

UNA APLICACION MULTI-ESCALA PARA EL PROCESO DE CONFORMADO DE TUBOS DE ZIRCALOY

Javier Signorelli^{*}, Pablo Turner^{*}, Roland Logé[†]

^{*}Instituto de Física Rosario (IFIR – CONICET)
Bv. 27 de Febrero 210bis. 2000 Rosario – Argentina
(signorel@ifir.edu.ar)

[†]Centre de Mise en Forme des Matériaux - Ecole des Mines de Paris UMR 7635
BP 207, 06904 Sophia Antipolis Cedex, Francia

Palabras claves: laminación de tubos, policristal, anisotropía, textura

Resumen: *El proceso de fabricación de tubos utilizando la técnica de laminado “paso de pelegrino” involucra una serie de incrementos de deformación que alternan entre estados de tensión y compresión, carga multi-axial no proporcional y ciclado no periódico. Como resultado de la compleja historia de deformación es factible la aparición de pequeños defectos en la superficie, similar al producido por fatiga a bajo número de ciclos pero de gran influencia en el comportamiento ulterior del tubo en condiciones de operación. Exceptuando la parte inicial y final de cada tubo, el proceso es aproximadamente periódico y en principio un sólo paso de laminado es suficiente para describir el proceso completo. En el presente trabajo se reconstruye la historia de deformación correspondiente a un elemento de volumen del tubo situado en la zona de trabajo a partir de identificar el estado cuasi-estacionario. El análisis mecánico se realiza utilizando el método de elementos finitos (Forge3[®]). La geometría y la distribución de deformación impuesta puede determinarse en un número pequeño de paso (3 a 5) a partir de una adecuada estimación inicial de la geometría.*

La textura correspondiente al último paso de laminado se obtiene utilizando un modelo viscoplastico VPSC (Viscoplastic Self-Consistent). Se analizan los efectos producidos en la reorientaciones de los polos basales debido a la presencia de componentes de corte (radial-axial). Las tensiones críticas de activación de los modos de deformación potencialmente activos han sido fijadas en $\tau_{p_{y<c+a>}}/\tau_{p_{r<a>}} = 4.0$ y $\tau_{TTW}/\tau_{p_{r<a>}} = 1.5$ siendo la deformación impuesta acomodada prácticamente en su totalidad por deslizamiento prismático.

1 INTRODUCCIÓN

El laminado de tubos a “paso de pelegrino” es un proceso de conformado complejo donde el diámetro exterior e interior y el espesor del tubo son progresivamente reducidos por deformación plástica. El tubo es sometido repetidamente a laminación por dos herramientas que giran sobre su eje y que presentan un canal interior de sección oval decreciente cuyo eje mayor está en la dirección transversal, tal ovalicidad varía continuamente hasta alcanzar, al final del tubo, una sección circular. La superficie interna del tubo es calibrada por un mandril horizontal axisimétrico en la zona de trabajo y por un vástago en la parte superior del tren de laminación asegurando la alineación del mismo. Los perfiles del mandril y de los canales de ambas herramientas son definidos de forma de permitir una reducción progresiva y simultánea del espesor y del diámetro del tubo. Al cabo de cada avance y retroceso de las herramientas (paso), se aplica al tubo una traslación de 1.3 mm y una rotación de 51° en sentido anti-horario. Durante cada paso de laminación una partícula material muestra un progreso del orden del 0.1 mm como máximo al encontrarse en la zona de deformación y acumula una deformación que varía entre 1% y 13% según su posición respecto de las herramientas. El proceso completo de laminación involucra entre 80 y 100 pasos a fin de completar la deformación. Asimismo, debido a la rotación impuesta, un dado volumen de material es laminado, en cada nuevo paso, en una diferente parte del canal, es decir se lo somete a diferentes condiciones de deformación y tensión. Consecuentemente, el metal sufre una serie de pequeños incrementos de deformación plástica que alternan entre estados de tensión, compresión y corte. La complejidad de la historia de deformación induce en algunos casos la aparición de defectos tales como micro fisuras transversales o daño superficial similares a los producidos en fatiga de bajo número de ciclos, posiblemente debido a la heterogeneidad en la deformación producida. Debido a la complejidad geométrica, los detalles del proceso sólo pueden ser determinados con un cierto grado de exactitud a través del empleo de método de elementos finitos (FEM) 3D. Los primeros estudio sobre el laminado a paso de pelegrino se remontan a 1950 [1,2]. Posteriormente, diferentes aproximaciones han sido realizadas a fin de poner de manifiesto diversos aspectos del proceso [3-7]. Más recientemente, trabajos utilizando el método de elementos finitos (FEM) [8,9] muestran la necesidad de retener las características 3-D del problema.

La evolución de la textura cristalográfica producida durante el proceso de laminación ha sido estudiada previamente en tubos de cobre y Zircaloy [3,10-13]. La característica común en dichos trabajos consiste en suponer al gradiente de deformación como puramente diagonal, despreciando los efectos debido al corte que se induce en el proceso de laminado. Girad *et al.* [14] determinan experimentalmente que la componente de corte en las direcciones axial-radial no son despreciables. En el presente trabajo se obtiene a partir de simulaciones de FEM 3D la trayectoria exacta de deformación a la cual es sometido un elemento de volumen, la cual es posteriormente utilizada para la simulación de desarrollo de textura.

2 LAMINADO A PASO DE PELEGRINO

El proceso completo de laminación de tubos de Zircaloy-4 involucra una secuencia de laminados en frío, tratamientos térmicos y químicos. Desde el punto de vista del conformado

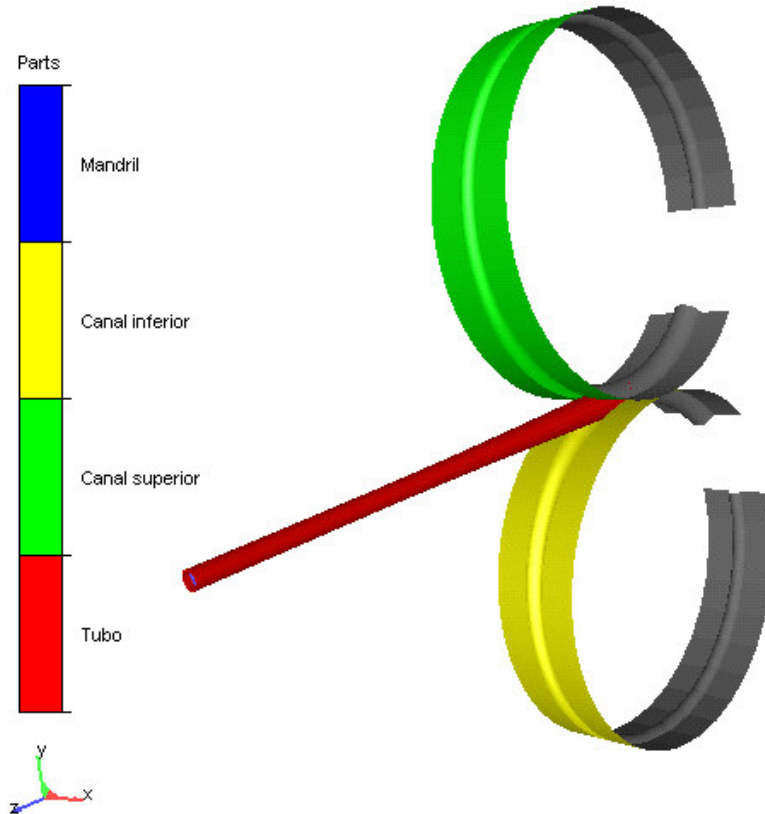


Figura 1: Laminado a paso de pelegrino

el objetivo es transformar el tubo de su estado inicial (TRES) de un diámetro exterior de 44.5mm y 7.62mm de espesor a su estado final de 9.5mm de diámetro exterior y 0.5mm de espesor. La Figura 1 muestra el sistema simulado: tubo, mandril y dos herramientas. La textura asociada al tubo TRES es principalmente una textura tangencial en el plano RD-TD (RD dirección radial y TD dirección tangencial de la muestra) con un máximo de intensidad en aprox. 75° - 80° de RD. Al cabo del 3^{er} paso de laminación la textura evoluciona hacia una textura fuertemente radial, con un máximo de intensidad entre 35° - 40° grados respecto de RD (Figura 2). La tabla (Tabla 1) que se muestra a continuación contiene las características principales de la función de distribución de orientaciones (ODF) en las diferentes etapas del proceso de fabricación.

3 MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

La simulación del proceso de laminado se realizó utilizando el método de elementos finitos implementado en el código Forge3[®] basado en una formulación velocidad-presión del tipo

Lagrangiana actualiza. Los elementos empleados son tetraédricos isoparamétricos lineales $P1^+/P1$ (mini-elemento), el cual suma una función “burbuja” a nivel del centro del elemento finito a fines de satisfacer la condición de Brezzi-Babuska. La ley constitutiva del material satisface las ecuaciones de plasticidad de Prandtl-Reuss; la objetividad es asegurada a través de la utilización de la derivación de Jaumann. La resolución del problema incremental se obtiene en forma implícita utilizando la técnica de retorno radial. Las herramientas son discretizadas utilizando elementos triangulares; el contacto entre pieza y herramienta son del tipo unilateral e impuesto utilizando la técnica de penalización. Una descripción más precisa puede encontrarse en [15]

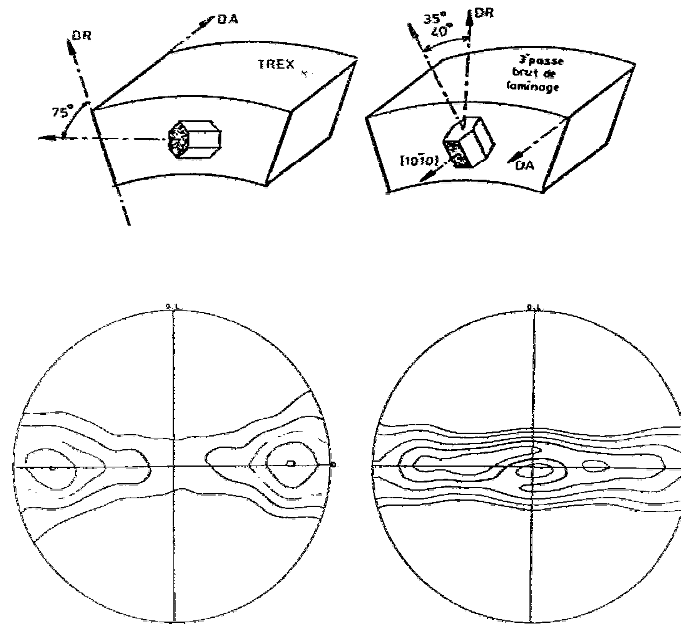


Figura 2: Figura de polos basales correspondientes al laminado de Zircaloy-4 a paso de pelegrino. Izquierda: TREX recocido $\frac{1}{2}$ espesor. Derecha: 3^{er} paso de laminado. Las líneas corresponden a múltiplos enteros del material no texturado.

Identificación	Áng. de intensidad max. en el plano RD-TD	Áng. de intensidad max. en el plano RD-AD
TREX	$\pm 90^\circ$	$\pm 5^\circ$
1 ^{er} paso	$\pm 75^\circ$	$\pm 0^\circ$
1 ^{er} paso recocido	$\pm 70^\circ$	$\pm 0^\circ$
2 ^{do} paso	$\pm 60^\circ-65^\circ$	$\pm 5^\circ$
2 ^{do} paso recocido	$\pm 65^\circ$	$\pm 0^\circ$
3 ^{er} paso	$\pm 45^\circ$	$\pm 0^\circ$
3 ^{er} paso recocido	$\pm 40^\circ$	$\pm 10^\circ$

Tabla 1: Características principales de la ODF durante el proceso de fabricación. [8]

3.1 Aplicación

Como se mencionó anteriormente el proceso de laminación de tubos a paso de pelegrino es complejo. Un dado volumen de metal que se encuentra en la zona de trabajo (longitud del mandril) sufre una serie de entre 80 y 100 períodos de deformación, siendo cada uno compuesto por el avance y retroceso de las herramientas seguido de una traslación y rotación. El propósito del presente trabajo es mostrar que la historia de deformación puede ser reconstruida al identificar el periodo en el comportamiento utilizando un número pequeño de pasos, completando los resultados obtenidos por Montmitonnet *et al.* [9]. La alineación del tubo y la no presencia de vibraciones se garantiza al imponer $V_x=V_y=0$ en los elementos de la sección frontal y $V_x=V_y=V_z=0$ en los correspondientes de la sección posterior del tubo. La configuración del sistema que se utiliza corresponde al último proceso de laminación en la fabricación del tubo (reducción de 1.8 mm a 0.6 mm en espesor y de 17.8 mm a 9.5 mm en el diámetro exterior), produciendo una reducción en área del 80% aprox. El tubo se discretiza en 10368 nodos (216 por sección) y 34400 tetraedros. En la zona de deformación el tamaño del elemento en la dirección axial es poco mayor al milímetro. El mandril y las herramientas son discretizadas en 25560 y 12880 triángulos respectivamente, dado que se han asumido como herramientas rígidas. La cinemática de los diferentes componentes queda definida según:

Componente	Velocidad de traslación	Velocidad de rotación
mandril	$V_z = 0$	$\omega = 0$
canal	$V_z = -5 \text{ m/s}$	$\omega = 49.26 \text{ rad/s}$

A los fines de simplificar el análisis y no introducir dificultades adicionales no se tuvieron en cuenta efectos térmicos ni dependencia con la velocidad de deformación. La tensión de fluencia se asumió constante y con un valor de 680 MPa, el módulo de Young = 98 MPa, el coeficiente de Poisson = 0.3. La fricción entre el tubo, el mandril y las herramientas se describe a través de una ley de Coulomb ($\mu = 0.1$). El incremento en desplazamiento impuesto a las herramientas es de 0.2mm ($\Delta t = 4.10^{-5} \text{ s}$) resultando en 1300 incrementos de deformación.

3.2 Determinación del estado cuasi-periódico

A continuación se analiza la posibilidad de considerar en el análisis un único paso de laminado, dada la naturaleza periódica del proceso. A tal efecto, la configuración transitoria inicial presenta una ovalicidad cuyo eje mayor se sitúa a $\theta = 51^\circ$ (Figura 3) y un estado nulo de deformación. Complementariamente, la ausencia de deformación requiere que el material no presente efectos de endurecimiento a fines de garantizar coherencia y que tal estimación no distorsione la geometría por efectos del endurecimiento del material. En este sentido el estado de deformación calculado es sólo representativo del incremento de deformación impuesto en el paso y no de su valor real. Si el paso calculado es representativo, la configuración

resultante (geometría y propiedades mecánicas) deberían resultar idénticas al cabo de un avance y retroceso de la herramienta (1 paso) y de la traslación y rotación del tubo.

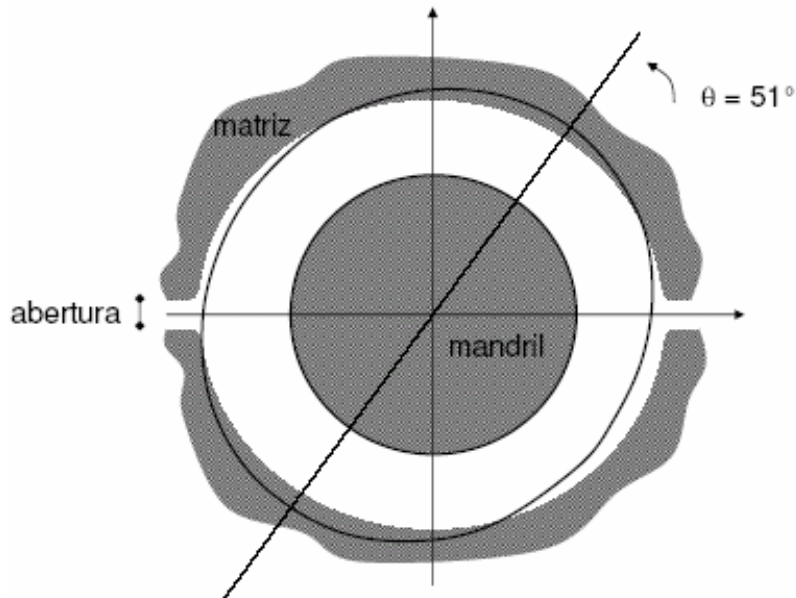


Figura 3: Configuración transitoria inicial. El eje mayor de excentricidad del tubo se ubica a 51° respecto de la dirección transversal.

La Figura 4 muestra la evolución del radio exterior para una sección del tubo situada en la posición axial donde el máximo de deformación tiene lugar ($z = 165\text{mm}$); se aprecia claramente la forma oval. Asimismo, se nota que a partir del tercer paso se produce una estabilización de los valores, mostrando que la estimación inicial realizada subestimaba por una parte el valor del radio interior y sobreestimaba el correspondiente al radio exterior. Un análisis similar aplicado a diferentes secciones del tubo permite concluir que tal descripción es correcta para valores de z superiores a los 30 mm (zona de contacto mandril-tubo-herramienta) como puede verse en detalle en [9]. No obstante, la deformación acumulada en esta zona es prácticamente despreciable frente al resto. La Figura 5 muestra la evolución de la deformación plástica equivalente a lo largo de la línea de deformación máxima reafirmando la conclusión anterior. Similar conclusión puede aplicarse al gradiente de velocidad. Las diferentes gráficas de la Figura 6 muestran la evolución de las componentes del gradiente de velocidad para un corte situado a $z = 165\text{ mm}$. La componente radial es compresiva y presenta su máximo valor en torno de $\theta = 70^\circ\text{-}80^\circ$ consistente con la línea de máxima deformación, mientras que es nula en la zona donde existe una ausencia de contacto entre el tubo y las herramientas. La asimetría en el comportamiento entorno al valor máximo es consecuencia de la ovalicidad tanto del tubo como del canal para esta sección. De la misma forma, la componente tangencial muestra un estado netamente compresivo, con la particularidad de que presenta su máximo valor sobre la ubicación del diámetro máximo y se anula rápidamente. Complementariamente, la componente axial es positiva, con valores nulos en la proximidad

de la parte superior e inferior del canal respectivamente. Su valor máximo se encuentra distribuido a lo largo de una zona de $\pm 20^\circ$ entorno de la ubicación del diámetro máximo del tubo. Por su parte las componentes de corte tanto radial-longitudinal y tangencial-longitudinal son claramente no nulas. En la sección siguiente se analizará el efecto de la presencia de las componentes radial-longitudinal y tangencial-longitudinal introducen en la evolución de la textura cristalográfica del material.

configuración inicial: diámetro max. a $\theta=51^\circ$; sección $z=165$ mm
 paso: avance 1.3 mm + rotación $\theta=51^\circ$ al final del paso

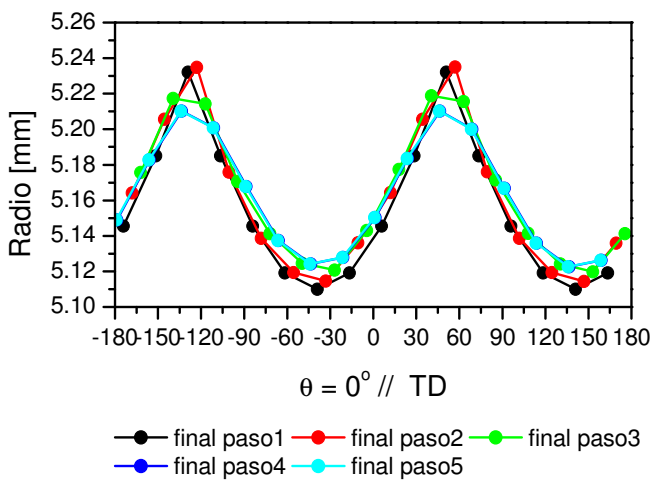


Figura 4: Variación del radio exterior del tubo en un corte a $z=165$ mm calculada al cabo de los pasos 1-5 + traslación (1.3 mm) + rotación (51°).

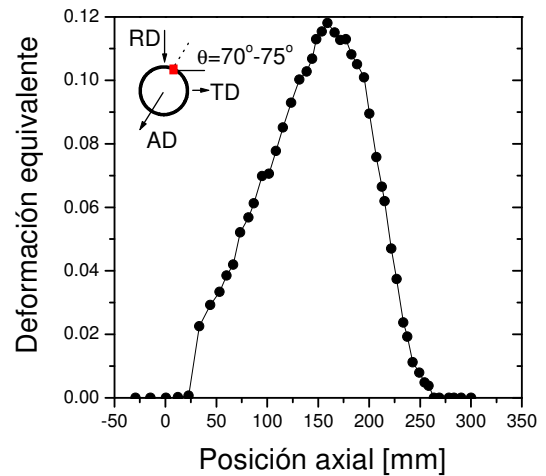


Figura 5: Deformación plástica acumulada a lo largo de la longitud del tubo en la línea de deformación máxima ($\approx \theta = 70^\circ-75^\circ$, posición intermedia entre la línea de diámetro máximo del tubo $\theta = 51^\circ$ y el canal superior $\theta = 90^\circ$).

Desde el punto de vista del gradiente de deformación el estado periódico es alcanzado muy rápidamente, prácticamente la segunda iteración no presenta variaciones de importancia respecto de las siguientes.

3.3 Trayectoria de un elemento de volumen

Reconstruir la trayectoria de un elemento de volumen a lo largo del proceso de laminación requiere definir $u(r, \theta, z)[t, \text{paso}]$ donde u es el campo de desplazamiento, t es el tiempo y paso refiere al paso de laminación. Tal reconstrucción puede realizarse fácilmente a partir del campo de velocidad $v(r, \theta, z)[t]$. La Figura 7 muestra tal reconstrucción partiendo de un elemento de volumen situado a $r = 8.86$ mm, $\theta = 51^\circ$ y $z = 50$ mm con un avance del tubo de

1.3mm y una rotación de 51° al cabo de cada paso de las herramientas. El desplazamiento del elemento de volumen debido al paso de la herramienta es del orden de < 0.1 mm en la dirección axial.

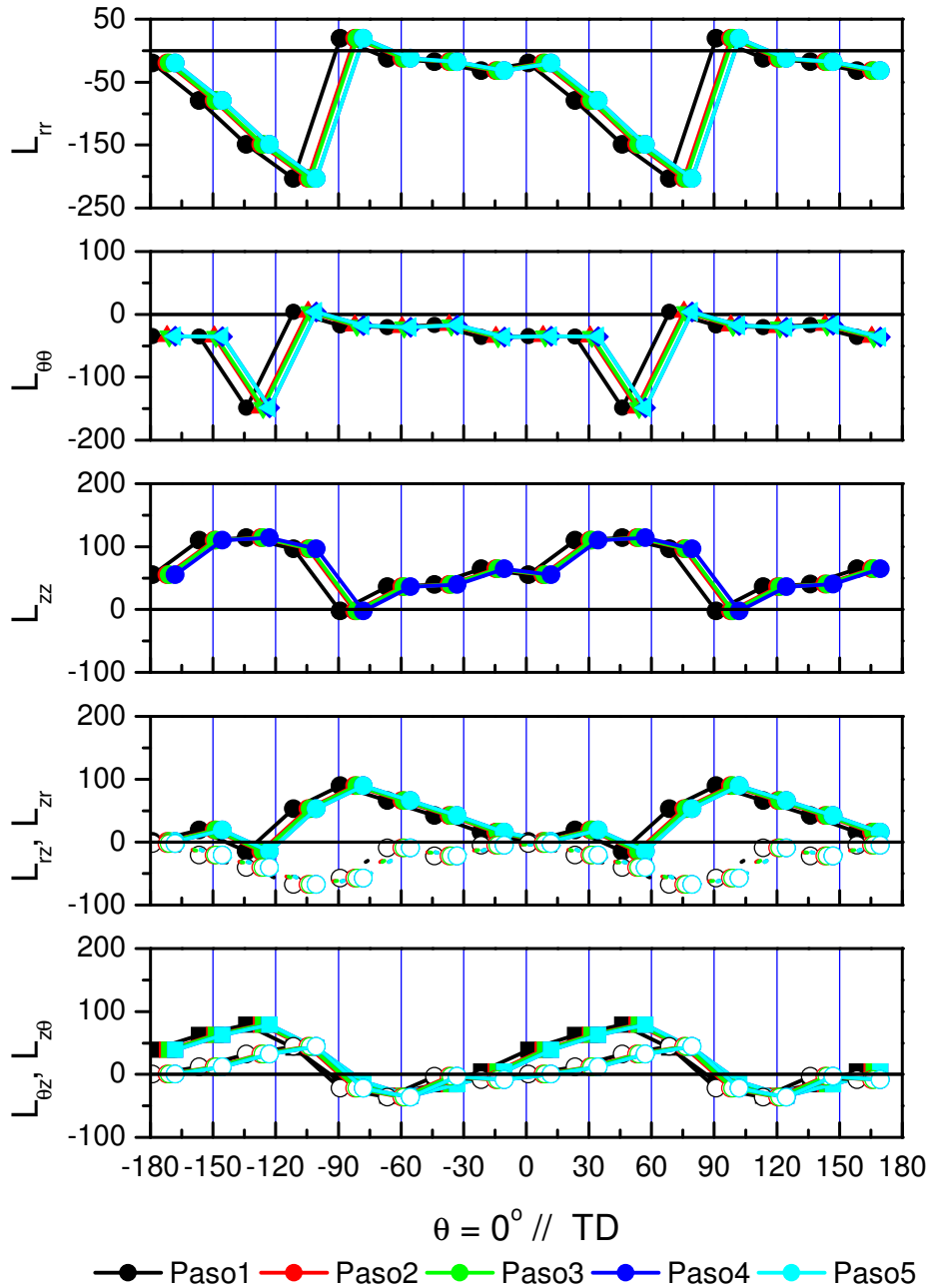


Figura 6: Evolución del gradiente de velocidad a $z = 165$ mm. La componente tangencial-radial no se graficó dado que presenta un valor despreciable frente al resto de las componentes del tensor.

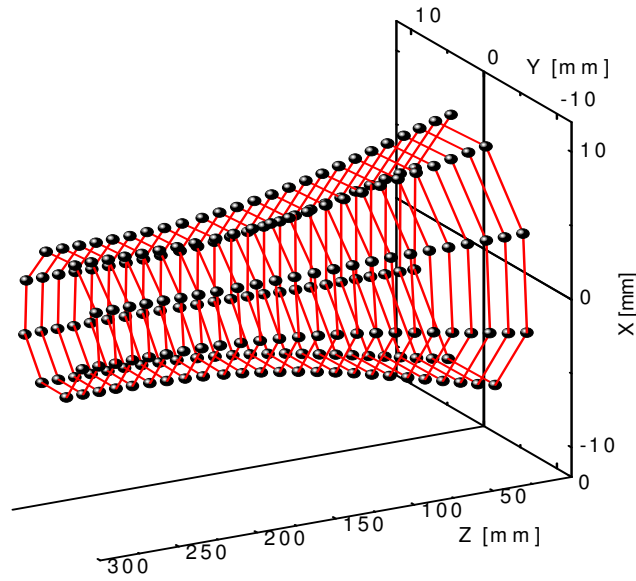


Figura 7: Reconstrucción de la trayectoria de un volumen elemental.

4 SIMULACIÓN DE TEXTURA

Las aleaciones de Zr, como el Zircaloy-4, muestran una alta anisotropía plástica y por lo general no despreciable actividad de maclado a baja temperatura. En consecuencia, el modelo de simulación deberá, por un lado ser capaz de tener en cuenta tal anisotropía plástica como también la reorientación por maclado. La formulación viscoplástica autoconsistente propuesta originalmente por Molinari *et al.* [16] e implementada por Lebensohn and Tomé [10] en el código VPSC ha mostrado ser una herramienta satisfactoria para la modelización del desarrollo de textura. A continuación se transcriben las ecuaciones principales del modelo. Cada grano que conforma el policristal es considerado como una inclusión inhomogénea embebida en un medio efectivo equivalente (HEM), el cual posee las propiedades del policristal, las cuales son obtenidas como un promedio de las propiedades locales. El policristal se representa a través de un conjunto discreto de orientaciones con pesos representativos de la textura cristalográfica del material. La velocidad de deformación local (grano) \mathbf{D} se calcula a partir de la contribución de corte simple generada por todos los sistemas de deslizamiento:

$$\mathbf{D} = \dot{\gamma}_0 \sum_s \mathbf{m}^s : \left(\frac{\mathbf{m}^s : \mathbf{s}}{\tau_c^s} \right)^n \quad (1)$$

donde $\dot{\gamma}_0$ es la velocidad de corte simple de referencia, \mathbf{m} es el tensor de Schmid, \mathbf{s} el tensor deviatorio de tensiones, τ_c^s es la tensión resuelta crítica asociada al sistema s y n es la inversa del coeficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación. Los estados locales de tensión son calculados a partir de resolver la ecuación de interacción propuesta por el modelo

autoconsistente, la cual establece una relación entre los desvíos, respecto al policristal, de la velocidad de deformación local y del estado de tensión a través de un tensor de 4^{to} orden $\tilde{\mathbf{M}}$:

$$\mathbf{D} - \bar{\mathbf{D}} = -\tilde{\mathbf{M}} (\mathbf{S} - \bar{\mathbf{S}}) \quad (2)$$

donde

$$\tilde{\mathbf{M}} = \alpha \mathbf{M}^{sec} : (\mathbf{I} - \mathbf{E})^{-1} : \mathbf{E} \quad (3)$$

siendo \mathbf{E} el tensor de Eshelby de una inclusión en un medio viscoplástico [17], \mathbf{M}^{sec} es el módulo viscoplástico secante del policristal e \mathbf{I} es el tensor identidad. El parámetro α sintoniza el nivel de rigidez del modelo ($\alpha=0$: Taylor, $\alpha=\infty$: Sachs y $\alpha=n$: formulación tangente). La reorientación por activación de sistemas de maclado se trata en base al modelo propuesto por Tomé *et al.* [18] – Predominant Twinning Reorientation (PTR) -.

Trabajos previos realizados por Lebensohn *et al.* [13] simulan el desarrollo de textura asociado al laminado de Zircaloy-4 a paso de peligrino. A nivel del cristal simple asumen como modos potencialmente activos: deslizamiento prismático ($\text{Pr}\langle a \rangle$), deslizamiento piramidal ($\text{Py}\langle c+a \rangle$) y maclado de tracción (TTW) con una relación de tensiones críticas $\tau_{TTW} / \tau_{\text{Pr}\langle a \rangle} = 1.5$ y $\tau_{\text{Py}\langle c+a \rangle} / \tau_{\text{Pr}\langle a \rangle} = 4.0$. Las texturas obtenidas muestran un acuerdo general con las observadas experimentalmente pero aparecen diferencias particularmente en el plano AD-RD. Girard *et al.* [14] proponen que tal diferencias son debidas al hecho de asumir un endurecimiento de tipo homotético (las relaciones entre las tensiones críticas permanecen constantes durante el proceso de deformación) en concordancia con lo obtenido por M. Phillipe *et al.* [19] en laminado en frío de chapas de Zircaloy-4 quien varía la relación de tensiones crítica en función del rango de deformación aplicado.

La historia de deformación calculada bajo las condiciones anteriores involucra una serie de 108 pasos (translación + rotación), lo cual implica un desplazamiento del elemento de volumen de aproximadamente 180 mm ($Z_{inicial} \approx 50$ mm, $Z_{final} \approx 220$ mm). La descripción del tensor \mathbf{L} durante cada paso de laminación ha sido restringida a una ventana de 0.002s de amplitud centrada al momento de contacto entre el tubo y el canal con un muestreo cada $4 \cdot 10^{-5}$ s. La deformación sufrida por la partícula fuera de dicho intervalo es nula o despreciable a los efectos de la evolución de la textura. La trayectoria total del elemento de volumen implica 1620 incrementos (15 incr. x 108 pasos). La deformación equivalente calculada para dicho camino de deformación es de aprox. 1.4 VM ligeramente superior a la situación ideal $\varepsilon_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3} (\Delta\varepsilon_{\theta\theta}^2 + \Delta\varepsilon_{zz}^2 + \Delta\varepsilon_{rr}^2)} = 1.36^1$. Las tensiones críticas de los modos de deformación utilizadas en la simulación son:

$$\begin{aligned} \tau_{\text{py}\langle c+a \rangle} / \tau_{\text{pr}\langle a \rangle} &= 4.0 \\ \tau_{TTW} / \tau_{\text{pr}\langle a \rangle} &= 1.5 \end{aligned}$$

¹ $\Delta\varepsilon_{zz} = \ln\left(\frac{\text{Superficie}_{inicial}}{\text{Superficie}_{final}}\right)$; $\Delta\varepsilon_{\theta\theta} = -\ln\left(\frac{\text{Diámetro exterior}_{inicial}}{\text{Diámetro exterior}_{final}}\right)$

La inversa del coeficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación a sido fijada en 33.

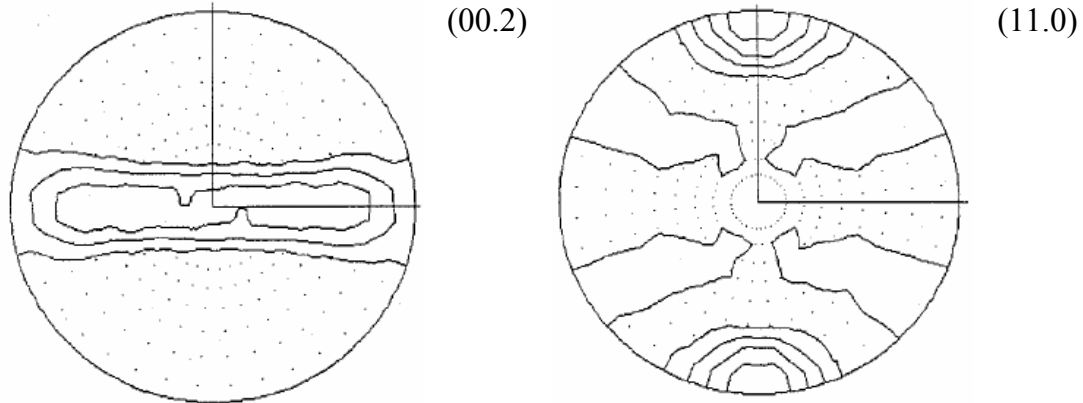


Figura 8: Figura de polos basales y prismáticos correspondiente a la textura inicial en el 3^{er} paso de laminado [14].

La textura inicial (Figura 8) ha sido discretizada utilizando un conjunto de 1000 orientaciones con peso.

Los resultados de la simulación muestran la capacidad del modelo VPSC en acomodar la deformación impuesta utilizando mayoritariamente deslizamiento prismático, la actividad de los modos más duros (piramidal y maclado) presentan un participación menor al 1%. Particularmente, la actividad del maclado es despreciable pese de tener una tensión crítica relativamente baja. Tal actividad del maclado en el proceso de laminación era esperable debido a que el maclado actuaría sobre todo en granos orientados con los ejes $\langle c \rangle$ paralelos a la dirección axial del tubo, siendo en nuestro caso que los granos se ubican preferentemente con los ejes $\langle c \rangle$ en el plano radial-transversal. Las figuras de polos obtenidas (Figura 9) muestran un acuerdo aceptable respecto de las observadas experimentalmente y están en línea con las reportadas previamente [13,14]. La reorientación de polos basales hacia la dirección transversal, pese a no registrarse una actividad apreciable de los modos $\langle c+a \rangle$ y la incapacidad del modo prismático para reorientar los ejes $\langle c \rangle$ del cristal, parecerían indicar una sobreestimación de la reorientación local introducida por el modelo VPSC debida a la forma de grano y la anisotropía relativa grano-matriz. Los efectos del corte son relativamente más importantes hacia los extremos de la zona de trabajo donde las componentes principales de deformación no han llegado a su valor máximo.

5 CONCLUSIONES

Se mostró la factibilidad de identificar el período cuasi-estacionario en el problema. La historia de deformación asociada a un elemento de volumen del material puede ser calculada con un número pequeño de pasos 3 a 5, una vez verificada la estabilidad en la geometría del tubo a partir de la estimada inicial. En el caso de incluir efectos de endurecimiento el esquema

descripto es todavía válido pero requiere de un número superior de pasos hasta alcanzar el estado cuasi-estacionario. El número de pasos necesario depende de la ley de endurecimiento seleccionada para describir el comportamiento del material. Los cálculos no han sido incluido dado que los mismos han sido realizados utilizando un mallado con un número muy inferior de nodos a los fines de mantener el tiempo de cálculo en valores aceptables.

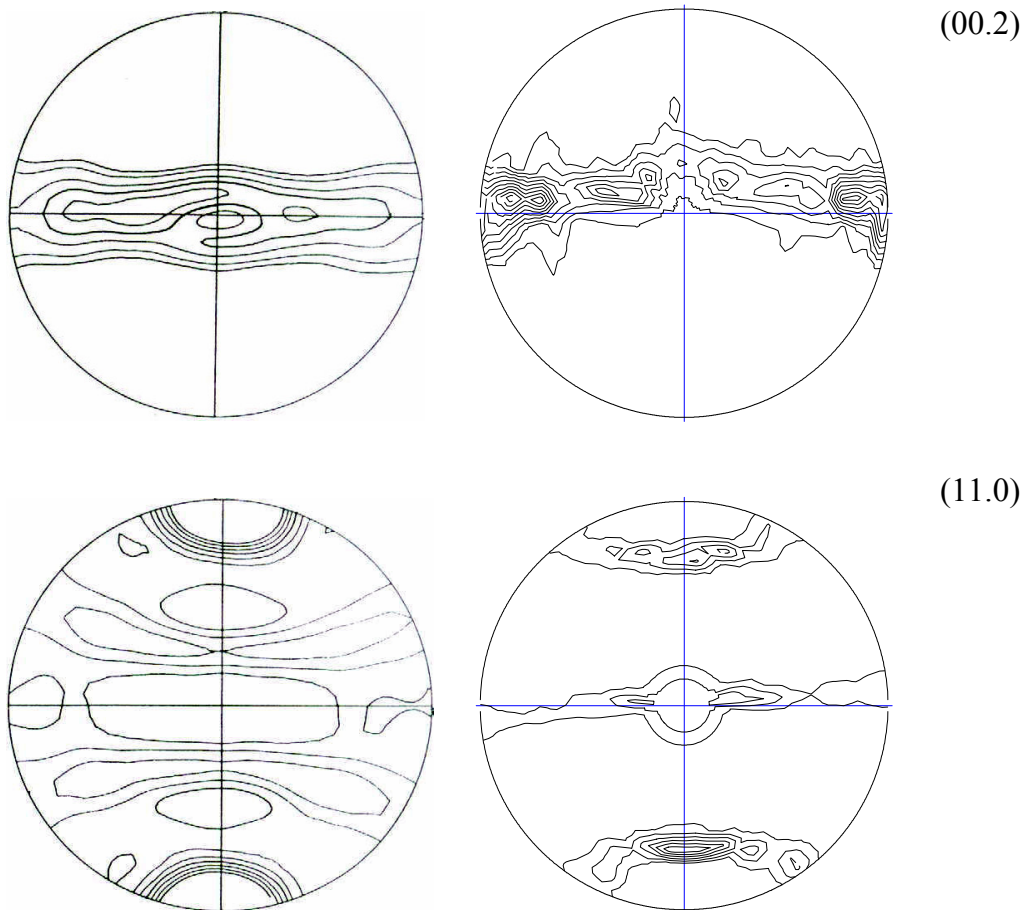


Figura 9: Figuras de polos (00.2) y (11.0) correspondiente al último paso de laminado a paso de pelegrino. Las líneas de nivel se corresponden a múltiplos de la intensidad del material no texturado. Izquierda: experimental. Derecha: calculada.

6 REFERENCIAS

- [1] E. Siebel, F. W. Neumann, das Kalpilgern von Rohren Versuchergeinbniße und Untersuchungen über dem Walzorgang, Stahl und Eisen 74 (3) 139-145, (1954)
- [2] A. Geleji, die Berechnung der Krafte und des Leistungsbedrafs beim Kalpilgern von Rohren, Acta Techn. Ac. Sci. Hung. Budapest 11, 461-478, (1955)
- [3] H. Yoshida, T. Matsui, T. Otani, K. Mandai, Experimental investigation of the cold pilgering of copper tubes, An. CIRP 24, 191-197, (1975)

- [4] M. Furugen, C. Hayashi, Application of the theory of plasticity to the cold pilgering of tubes. *J. Mech. Working Technol.* 10, 273-286, (1984)
- [5] E. Girard, Etude mécanique théorique et expérimentale du laminage à pas de pelerin, Ph.D. Thesis, University of Nantes, France, 1993
- [6] J.L. Aubin, E. Girard, P. Montmitonnet, Modeling of damage in cold pilgering, in: A.M. Garde, E. Bradley (Eds.), *Zirconium in Nuclear Industry*, ASTM STP 1245, ASTM, Philadelphia, 1994.
- [7] J. Osika, W. Libura, Mathematical model of tube cold rooling in pilger mill, *J. Mater. Process. Technol.* 34, 325-332, (1992)
- [8] S. Mulo, Etude mécanique théorique et expérimentale du laminage à pas de pelerin de tubes en Zircaloy4, .D. Thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1997
- [9] P. Montmitonnet, R. Logé, M. Hamery, Y. Chastel, J.-L. Doudoux, J.-L. Aubin, *J. of Mater. Process. Technol.* 125-126, 814-820, (2002)
- [10] R. Lebensohn, C.N. Tomé, *Acta Metall. Mater.* 41, 2611, (1993)
- [11] R. Lebensohn, C.N. Tomé, *Mater. Sci. Eng. A* 175, 71, (1994)
- [12] P.A. Turner, C.N. Tomé, *Acta Metall. Mater.* 42, 4143, (1994)
- [13] R. Lebensohn, M.I. Gonzalez, C.N. Tomé, A. Pochettino, *J. Nucl. Mater.* 229, 57, (1996)
- [14] E. Girard, R. Guillén, P. Weisbecker, M. Francois, *J. Nucl. Mater.* 294, 330-338, (2001)
- [15] K. Mocellin, L. Fourment, T. Coupe, J.-L. Chenot, *Int. J. Num. Meth. Eng.* 52, 473-488, (2001)
- [16] A. Molinari, G.R. Canov, S. Ahzi, *Acta metall.*, 35, 2983, (1987)
- [17] R. Lebensohn, P. Turner, J. Signorelli, G. Canova, C.N. Tomé, *Mod. Sim. Mater. Sci. Engng.*, 6, 447, (1998)
- [18] C.N. Tome, R. Lebensohn, U.F. Kocks, *Acta, metal, mater.*, 39, 2667, (1991)
- [19] M. Phillipe, M. serghat, P. Vasn Houtte, C. Esling, *Acta Metall., Mater*, 43, 1619, (1995)