Using Finite Element Simulation.
- [18] Gattmah, J., Ozturk, F., & Orhan, S. (2020). A new development of measurement technique for residual stresses generated by the cold tube drawing process with a fixed mandrel. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 108(11–12), 3675–3687. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05645-8>
- [19] Kvačková, T., Tiža, J., Kováčová, A., Kočiško, R., & Bacsó, J. (2016). Determination of ductile fracture criteria for bulk and PM materials. Metallic Materials, 52(05), 249–254. https://doi.org/10.4149/km_2014_5_249
- [20] Kuboki, T., Nishida, K., Sakaki, T., & Murata, M. (2008). Effect of plug on levelling of residual stress in tube drawing. Journal of Materials Processing Technology, 204(1–3), 162–168. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.11.029>

- [21] Kuroda, K., Kawakami, T., Okui, T., Akiyama, M., & Kiuchi, M. (2014). Influential factor to dimensional precision of cold-drawn tubes. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 229(1), 100–109. <https://doi.org/10.1177/0954405414525381>
- [22] Béland, J. F., Fafard, M., Rahem, A., D'Amours, G., & Côté, T. (2011). Optimization on the cold drawing process of 6063 aluminium tubes. *Applied Mathematical Modelling*, 35(11), 5302–5313. <https://doi.org/10.1016/j.apm.2011.04.025>
- [23] Bella, P., Buček, P., Ridzoň, M., Mojžiš, M., & Parilák, U. (2016). Influence of Die Geometry on Drawing Force in Cold Drawing of Steel Tubes Using Numerical Simulation. *Key Engineering Materials*, 716, 708–712. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/kem.716.708>
- [24] Linardon, C., Favier, D., Chagnon, G., & Gruez, B. (2014). A conical mandrel tube drawing test designed to assess failure criteria. *Journal of Materials Processing Technology*, 214(2), 347–357. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2013.09.021>
- [25] Cockroft, M. G., Latham, D. J. (1968). Ductility and the Workability of Metals. *Journal of the Institute of Metals*, 96, 33–39.
- [26] Oh, S. I., Chen, C. C., & Kobayashi, S. (1979). Ductile Fracture in Axisymmetric Extrusion and Drawing—Part 2: Workability in Extrusion and Drawing. *Journal of Engineering for Industry*, 101(1), 36–44. <https://doi.org/10.1115/1.3439471>
- [27] Neves, Frederico & Button, Sergio & Caminaga, Celio & Gentile, Fernando. (2005). Numerical and experimental analysis of tube drawing with fixed plug. *Journal of The Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering - J BRAZ SOC MECH SCI ENG*. 27. 10.1590/S1678-58782005000400011.
- [28] Palengat, M., Chagnon, G., Favier, D., Louche, H., Linardon, C., & Plaideau, C. (2013). Cold drawing of 316L stainless steel thin-walled tubes: Experiments and finite element analysis. *International Journal of Mechanical Sciences*, 70, 69–78. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2013.02.003>
- [29] Gattmah, J., Ozturk, F., & Orhan, S. (2017). Experimental and finite element analysis of residual stresses in cold tube drawing process with a fixed mandrel for AISI 1010 steel tube. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 93(1–4), 1229–1241. <https://doi.org/10.1007/s00170-017-0583-8>
- [30] Palkowski, Heinz & Brueck, Sebastian & Pirling, Thilo & Carradò, Adele. (2013). Investigation on the Residual Stress State of Drawn Tubes by Numerical Simulation and Neutron Diffraction Analysis. *Materials*. 6. 5118-5130. 10.3390/ma6115118.
- [31] ASTM E1077-14(2019), Standard Test Methods for Estimating the Depth of Decarburization of Steel Specimens, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2019, www.astm.org
- [32] ASTM A370-20, Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2020, www.astm.org