

SIMULACIÓN A MULTIESCALA DE LA TEXTURA PARA EL CONFORMADO EN FRÍO DEL ZIRCALOY 4 MULTISCALE TEXTURE SIMULATION OF THE ZIRCALOY 4 COLD WORKING

Wilson Fuentes^a, Gabriel Juarez^a, Alejandra Flores^a, Pablo Vizcaino^a y
Javier Signorelli^b

^aDepartamento Tecnología de Aleaciones de Circonio CAE, CNEA Av. Prebistero Juan Gonzalez y
Aragón N°15, Ezeiza, Argentina (wfuentes@cnea.gob.ar)

^bInstituto de Física Rosario (IFIR-CONICET) Bv. 27 de febrero 210bis 2000 Rosario - Argentina

Palabras clave: Multiescala, Simulación, VPSC, Zr-4, Conformado en frío, Paso Pelegrino.

Resumen. En la tecnología de las aleaciones de circonio un análisis minucioso de la textura cristalográfica es importante por su influencia en los procesos de fabricación y su significativo efecto en el desempeño de la aleación en servicio. Actualmente las vainas de los combustibles de las Centrales Nucleares Argentinas se fabrican a partir de tubos TREX de Zircaloy-4 mediante una secuencia de laminación conocida como *-paso peregrino-*. El objetivo de este trabajo es modelizar la evolución de la textura durante el primer paso de laminación mediante el uso del código viscoplastico autoconsistente (VPSC). Los mecanismos de deformación que se han considerado potencialmente activos son tres modos de deslizamiento $pr\langle a \rangle \{10\bar{1}0\}\langle \bar{1}210 \rangle$, $b\langle a \rangle \{0001\}\langle \bar{2}110 \rangle$, $pyr\langle c+a \rangle \{10\bar{1}1\}\langle 11\bar{2}3 \rangle$ y dos sistemas de maclados $ttw \{10\bar{1}2\}\langle 10\bar{1}1 \rangle$, $ctw \{2\bar{1}12\}\langle 2\bar{1}13 \rangle$. Para la calibración de las tensiones críticas de activación y coeficientes de endurecimiento, se tuvieron en consideración trabajos de conformado plástico disponibles en la bibliografía. La validación del modelo se realiza a través de texturas globales de un tubo TREX medidas con difracción de rayos X y texturas locales en el espesor del tubo medidas con sincrotrón de rayos X (Argonne Photon Source). Las texturas predichas poseen un alto grado de coincidencia tanto en orientación como en intensidad.

Keywords: Multiscale, Simulation, VPSC, Zr-4, Zr-2, Cold Work, Pilgering.

Abstract. In the Zirconium alloys technology a detailed study of crystallographic texture is essential because it will influence the next manufactured process and have a significant effect on its service performance. At present cladding for the fuels of Argentina Central Nuclear Powers are made of TREX Zircaloy-4 at sequence of pilgering steps. The aim of this paper is to simulate the texture evolution at the first step of pilgering by using the code visco-plastic self-consistent (VPSC). The deformation mechanisms that have been considered potentially active are three slip $pr\langle a \rangle \{10\bar{1}0\}\langle \bar{1}210 \rangle$, $b\langle a \rangle \{0001\}\langle \bar{2}110 \rangle$, $pyr\langle c+a \rangle \{10\bar{1}1\}\langle 11\bar{2}3 \rangle$ and two twin systems $ttw \{10\bar{1}2\}\langle 10\bar{1}1 \rangle$, $ctw \{2\bar{1}12\}\langle 2\bar{1}13 \rangle$. For the calibration of the critical activation stresses and hardening coefficients, plastic forming works available in the literature were taken into consideration. The validation of the model is carried out through global textures of a TREX tube measured with X-ray diffraction and local textures in thickness of the tube measured with X-ray synchrotron (Argonne Photon Source). The predicted textures have a high degree of coincidence both in orientation and intensity.

1 INTRODUCCIÓN

Las aleaciones de circonio son extensamente empleadas en las Centrales Nucleares, debido principalmente a su baja sección eficaz de captura de neutrones, alta resistencia a la corrosión y buenas propiedades mecánicas. Actualmente en Argentina se utiliza la aleación Zircaloy-4 para la fabricación de vainas combustibles y Zr-2.5Nb para la fabricación de tubos de presión en la Central Embalse. La primera es una aleación monofásica de Zr^α (hcp), y la segunda es una aleación bifásica $Zr^\alpha + Zr^\beta$ (hcp / bcc). Los metales hcp como el circonio, titanio, magnesio, zinc y otras aleaciones tienen un limitado número de sistemas de deformación en frío. Consecuentemente, estos materiales desarrollan orientaciones preferenciales o textura durante el proceso de conformado plástico (Dillamore and Roberts, 1965).

La textura, tanto cristalográfica como morfológica, tiene influencia directa en los pasos de fabricación influyendo en la formabilidad. Asimismo, dado que propiedades como la tensión de fluencia, resistencia al creep, fatiga y resistencia a la corrosión bajo tensión, orientación de hidruros y crecimiento por radiación, son dependientes en gran medida de la textura final, está tendrá un efecto significativo en el desempeño del material (Ballinger et al., 1984; Tenckoff, 1988).

El conocimiento del desarrollo de textura de estas aleaciones, es un requisito para optimizarla y controlar el proceso de fluencia durante la fabricación. Además conocer la evolución de la textura durante el proceso, nos permitirá diseñar los mismos con el fin de obtener una determinada textura final (Mahmood y Murty, 1989).

2 LAMINADO DE TUBOS, PILGERING

En la fabricación de tubos de circonio, para el proceso de reducción de tubos, uno de los procesos tecnológicos que se utiliza es el *-paso pelegrino-* o *-pilgering-*. Este es un proceso de deformación complejo en el cual se producen estados de tensión y deformación triaxial. El estado de tensiones y deformaciones varía de acuerdo a los diferentes caminos de fabricación. Una característica de este proceso es que la reducción de la sección (R_A) es realizada por una deformación radial (ϵ_{rad}) y una deformación tangencial (ϵ_{tan}). El principal efecto de estas deformaciones es una elongación en la deformación axial (ϵ_{axial}) (Murty y Charit, 2006).

El proceso de *-pilgering-* está representado en la Fig. 1. En la misma se observa las herramientas con las que se lleva a cabo el proceso: los rodillos que tienen un movimiento de rotación y traslación, el mandril estacionario y el movimiento de alimentación del tubo, el cual consta de una rotación aproximada de 51° y una traslación de 1.3mm. La zona de transición donde se está llevando a cabo la deformación del material tiene una longitud de 350mm. La convención adoptada para los ejes es 1=X=AD, 2=Y=TD, 3=Z=RD.

El material de estudio corresponde al de un tubo de Zircaloy-4 TREX recristalizado. La dimensión inicial presenta un diámetro exterior de 44.7mm y espesor de 7.6mm. Las medidas finales reducen el diámetro exterior y espesor a 25.4mm y 2.3mm, respectivamente. Este cambio dimensional se corresponde con una reducción de área de $R_A = 80\%$ o grado de conformado plástico (CW). Este proceso indicado se lleva a cabo en la planta de CONUAR-FAE Ezeiza, Buenos Aires Argentina.

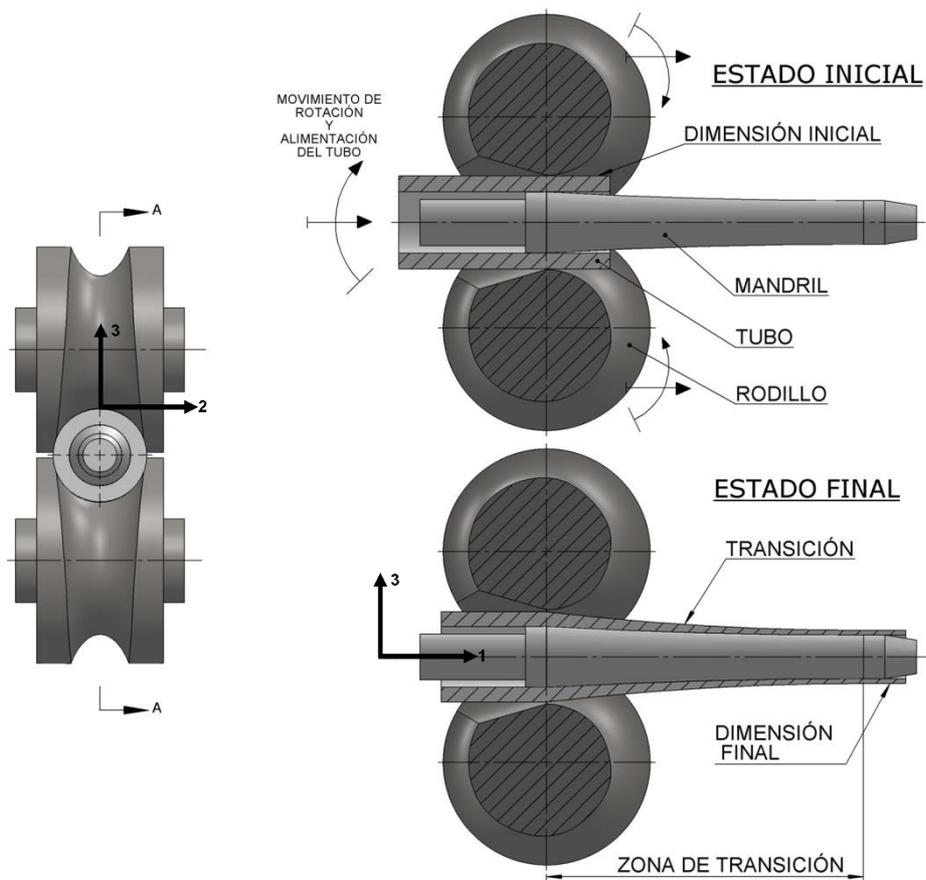


Figura 1: Esquema del Proceso Pilgering.

El parámetro tecnológico Q , $\frac{\epsilon_{rad}}{\epsilon_{tan}}$, describe los diferentes caminos de fabricación. Se define el $Q_{n(x)}$ nominal en la forma siguiente:

$$Q_{n(x)} = \frac{\epsilon_{rad(x)}}{\epsilon_{tan(x)}} = \frac{\ln\left(\frac{t(x)}{t_0}\right)}{\ln\left(\frac{r_n(x)}{r_{n_0}}\right)}, \quad (1)$$

donde t es el espesor y r_n el radio medio para una posición axial (x) dada; t_0 y r_{n_0} son el espesor y el radio medio inicial.

A partir de un relevamiento dimensional de la zona de transición, se puede tener una aproximación de como es el proceso de deformación, el resultado del relevamiento puede verse en la Fig. 2.

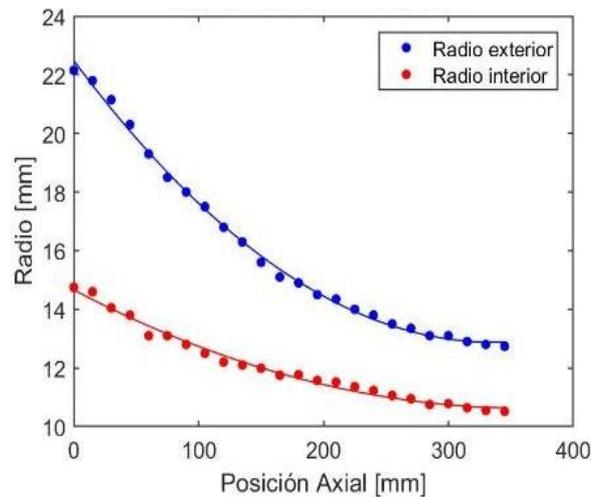


Figura 2: Relevamiento dimensional de la zona de transición.

Para describir la evolución de la textura en un proceso de laminación de tubos, el autor [Tenckoff \(1988\)](#) lo hace a partir de Q . Luego indica que para una misma textura inicial, un proceso de deformación con un valor de $Q > 1$ producirá una textura con los polos basales orientados en la dirección radial, un $Q < 1$ producirá una textura con los polos basales orientados en la dirección tangencial y que un $Q = 1$ producirá una textura de fibra. Además explica que este concepto de evolución de la textura en tubos a partir del parámetro Q debe ser aplicado a una única capa del tubo (d_r), dado que las ε_{rad} y ε_{tan} varían a lo largo del espesor del tubo.

Una forma de poner el efecto de variación de la deformación tangencial a lo largo del espesor en la Ec. (1) es asumir que la ε_{rad} es constante a lo largo del espesor, y que la ε_{tan} varía entre capas a lo largo del espesor

$$Q_{(r,x)} = \frac{\varepsilon_{rad(x)}}{\varepsilon_{tan(r,x)}} = \frac{\ln\left(\frac{t(x)}{t_0}\right)}{\ln\left(\frac{r(x)}{r_0}\right)}, \quad (2)$$

donde ahora r y t se refieren a una capa.

Esta forma de plantear el parámetro, para la zona de transición en cuestión, nos dice que el Q será mayor en la cara interna y menor en la cara externa del tubo.

En diferentes modelos analíticos y publicaciones que proponen diferentes autores ([Furugen y Hayashi, 1984](#); [Abe et al., 1994](#); [Aubin et al., 2000](#); [Signorelli et al., 2004](#)) describen la cinemática de deformación para diferentes rutas de fabricación. Estas rutas dependen del herramental utilizado y ponen de manifiesto que el laminado del tubo dista de ser un proceso homogéneo. En un próximo trabajo está planteado conocer con más precisión la cinemática del proceso mediante el método de elementos finitos (FEM). En la [Fig. 3](#) se reproducen las componentes de deformación incrementales para un camino de deformación libre de grietas en la superficie. En el eje de la derecha se reproduce el valor de Q_n calculado a partir de las componentes en valor absoluto.

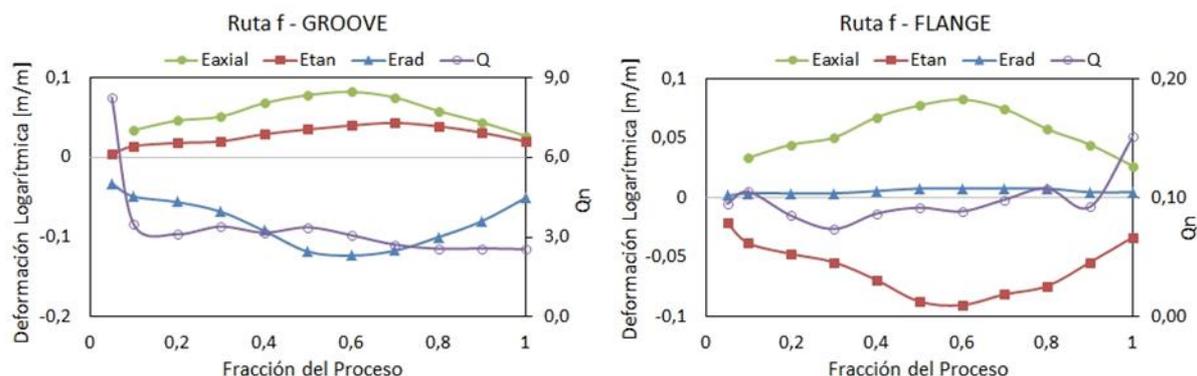


Figura 3: Componentes de deformación por paso (Abe et al., 1994).

En la Fig. 4 se representa como son las componentes de ε_{rad} y ε_{tan} para un mismo elemento de tubo en la sección axial, ya sea cuando este se encuentra en contacto entre el rodillo y el mandril, la zona Guiada (Groove) o cuando se encuentra rotado despegado del mandril, zona Embridada (Flange). El ángulo que determina cuanto abarca una zona u otra dependerá de las tensiones que se generan en el tubo por la geometría del herramental.

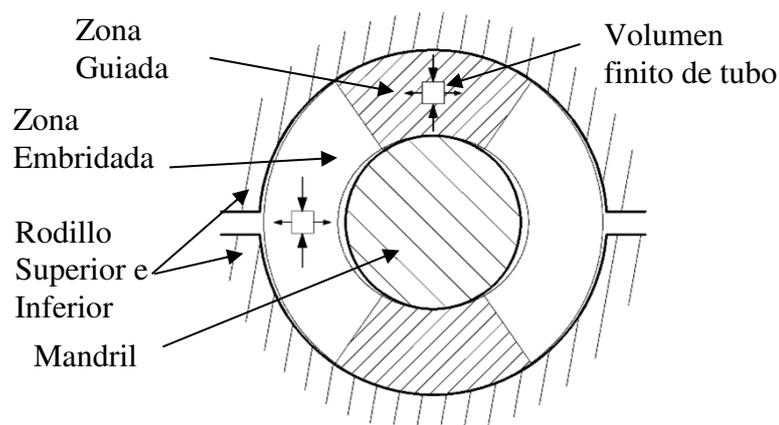


Figura 4: Componentes de deformación en la Sección axial (Abe et al., 1994).

Este análisis simple nos dice que un volumen finito de tubo se encontrará en un momento en una zona con un proceso de deformación con $Q > 1$ y en otro momento en una zona con un proceso de deformación con $Q < 1$.

Por lo tanto considerar al *-pilgering-* como un proceso homogéneo, asume que la deformación total es llevada a cabo de manera simultánea y que el tubo no rota.

3 ESTIMACIÓN DE LAS COMPONENTES DE DEFORMACIÓN GROOVE Y FLANGE EN LA ZONA DE TRANSICIÓN.

Con el objetivo de conocer en más detalle el proceso se calcularon las componentes de deformación incrementales de acuerdo al modelo de Aubin et al. (2000). La autora propone calcular las componentes de deformación guiada y embridada de la siguiente manera: primero se calculan las componentes de deformación guiada, y luego para calcular las componentes de la deformación embridada, calcula la deformación tangencial promedio distribuida en la sección axial del tubo. A continuación descompone esta deformación promedio en una

componente correspondiente a la zona guiada y otra correspondiente a la zona embreadada (Ec. 3 y 4).

$$\Delta\varepsilon_{\text{axial,g}} = -\ln\left(\frac{A_2}{A_1}\right).$$

Deformación Guiada

$$\Delta\varepsilon_{\text{rad,g}} = \ln\left(\frac{t_2}{t_1}\right). \quad (3)$$

$$\Delta\varepsilon_{\text{tan,g}} = -(\Delta\varepsilon_{\text{axial,g}} + \Delta\varepsilon_{\text{rad,g}})$$

$$\Delta\varepsilon_{\text{axial,f}} = -\ln\left(\frac{A_2}{A_1}\right).$$

Deformación Embreadada

$$\Delta\varepsilon_{\text{tan,f}} = \frac{2\pi \cdot \ln\left(\frac{r_{n2}}{r_{n1}}\right) - \int_g \Delta\varepsilon_{\text{tang}} \cdot d\theta}{\int_f d\theta} \quad (4)$$

$$\Delta\varepsilon_{\text{rad,f}} = -(\Delta\varepsilon_{\text{axial,g}} + \Delta\varepsilon_{\text{tan,g}})$$

Con la finalidad de simplificar el análisis, se utiliza solamente el área de la transición del tubo y no la del canal que se forma entre el rodillo y el mandril. Los subíndices 1 y 2 en las ecuaciones precedentes refieren al paso inicial y final, respectivamente; A es el área de la sección; t el espesor y r_n es radio nominal. En la Fig. 5 se reproducen las componentes estimadas para una relación determinada de ángulos flange y groove (θ_f/θ_g), elegida arbitrariamente con el fin de describir las componentes. Hay que destacar que esta estimación no considera la geometría del herramental, es decir el radio de alivio del rodillo ni el huelgo tubo-mandril. Aun siendo un planteo con bastantes simplificaciones, este modelo nos da importantes detalles de cómo son las componentes en cada zona de deformación.

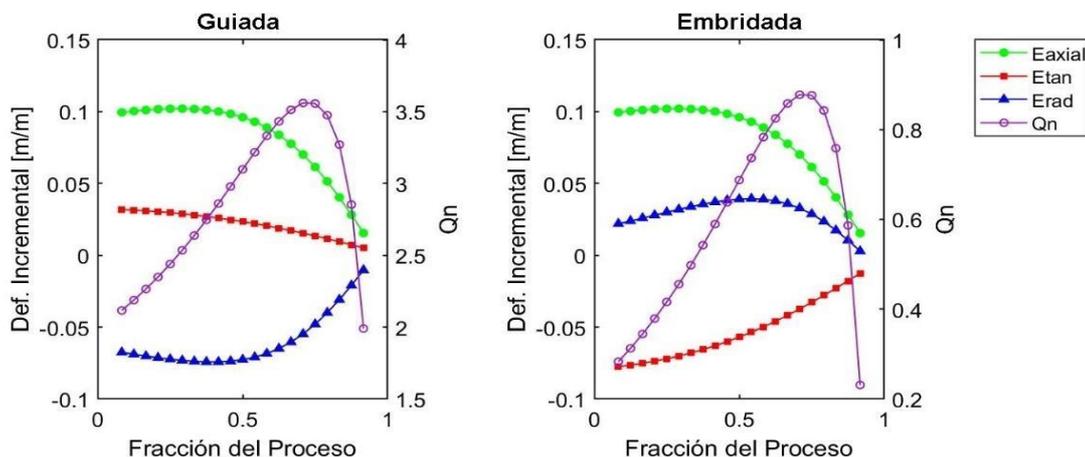


Figura 5: Estimación de las componentes de deformación para la zona de transición relevada y un $(\theta_f/\theta_g) = 1.4$.

4 MODELO VPSC

Contrariamente a los modelos completamente restringidos (FC), la aproximación autoconsistente representa a cada grano como una inclusión elipsoide viscoplástica heterogénea inmersa en un medio homogéneo equivalente (HEM). Esta aproximación toma en cuenta las propiedades anisotrópicas de los granos. Como inicialmente propusieron Molinari et al (1987) y Tomé y Lebensohn (1991), el modelo VPSC permite al grano deformar en forma diferente al policristal, de acuerdo a sus propiedades direccionales y la resistencia que

impone el medio al grano. Si una tensión o una tasa de deformación son aplicadas en la frontera externa del HEM, la heterogeneidad produce desviaciones locales de tensión y en la tasa de deformación de los granos vecinos. Cuando la respuesta local del medio es lineal, la interacción entre el grano y el HEM es resuelta usando el formalismo de inclusión de Eshelby (1957). Las propiedades del HEM no son conocidas a priori, y son ajustadas de forma autoconsistente para coincidir con el promedio de todos los granos en el policristal. A continuación, describimos el concepto relevante y las ecuaciones del modelo VPSC. Para una completa descripción de la formulación, el lector se debe dirigir a la publicación original (Lebensohn y Tomé 1993).

La ley constitutiva viscoplástica entre la velocidad de deformación y el desviador de tensión, en su forma pseudo-lineal, adopta la forma siguiente:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\gamma}_0 \sum_s \frac{\mathbf{m}^s \otimes \mathbf{m}^s}{\tau_c^s} \left| \frac{\mathbf{m}^s \boldsymbol{\sigma}}{\tau_c^s} \right|^{\frac{1}{m}-1} = \mathbf{M} : \boldsymbol{\sigma}, \quad (5)$$

donde $\dot{\gamma}_0$ es la velocidad de corte simple de referencia; s indica el sistema de deformación; \mathbf{m}^s es la parte simétrica del tensor de Schmid; m es el coeficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación; τ_c^s es la tensión de corte crítica y $\boldsymbol{\sigma}$ es el desviador del tensor de tensiones. La aproximación VPSC es caracterizada por la Ec (6) que relaciona a los tensores tasa de deformación y tensor desviador en cada grano ($\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$, $\boldsymbol{\sigma}$), con los promedios sobre todo el policristal ($\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}$ y $\bar{\boldsymbol{\sigma}}$). Esta vinculación se realiza por medio del tensor de interacción $\tilde{\mathbf{M}}$ el cual es una función del módulo general de la forma y orientación del elipsoide que representa al grano embebido en el HEM.

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \bar{\boldsymbol{\varepsilon}} = -\tilde{\mathbf{M}} (\boldsymbol{\sigma} - \bar{\boldsymbol{\sigma}}) \quad (6)$$

El módulo secante macroscópico $\bar{\mathbf{M}}$ se ajusta iterativamente a través de la ecuación de punto fijo siguiente:

$$\bar{\mathbf{M}} = \langle \mathbf{M} : (\mathbf{M} + \tilde{\mathbf{M}})^{-1} : (\bar{\mathbf{M}} + \tilde{\mathbf{M}}) \rangle \quad (7)$$

Una vez convergida la Ec. (7), se recalculan los estados locales de tensión y su promedio es confrontado con el valor macroscópico obtenido de la relación constitutiva. Dicha secuencia es repetida iterativamente hasta lograr convergencia. Finalmente, luego de resolver los estados locales, la orientación cristalográfica de cada grano es actualizada de acuerdo a la tasa de rotación total $\boldsymbol{\omega}$:

$$\boldsymbol{\omega} = \bar{\boldsymbol{\omega}} + \sum_s \mathbf{q}^s \dot{\gamma}^s + \tilde{\boldsymbol{\omega}}, \quad (8)$$

donde $\bar{\boldsymbol{\omega}}$ es la parte antisimétrica del tensor gradiente de velocidad $\bar{\mathbf{L}}$, \mathbf{q} es la parte antisimétrica del tensor de Schmid y el tensor $\tilde{\boldsymbol{\omega}}$ describe el desvío adicional en la tasa de rotación del elipsoide, asociado con la parte antisimétrica del tensor de Eshelby y el desvío local de la tasa de deformación en el grano.

Para describir la deformación viscoplástica del cristal se consideraron tres sistemas de deslizamiento y dos sistemas de deformación por maclado. El modelo de maclado que se utilizó es el modelo de Reorientación por Maclado Predominante PTR, (Tome y Lebensohn, 1991; Tomé y Lebensohn, 2009). Este consiste en comparar la fracción de Volumen Maclado Acumulado en el policristal ($V^{acc.mode}$) que se calcula según la Ec. (9) en cada paso de iteración, contra una fracción de Volumen Maclado Límite ($V^{th.mode}$). Este límite se calcula según se indica en la Ec. (10).

$$V^{acc.mode} = \sum_g \sum_s \gamma^{s,g} / S^s \quad (9)$$

$$V^{th.mode} = A^{th1} + A^{th2} \frac{V^{eff.mode}}{V^{acc.mode}} \quad (10)$$

Siendo g : grano u orientación representativa, s : sistema de maclado, $\gamma^{s,g}$: deformación por corte para el sistema s y grano g , S^s : deformación por corte característica del sistema s , A^{th1} y A^{th2} son coeficientes para calcular el valor inicial, $V^{eff.mode}$: fracción de Volumen Efectiva de granos reorientados por Maclado en el paso de iteración anterior. Si para un dado incremento se cumple que una orientación o grano $V^{acc.mode} > V^{th.mode}$, entonces el grano es reorientado completamente por maclado se actualiza $V^{eff.mode}$ y por lo tanto $V^{th.mode}$.

5 EXPERIMENTOS

Para caracterizar el gradiente de textura a través del espesor y validar las texturas simuladas se utilizaron como referencia texturas locales informadas (Juarez et al., 2019; Juarez et al., 2022). Estas fueron medidas mediante dos técnicas: i) utilizando Difracción de Electrones Retrodispersados (EBSD) en el Departamento de Materiales de la Universidad Eotvos Lorand (Budapest, Hungría) y ii) mediante Difracción de Rayos X de Sincrotrón (SXR) en el Laboratorio de Argonne, USA. En paralelo, se midió la textura inicial y la textura final global mediante la técnica de Difracción de Rayos X utilizando el difractor Empyrean de Panalytical, en el laboratorio LMFAE CNEA (Ezeiza).

Las figuras de polos medidas fueron recalculadas utilizando el software MTEX (Hielscher y Schaeben, 2008). La función distribución de orientación (ODF) calculada se discretiza en un conjunto de 3000 orientaciones para su utilización como dato de entrada en las simulaciones policristalinas. El valor de 3000 orientaciones asegura una buena representatividad de la ODF, manteniendo acotado los tiempos de cálculo.

En la Fig. 6 se muestran las Figuras de Polos correspondientes a la textura global inicial recalculada. En ella se aprecia que los polos basales tienen una orientación preponderantemente tangencial. Los factores de Kearns correspondientes a la textura Inicial son: $f_{axial} = 0.12$, $f_{tan} = 0.49$ y $f_{rad} = 0.39$.

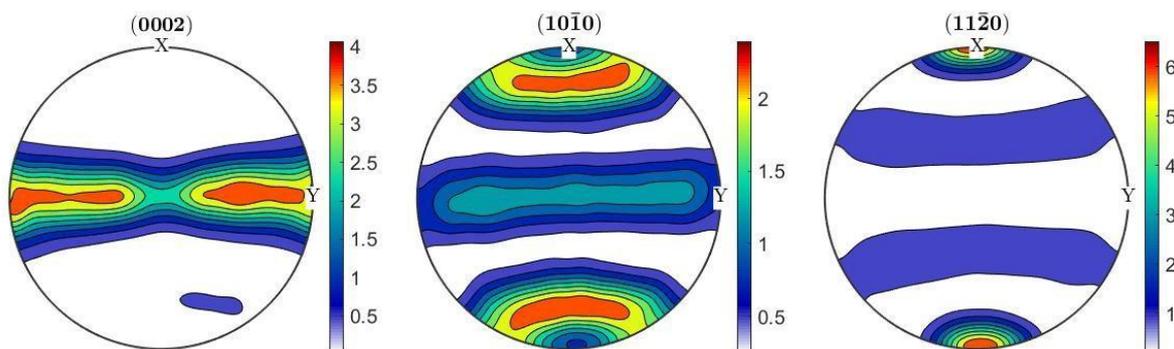


Figura 6: Figuras de Polos recalculadas correspondientes a la textura global experimental inicial.

En la Fig. 7 se muestran las Figuras de Polos correspondientes a la textura global final recalculada. Es decir la correspondiente a una reducción de área de 80%. En ella se aprecia la reorientación de los polos basales hacia la dirección radial y de los prismáticos hacia la dirección axial. Los factores de Kearns de la textura final son $f_{axial} = 0.1$, $f_{tan} = 0.46$ y $f_{rad} = 0.44$.

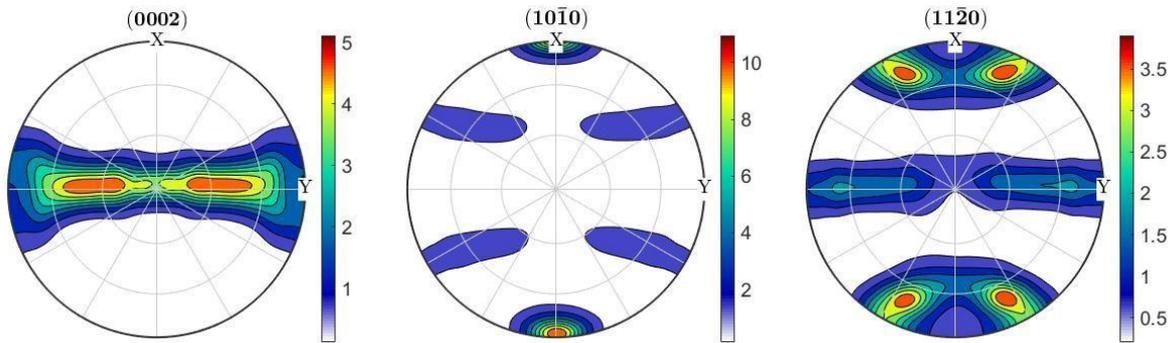


Figura 7: Figuras de Polos recalculadas correspondientes a la textura global experimental final.

6 SIMULACIÓN PILGERING EN VPSC.

Se asumen como modos de deformación potencialmente activos a nivel del cristal simple tres sistemas de deslizamiento $pr\langle a \rangle \{10\bar{1}0\}\langle 1\bar{2}10 \rangle$, $ba\langle a \rangle \{0001\}\langle \bar{2}110 \rangle$, $pyr\langle c+a \rangle \{10\bar{1}1\}\langle 11\bar{2}3 \rangle$ y dos sistemas de maclados $ttw \{10\bar{1}2\}\langle 10\bar{1}1 \rangle$, $ctw \{2\bar{1}1\bar{2}\}\langle 2\bar{1}1\bar{3} \rangle$. Estos modos de deformación se activan de acuerdo si su tensión resuelta crítica alcanza el valor de activación, el cual evoluciona siguiendo una ley de endurecimiento de Voce. Existe en la literatura una diversidad de valores de tensiones crítica para los diferentes modos de deformación mencionados (Lebensohn y Tomé, 1993; Den et al., 2021). En este trabajo, se definieron dos conjuntos de valores de tensiones críticas y de los correspondientes parámetros de endurecimiento (MODO I y MODO II), en los que se modifica el valor de tensión crítica del modo de deformación basal, por ser un modo que recientemente ha generado discusiones de interés. El MODO I propone una dificultad mayor de activación de los sistemas basales respecto del MODO II donde estos sistemas se les asignan una tensión crítica aún menor que los sistemas piramidales con la finalidad de análisis. Los valores utilizados son informados en la Tabla 1.

Coeficientes Voce	MODO I				MODO II			
	τ_0	τ_1	θ_0	θ_1	τ_0	τ_1	θ_0	θ_1
Prismático (pr)	1	1.1	90	1.2	1	1.1	90	1.2
Basal (ba)	6	8	150	2	2.3	2.8	150	2
Piramidal $pyr\langle c+a \rangle$	4	6	150	1	4	6	150	1
Macla de Tracción (ttw)	1.2	2	100	1	1.2	2	100	1
Macla de Compresión (ctw)	2.5	4	100	2	2.5	4	100	2

Tabla 1: Tensiones críticas de activación y endurecimiento.

Los parámetros de autoendurecimiento $h^{ss'}$ fueron de 20 excepto $h^{ttw,pr}$ que fue de 15. Se utilizó una relación de aspecto crítico de la inclusión igual a 5. Para el maclado se habilitó la opción de maclado secundario y se utilizaron los valores límites de $A^{th1} = 0.2$ y $A^{th2} = 0.5$.

La sensibilidad a la velocidad de deformación de los diferentes modos de deformación han sido impuesto iguales y con un valor de $n=l/m = 20$. El esquema de linearización utilizado ha sido tangente.

Se realizaron simulaciones de evolución de textura local, con la finalidad de analizar la evolución de la textura en las capas de material. Se describe la evolución de tres capas de

material, una capa interna, una intermedia y otra capa externa del tubo. A nivel global se aproximó la cinemática del proceso de *-pilgering-* con la finalidad de disponer de un primer estudio de la influencia de la heterogeneidad de la historia de deformación sobre la textura final predicha por el modelo.

6.1 DESCRIPCIÓN POR CAPAS DEL PROCESO.

Para describir la cinemática de deformación de la capa se asumió un proceso de deformación homogéneo, caracterizado a través del parámetro Q . Mediante esta estrategia se alcanzó un alto grado de acuerdo en la evolución de las texturas resultantes. Los valores de Q utilizados para las capas interna, intermedia y externa fueron fijados en 3.6, 2.8 y 2.1, respectivamente. En base a la definición del parámetro Q y la condición de incompresibilidad asumida, se tiene:

$$\begin{aligned} L_{11} &= 1 \\ L_{22} &= -\frac{1}{Q_{n+1}} \\ L_{33} &= -\frac{Q_n}{Q_{n+1}} \end{aligned} \quad (11)$$

Los resultados de la simulación para los casos Modo I y II se presentan en las [Figs. 8 y 9](#) como secciones del espacio de Euler para $\varphi_1 = 0$. En las mismas, cada fila corresponde a una dada ε_{rad} y su correspondiente porcentaje de CW, cada columna representa una posición en el espesor del tubo.

Las texturas obtenidas por el MODO I presentan un mejor acuerdo con las reportadas experimentalmente, dado que en la simulación de la capa interna, el MODO II tiende a alinear los polos basales con la dirección radial. La [Tabla 2](#) muestra la actividad de los modos de deformación basal para cada una de las 3 capas analizadas según los valores definidos en los casos MODO I y MODO II. Se observa en general una mínima participación del modo basal en la deformación total del material, aun en MODO II donde se le ha asignado una tensión crítica de activación menor a la correspondiente a los sistemas piramidales.

Actividad Basal	MODO I	MODO II
Capa Interior	< 1%	< 10%
Capa Intermedia	0	< 5%
Capa externa	0	< 5%

Tabla 2: Actividad aportado por el modo de deformación basal.

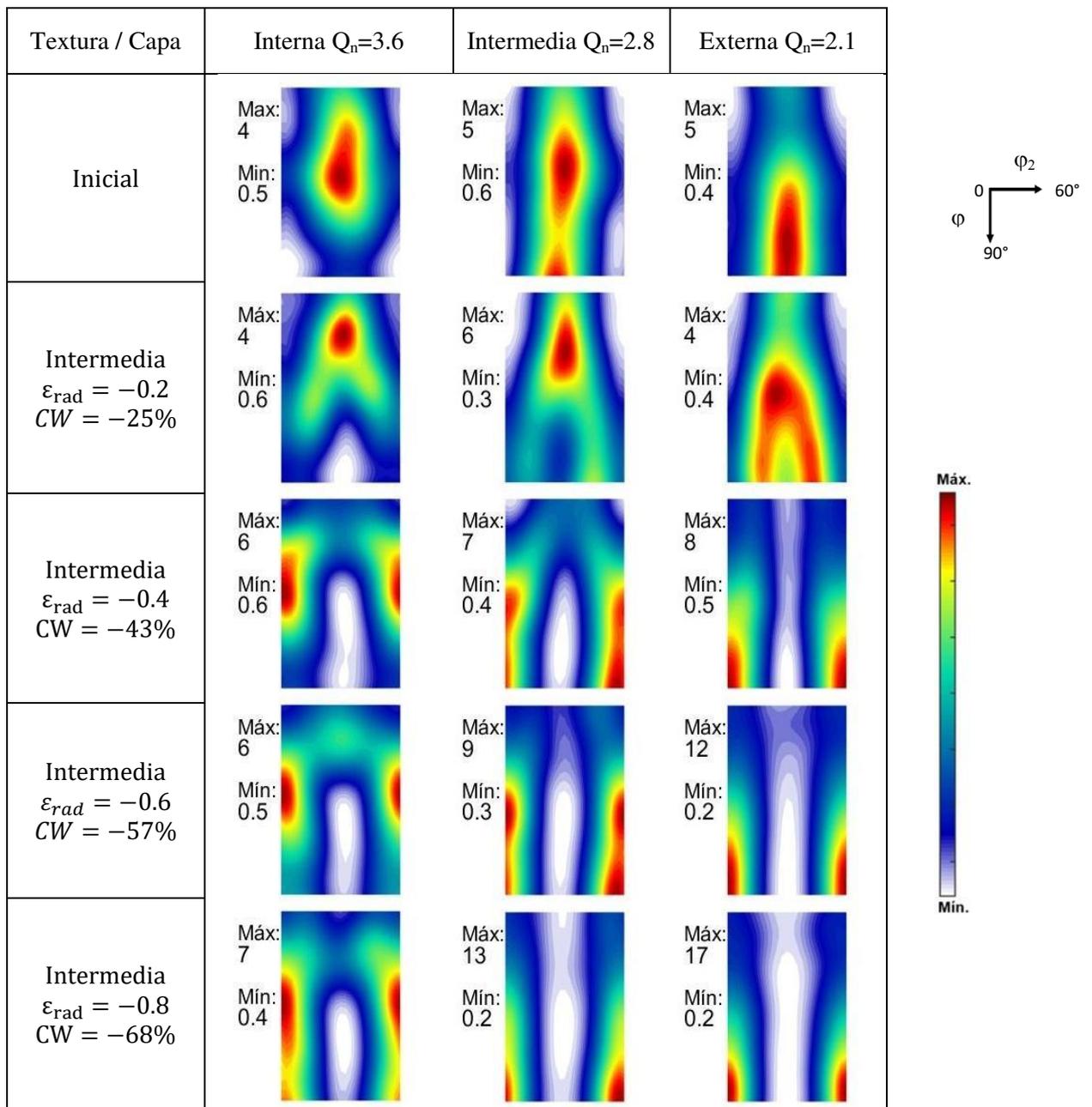


Figura 8: Evolución de la textura local MODO I, secciones $\varphi_1 = 0$.

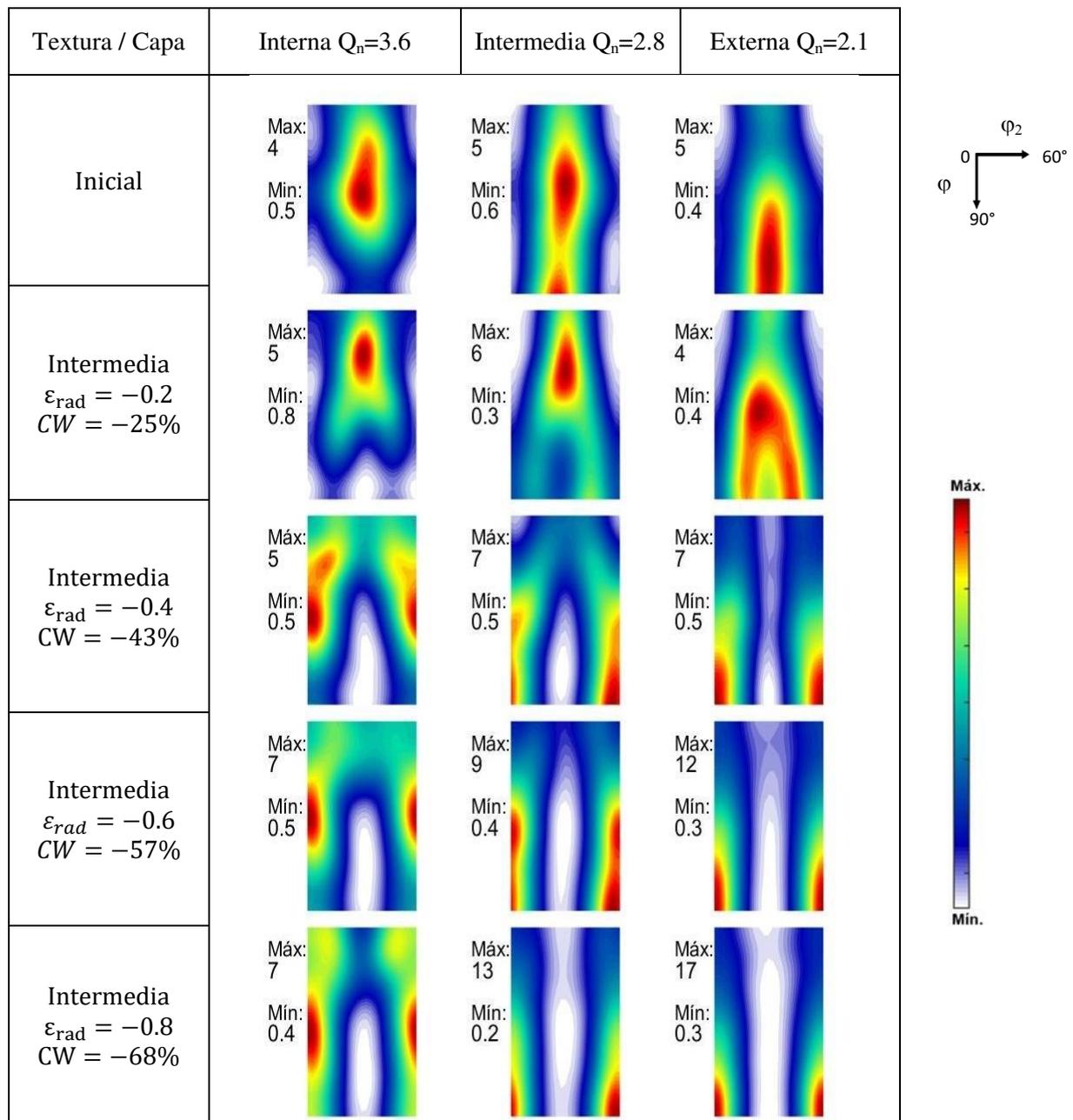


Figura 9: Evolución de la textura local MODO II, secciones $\varphi_1 = 0$.

6.2 DESCRIPCIÓN GLOBAL POR MEDIO DE UN PROCESO HETEROGENEO

Con el fin de aproximar la cinemática del *-pilgering-*, se estiman las componentes de deformación en base al modelo de [Aubin et al \(2000\)](#). Se modela el *-pilgering-* como una secuencia de pasos donde un elemento de tubo se encuentra en un momento en la zona guiada y a continuación en la zona embridada. El proceso se discretizó en 48 pasos, 24 en la zona guiada y 24 en la zona embridada intercalados. Se asumió como primera aproximación un valor constante de $L11 = 1$ para ambas zonas, a partir del cual y en función de los incrementos de deformación ([Fig. 10](#)) se estimó el incremento de tiempo correspondiente. Se utilizaron los mismos valores de tensiones críticas y endurecimiento que los empleados en la simulación por capas. La textura inicial que se utilizó fue la experimental. En la [Fig. 10](#) se muestran las componentes con las que se obtuvo el mejor acuerdo de simulación de textura. Estas difieren

a las estimaciones que se obtuvieron del modelo de Aubin en dos aspectos, no se cumple que la deformación axial es igual para cada zona y que al invertir el signo de las componentes $\Delta\varepsilon_{tan,g}$ y $\Delta\varepsilon_{rad,f}$ se obtuvo una textura muy concentrada y con los polos prismáticos invertidos, el porqué de este efecto podría ser consecuencia de las simplificaciones adoptadas, del modelo de inclusión o una redundancia en la cinemática.

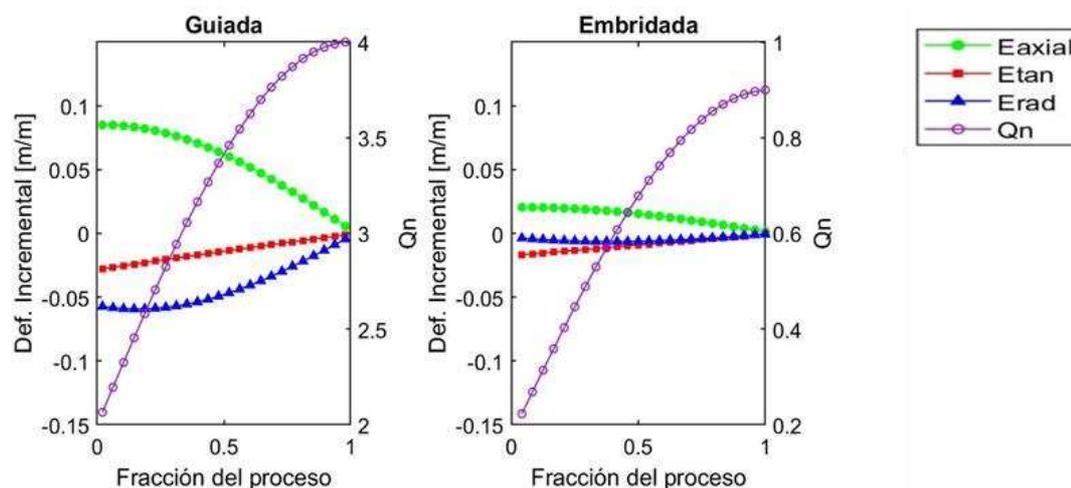
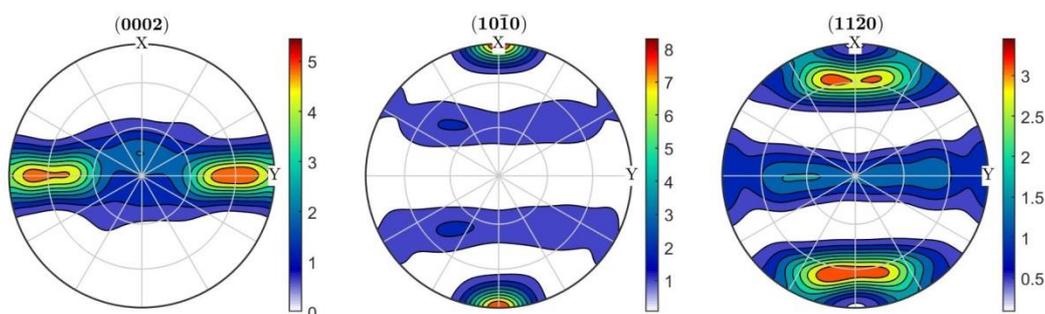


Figura 10: Cinemática empleada para la simulación de *-pilgering-*.

A continuación se reproducen las texturas finales simuladas. Las figuras de polo se muestran en la Fig. 11 y las secciones del espacio de Euler para $\varphi_1 = 0$ se muestran en la Fig. 12. Comparando las figuras de polo obtenidas para el MODO I y el MODO II, no se observan diferencias apreciables. Se observa una diferencia mínima en los factores de Kearns.

MODO I



MODO II

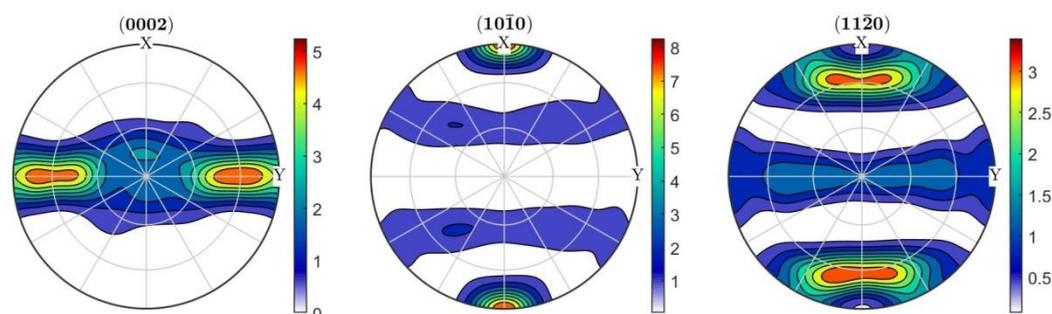


Figura 11: Figuras de polo correspondientes a la textura global final predicha. Factores de Kearns: MODO I $f_{axial}=0.07, f_{tan}=0.49, f_{rad}=0.44$; MODO II $f_{axial}=0.07, f_{tan}=0.48, f_{rad}=0.45$

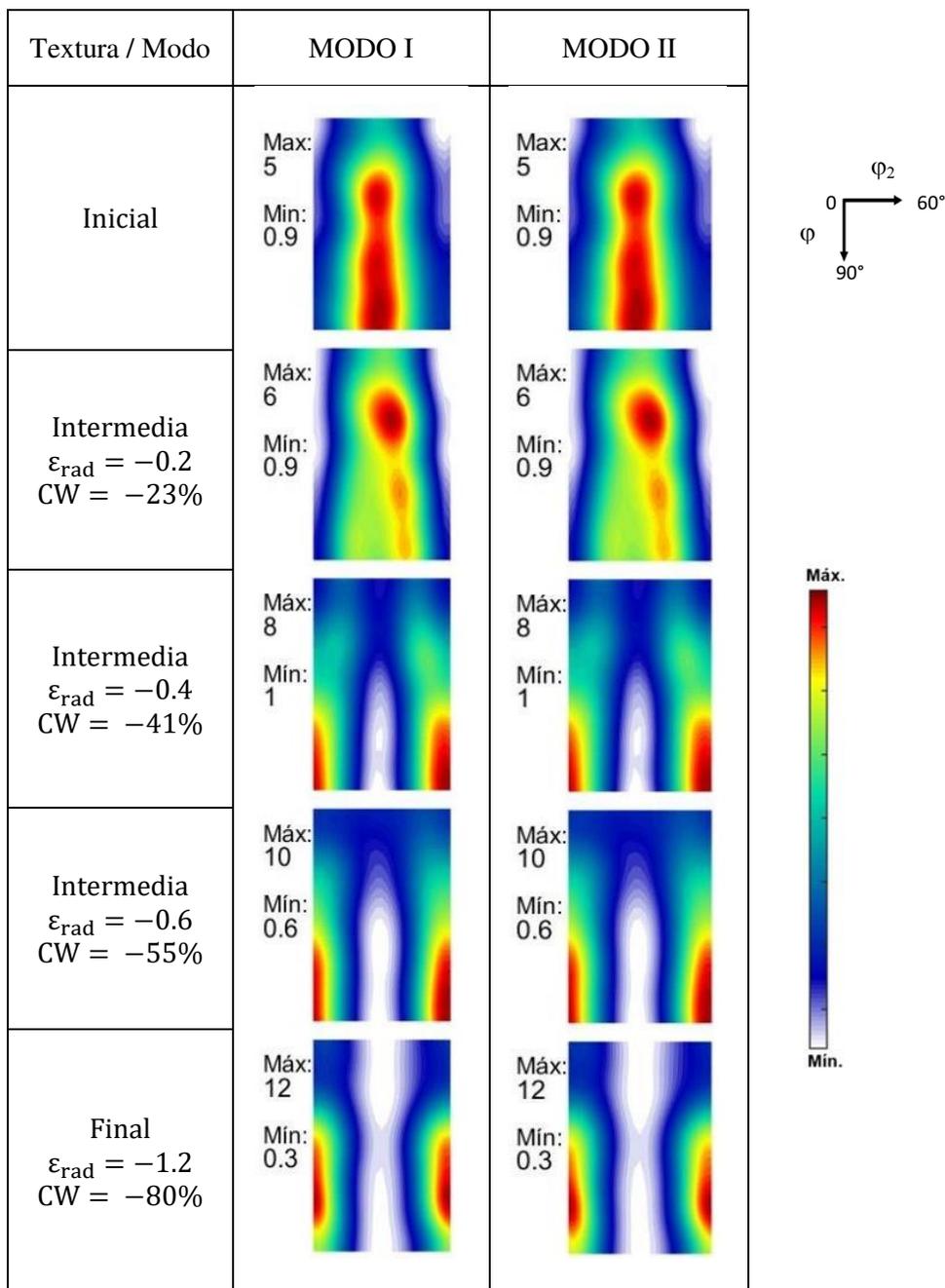


Figura 12: Texturas intermedias simulación global, secciones $\varphi_1 = 0$.

Respecto a las actividades de los sistemas, se observa que la principal para ambos casos fue el sistema Prismático. Mientras que la actividad del sistema basal no se observa en el Modo I y es menor a 0.05 en el Modo II, esto se aprecia en la Fig. 13.

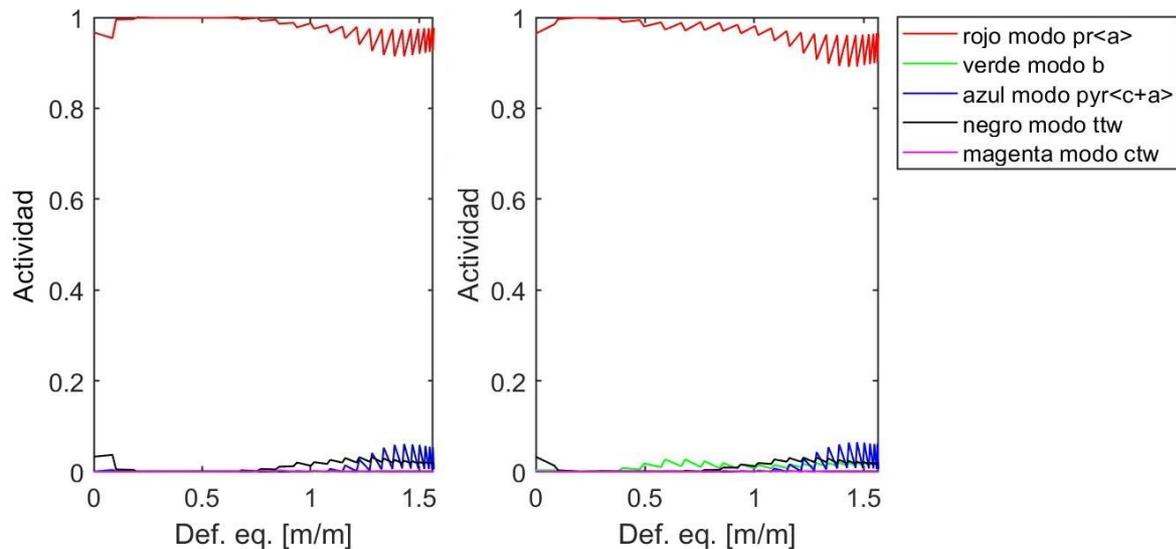


Figura 13: Actividad o corte relativo aportado por cada modo de deformación, izq. MODO I, der. MODO II.

7 CONCLUSIONES

Utilizando un único conjunto de tensiones críticas de activación y endurecimiento, se logró reproducir la evolución de la textura local y global del proceso de *-pilgering-* tanto para el MODO I como para el MODO II. La participación relativa del modo de deformación basal es claramente minoritaria para acomodar la deformación impuesta. No obstante, una pequeña actividad, no mayor al 10% (MODO II) en la simulación por capas tiende a alinear los polos basales con la dirección radial, aspecto que no se observa en las texturas medidas.

La descripción aproximada de la cinemática de deformación por medio de las componentes guiadas y embridadas, permitió obtener una primera aproximación a la evolución de la textura global, mejorando la predicción basada en un gradiente homogéneo.

AGRADECIMIENTOS

Agradezco a CONUAR-FAE y a Jorge Heredia por el aporte de información del proceso y a mis compañeros de LMFAE y PPAE CNEA por la colaboración que me prestaron para llevar a cabo los experimentos.

REFERENCIAS

- Eshelby J., The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion, and related problems, *Proceedings of The Royal Society*, A241, 376-396, 1957.
- Dillamore, I.L., Roberts, W.T., Preferred orientations in wrought and annealed metals. *Metals Reviews* 10, 271, 1965.
- Ballinger, R.G., Lucas, G.E., Pelloux, R.M., The effects of plastic strain on the evolution of crystallographic texture in zircaloy-2. *Journal of Nuclear Materials*, 126, 53, 1984.
- Furugen M., Hayashi C., Application of the theory of plasticity of the cold pilgering of tubes. *Journal of Mechanical Working Technology* V10 (3), 1984.
- Molinari A., Canova G.R., Ahzi S., A self-consistent approach of the large deformation polycrystal viscoplasticity. *Acta Metallurgica* 35, 2983-2994, 1987.
- Tenckhoff, E., Deformation mechanisms, texture, and anisotropy in zirconium and zircaloy, *ASTM 966*, 1988.
- Mahmood, S.T., Murty, K.L., Localized plastic flow, anisotropic mechanical properties and

- crystallographic texture in zircaloy sheet. *Journal of Materials Engineering*, 11, 315, 1989.
- Tomé C. N., Lebensohn R. A., Kocks U. F., A model for texture development dominated by deformation twinning: application to Zirconium alloys, *Acta Metallurgica et Materialia*, V39 (11), 2667–2680, 1991.
- Lebensohn R.A., Tomé C.N., A self-consistent anisotropic approach for the simulation of plastic deformation and texture development of polycrystals: application to zirconium alloys, *Acta metallurgica et materialia*, 41 (9) 2611–2624, 1993.
- Abe H., Furugen M., Hama T., Konishi T., Matsuda K., Fabrication Process of High Nodular Corrosion-Resistant Zircaloy-2 Tubing. *ASTM STP 1245*, 285-306, 1994.
- Lebensohn R.A., González M.I. Tomé C.N., Pochettino A.A., Measurement and prediction of texture development during a rolling sequence of Zircaloy-4 tubes. *Journal of Nuclear Materials*, V229 57-64, 1996.
- Aubin J.L., Montmitonnet P., Mulot S., Zirconium Alloy Cold Pilgering Process Control by Modeling. *ASTM STP 1354*, 460-481, 2000.
- Signorelli J., Turner P., Logé R., Una aplicación multi-escala para el proceso de conformado de tubos de zircaloy. *Mecánica Computacional*, V23, 179-191, 2004.
- Murty K.L., Charit I., Texture development and anisotropic deformation of zircaloys. *Progress in Nuclear Energy*, 48 (4), 325-359, 2006.
- Hielscher R., Schaeben H., A novel pole figure inversion method, specification of the MTEX algorithm. *Journal of Applied Crystallography*, 2008.
- Tomé C.N., Lebensohn R.A., Manual for Code Visco-Plastic self-consistent (vpsc) V7c, 2009.
- Juarez G., Buioli C., Flores A.V., Dellagnolo M., Santisteban J., Alvarez M.A.V., Azzinari D., Bianchi D., Revesz A., Hoffman M., Ungar T., Vizcaino P., Evolución de la textura cristalina en los procesos de fabricación de combustibles y componentes internos de reactores nucleares de potencia. *Ciencia e Investigación*, T69, 5-32, 2019.
- Deng S., Song H., Liu H., Zhang S., Effect of uniaxial loading direction on mechanical responses and texture evolution in cold pilgered Zircaloy-4 tube: Experiments and modeling. *International Journal of Solids and Structures*, 213, 2021.
- Juarez G., Alvarez M.A.V., Santisteban J., Almer J., Luzin V., Vizcaino P., Global and local texture development during initial plastic deformation of cold-pilgered Zircaloy-4 tubing. *Journal of Nuclear Materials*, V558, 2022.