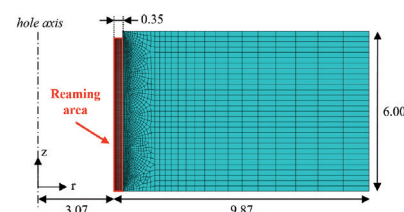


Simulación numérica del proceso de escariado en aluminio 2024-T351 – análisis de la evolución del estado tensional del material



Numerical simulation of the reaming process in aluminium 2024-T351 – analysis of the evolution of the material stress state



Alexandra Lacombe¹, Yann Landon¹, Manuel Paredes¹, Clément Chirol² y Audrey Benaben²

¹ ICA. Université de Toulouse. UPS, INSA, ISAE-SUPAERO, MINES-ALBI, CNRS. Rue Caroline Aigle, 3 - 31400 Toulouse (France).

² AIRBUS France. Rue Marius Tercé, 18 - 31300 Toulouse (France).

DOI: <http://dx.doi.org/10.6036/8900> | Recibido: 04/07/2018 • Inicio Evaluación: 09/07/2018 • Aceptado: 24/09/2018

ABSTRACT

- In aircraft assemblies, holes for fastening are critical areas from where fatigue damage can be initiated, especially for metal parts. Depending on the operating conditions of the various stages of the machining process of the hole (drilling, reaming, cold expansion, second reaming), the manufacturers observe significantly different fatigue strength of the structures. To optimize the behavior of the aircraft assemblies, the manufacturers want to understand the impact of the whole machining process of the hole on the material characteristics of the part. They investigate particularly the residual stress state in the hole edge zone which can be significantly different depending on the operating conditions. This paper investigates the influence of the reaming process in an aluminum 2024-T351 part with initial material state not clean of mechanical stress. Indeed, before the final reaming, the parts undergo at least a drilling operation, and sometimes a cold expansion operation. For this study, in collaboration with Airbus, the simulated reamed part has been pre-stressed by the cold expansion process. Both processes are simulated using a finite element model with Abaqus. The implemented strategy to simulate the reaming process is based on the progressive deactivation of mesh elements. The obtained results show a low relaxation of the circumferential and radial residual stresses in the part during the reaming simulation.
- **Keywords:** Reaming, numerical simulation, residual stress, aluminum

RESUMEN

En los ensamblajes de aviones, los taladros para la fijación son áreas críticas desde las que se pueden iniciar daños por fatiga, especialmente en las piezas metálicas. Dependiendo de las condiciones de trabajo de las distintas etapas del proceso de mecanizado del taladro (taladrado, escariado, expansión en frío, segundo escariado), los fabricantes observan una resistencia a la fatiga significativamente diferente de las estructuras. Para optimizar el comportamiento de los ensamblajes del avión, los fabricantes quieren entender el impacto de todo el proceso de mecanizado del taladro en las características del material de la pieza. Ellos investigan particularmente el estado de la tensión residual en la zona del borde del taladro, que puede ser significativamente diferente dependiendo de las condiciones de trabajo.

Este trabajo investiga la influencia del proceso de escariado en una pieza de aluminio 2024-T351 con un estado inicial del

material no limpio de esfuerzos mecánicos. De hecho, antes del escariado final, las piezas se someten al menos a una operación de taladrado y, a veces, a una operación de expansión en frío. Para este estudio, en colaboración con Airbus, la pieza escariada simulada ha sido pretensada por el proceso de expansión en frío. Ambos procesos se simulan mediante un modelo de elementos finitos con Abaqus. La estrategia implementada para simular el proceso de escariado se basa en la desactivación progresiva de los elementos de la malla. Los resultados obtenidos muestran una ligera relajación de las tensiones residuales circunferenciales y radiales en la pieza durante la simulación de escariado.

Palabras clave: Escariado, simulación numérica, tensiones residuales, aluminio

1. INTRODUCCIÓN

Los taladros de fijación en estructuras mecánicas son zonas críticas para el inicio de los daños por fatiga, especialmente para las piezas de metal. El estudio experimental de la resistencia a la fatiga y modos de fallo de uniones atornilladas de aleación de aluminio de piezas es el tema de diversos trabajos experimentales [1-5]. Se observan diferentes modos de fallo. Algunos fallos se producen por el deslizamiento, con grietas que inician en el borde del agujero, y otros se producen por la fatiga, con grietas que inician lejos del borde del taladro. Los campos de tensiones residuales cercanos al taladro tienen un impacto en el rendimiento frente a fatiga de las piezas taladradas [6, 7]. Las tensiones residuales de compresión resultan en un aumento significativo de la vida frente a fatiga. De hecho, este tipo de tensión induce un efecto de cierre en la fisura, mientras que las tensiones residuales de tracción producen un efecto de apertura en la grieta. Así, en la industria aeronáutica, los procesos han sido desarrollados con el fin de introducir un campo de tensiones residuales de compresión en las proximidades de los taladros [8]. La fijación por ajuste de interferencia [9-11] o el proceso de expansión en frío [12-16], que consisten en la introducción de un bulón cónico con un alto nivel de interferencia, permiten mejorar considerablemente la vida frente a fatiga de uniones de aleación de aluminio. Los campos de tensiones residuales de compresión, introducidos mediante estos dos procesos, son bien conocidos por ser extensivos y llegar a valores altos. Sin embargo, otros procesos implicados en el mecanizado del taladro de fijación, tales como el taladrado y el escariado, dejan también una región de alteración de material a lo largo de los bordes del orificio que pueden provocar un campo de tensiones

residuales. Incluso si estos campos de tensiones residuales inducidos son mucho menores que los producidos por un proceso de expansión en frío, influyen en el comportamiento a fatiga de la pieza taladrada [17]. Por lo tanto, necesitan estar mejor definidos para ser considerados en la metodología para la predicción de vida.

La generación de tensiones residuales durante el mecanizado es un fenómeno complejo de simular numéricamente. Involucra fenómenos: mecánicos y térmicos. Por un lado, la simulación de corte de metal, la cual se asocia con grandes deformaciones, requiere métodos Eulerianos. Por otra parte, la predicción de tensiones residuales, que requiere del conocimiento de la historia de carga de cada una de las partículas del material, requiere métodos de Lagrange. Por lo tanto, varios autores han considerado desarrollar modelos numéricos "disociados", compuestos por un primer modelo que simula el corte, permitiéndoles obtener una carga termo-mecánica equivalente que se aplica directamente en un segundo modelo sobre la pieza acabada. Este es por ejemplo el caso de Girinon [18], quien, en su trabajo sobre simulación numérica de perforación en metales duros, desarrolla un modelo rígido ALE de eliminación de material y, a continuación, extrae la carga térmica en la pieza para después aplicarla en un segundo modelo puramente Lagrangiano. Otros autores, como Ozel [19], en su trabajo sobre la simulación del torneado de metales duros, desarrolla un modelo único de Lagrange mediante software y en el que la viruta que se separa de la pieza se logra mediante continuos remallados. Todavía otros, como Valiorgue [20], quien también trabaja en el torneado de metales duros, evita la modelización del corte del material mediante la identificación experimental de la carga termo-mecánica equivalente a aplicar en su modelo de Lagrange. Por último, otros autores adoptan estrategias de modelizado aún más simples para el escariado. A fin de simular el proceso de escariado en frío, después de la expansión en su modelo de elementos finitos, Achard Huang [21] y [22], opta simplemente por desactivar los elementos de malla situados en la zona de escariado de la pieza y Chakherlou Ismonov [23] y [24] decide reducir la rigidez de los elementos cerca del taladro hasta casi cero.

Este documento se centra en el estudio numérico de la modificación del estado de tensiones de un aluminio 2024-T351 parte durante el proceso de escariado, que ha sido escasamente estudiado. Esta aleación fue seleccionada debido a su uso en la mayoría de la flota actual de aviones comerciales. La mayoría de los autores que estudian la simulación numérica de procesos de mecanizado, consideran un material carente de estrés mecánico y térmico. Sin embargo, en la industria aeronáutica, las piezas no presentan un estado de tensiones cero antes de escariar, ya que sufren al menos una operación de taladrado y, en ocasiones, una operación de expansión en frío. Así, resulta interesante realizar un estudio sobre el impacto del proceso de escariado teniendo en cuenta la historia de las cargas aplicadas a la pieza. Para ello, se ha desarrollado un modelo numérico considerando una pieza en estado pretensado. El estado tensional inicial de la pieza es introducido a través de la simulación numérica del proceso de expansión en frío.

2. MODELO NUMÉRICO

En el modelo de elementos finitos (FEM) desarrollado con Abaqus por Achard [21], que representa el proceso de expansión en frío, es asumido y adaptado a la expansión en una pieza de aleación de aluminio con el fin de generar un estado de tensión antes de escariado. El modelo, que se presenta en la Figura 1, representa la pieza y las diferentes piezas del utillaje: el bulón cónico, la camisa y la garra.

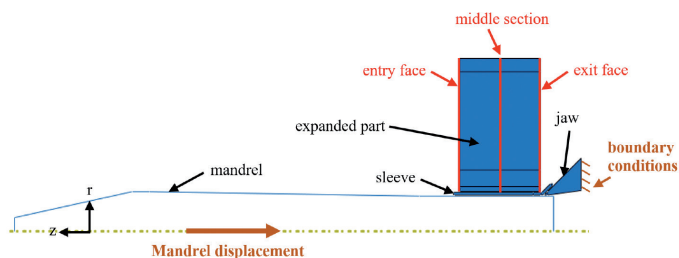


Fig. 1: Modelo de elementos finitos del proceso de expansión en frío

Todas las piezas respetan las dimensiones impuestas por las especificaciones industriales para obtener un diámetro de orificio final de 6,84 mm y el espesor de la pieza es de 6 mm. La tasa de expansión simulada es del 6%, a fin de generar importantes campos de tensiones residuales en la pieza para observar mejor la influencia del proceso de escariado en el resto del estudio. El modelo 2D de la pieza presenta una geometría axi-simétrica, mientras las cargas y las condiciones de contorno son compatibles con esta hipótesis de comportamiento.

2.1. MATERIALES

La aleación de aluminio 2024-T351 es ampliamente utilizada en la industria de la aviación por su baja densidad, su alto rendimiento a fatiga y alta tolerancia frente a la aparición de daños. Esta aleación es endurecida por precipitación; sus propiedades mecánicas son determinadas por un tratamiento térmico (T3) aplicado al material después de su conformación. Este tratamiento térmico induce la precipitación controlada de algunas fases del material y, así, un incremento en las propiedades mecánicas mediante el bloqueo del movimiento de las dislocaciones. De acuerdo con la caracterización microestructural de la aleación 2024-T351 y liderado por Huda [25], las elevadas propiedades mecánicas de esta aleación son asociadas a tres tipos de inclusiones: Al-Cu, Al-Cu-Fe-Mn y Al-Cu-Fe-Si-Mn.

El tratamiento térmico T3 se refiere a un tratamiento de tres etapas: solución tratada con calor, enfriada y naturalmente envejecida. El tratamiento T-51 indica que después del enfriamiento, el material se alivia del estrés mediante estiramiento controlado (deformación plástica alrededor del 2%).

En el modelo numérico, el comportamiento mecánico de las piezas se define según diferentes leyes constitutivas y las piezas con diferentes materiales. El bulón de acero puede ser considerado y modelado como un cuerpo rígido en relación con la pieza expandida de aluminio. Los datos del material de las otras tres piezas han sido proporcionados por Airbus y son confidenciales. Por lo tanto, no se presentan en el documento. Sin embargo, un gráfico

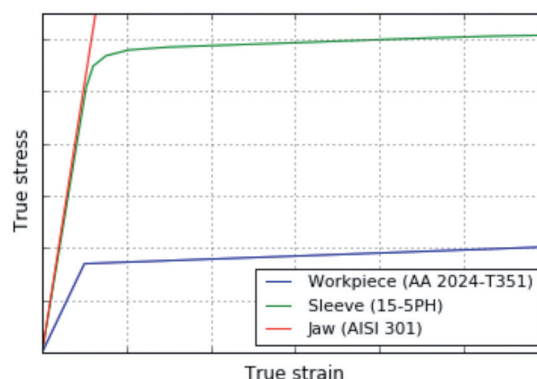


Fig. 2: Leyes constitutivas de las piezas del modelo numérico

que representa las leyes constitutivas de las piezas, sin unidades, se presenta en la Figura 2 para propósitos de ilustración. El comportamiento elástico de estas tres piezas es considerado como isotrópico. La garra de acero, que sufre sólo una escasa deformación plástica, se modela con una simple ley elástica constitutiva. El comportamiento mecánico de la camisa de acero y la pieza de aluminio, que se someten a una severa deformación plástica, es descrito por leyes elasto-plásticas constitutivas. El comportamiento plástico de la pieza es modelado mediante un endurecimiento cinemático lineal y el comportamiento plástico de la camisa es modelado mediante un endurecimiento isótropo.

2.2. SIMULACIÓN DEL PROCESO DE EXPANSIÓN EN FRÍO

A fin de simular la cinemática proceso de expansión, un desplazamiento de -40 mm, en la dirección del eje de revolución del modelo (eje z), se impuso en el bulón mientras que la cara inferior de la garra es fija. Estas limitaciones son condición suficiente para garantizar el correcto posicionamiento de las piezas entre sí. De hecho, las fuerzas axiales aplicadas sobre la camisa y la pieza de trabajo, durante la simulación del proceso de expansión en frío, son recuperadas por la garra fija actuando en las zonas de contacto. Cuatro zonas de contacto son consideradas mediante el método de discretización «superficie a superficie». El área de contacto entre la superficie interior de la camisa y el bulón se define con un coeficiente de fricción muy bajo (0.005), con el fin de aplicar una carga axial razonable sobre la camisa y considerar la separación del manguito. De hecho, en la práctica la camisa está separada, lo cual limita la carga axial aplicada. El área de contacto entre la superficie exterior de la camisa y la pieza de trabajo y entre el manguito y la garra se define con un coeficiente de fricción de 0.1, a fin de asegurar el correcto posicionamiento relativo de las piezas. Se ha considerado un coeficiente de fricción de 0.1 para simular el contacto entre el bulón y la garra.

El paso de cálculo, correspondiente a la simulación del proceso de expansión en frío con el desplazamiento axial del bulón, es seguido por un paso denominado "recuperación" en el que se simula la retirada de la camisa. Durante este paso, los contactos entre los elementos están desactivados y no se aplica carga. Esto permite que la pieza alcance un nuevo estado tensional.

2.3. SIMULACIÓN DEL ESCARIADO

El estado de tensiones residuales obtenido en la pieza expandida, tras el paso de recuperación inicial constituye el estado de tensiones inicial para la simulación del proceso de escariado.

El escariado es simulado mediante la desactivación de elementos de malla a través de la interacción «cambio de modelo» en Abaqus. Esta opción permite bajar a cero las fuerzas y flujos de tensión que la zona a eliminar está ejerciendo sobre el resto del modelo de la pieza, en los nodos de la frontera en dicha zona. Para simular el escariado en el modelo, los elementos desactivados están ubicados en una franja a lo largo de la altura de la pieza, en el borde del taladro y con una anchura de 0.35 mm. Se comparan dos estrategias para simular el proceso de escariado de proceso. La primera es similar a la aplicada en el trabajo de Achard [21]: todos los elementos del área de escariado están desactivados en el mismo paso de cálculo. Esta estrategia de modelado permite obtener el último estado de tensiones residuales después del escariado, que será llamado « escariado global» en este estudio. La segunda estrategia consiste en la desactivación de los elementos por varias etapas, a lo largo de la altura de la pieza, a fin de simular el avance progresivo de la herramienta durante el escariado. 19 pasos de cálculo, cada uno correspondiente a la desactivación de alrededor

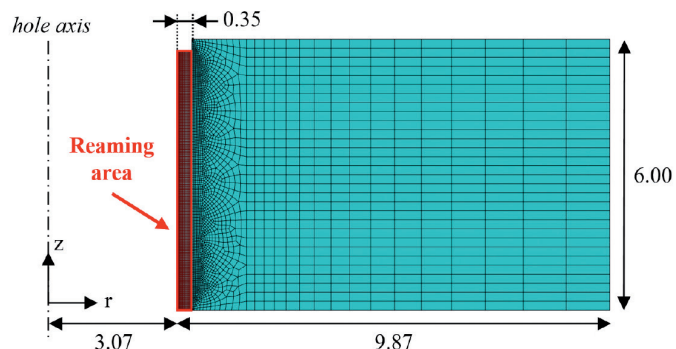


Fig. 3: Representación de la zona de escariado y los elementos desactivados en el primer paso de cálculo para el escariado progresivo (dimensiones en mm)

de diez elementos en el grosor, se llevan a cabo (Figura 3). Esto permite la obtención de la historia del estado de tensiones en la pieza durante el escariado. Esto se llama «escariado progresivo».

Por lo tanto, ninguna de las dos estrategias de modelado toma en cuenta los efectos térmicos producidos durante el escariado. El objetivo es estudiar únicamente el impacto de la eliminación del material en el estado de tensiones de la pieza, lo cual no puede estudiarse experimentalmente por separado. Ambas estrategias de modelado deberían proporcionar resultados similares. En el caso del escariado progresivo, la cinética del mecanizado es explotada para definir los pasos de cálculo (altura de elementos desactivados y duración del paso). El efecto del tiempo tendrá sentido cuando sea implementado otro modelo en el cual se considere la carga térmica progresiva.

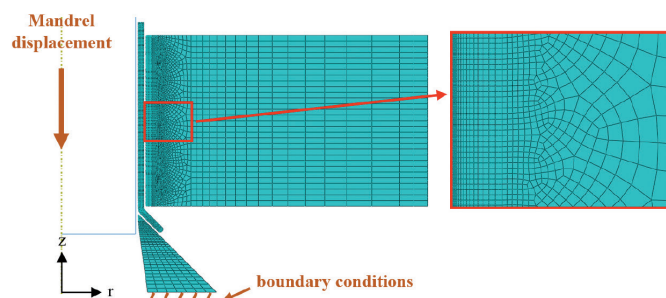


Fig. 4: Malla del modelo numérico

2.4. MODELO ABAQUS

La malla, que se presenta en la Figura 4, es refinada y compuesta de elementos bicuadráticos con ocho nodos (CAX8) en las áreas de alta plasticidad (camisa y área del borde del taladro en la pieza). Estos elementos, que implican cálculos de tensiones y deformaciones en 8 puntos de integración por elemento, permiten proporcionar resultados precisos que consideren adecuadamente los fenómenos plásticos. El resto de la pieza y la garra están mallasados en elementos bilineales con cuatro nodos, utilizando una integración reducida (CAX4R). Estos elementos, que utilice una integración reducida, implican un cálculo de tensiones y deformaciones sobre únicamente un punto de integración por elemento. Esto permite ahorrar tiempo computacional sin perder precisión durante los cálculos de las ligeras deformaciones plásticas de las zonas estudiadas.

En este estudio, los efectos de la inercia son descartados. Por lo tanto, se considera que el problema es cuasi-estático y se resuelve con Abaqus/Standard, que usa un esquema de integración del tiempo implícito. Con este método iterativo, el cálculo de las cantidades actuales en un paso de tiempo se basa en las cantida-

des calculadas en el paso anterior (1). La ventaja de este plan de integración es que, incluso si se toman medidas de tiempo grande, la solución permanece estable. Sin embargo, la desventaja es que requiere el cálculo de la inversa de la matriz de rigidez no diagonal, lo cual puede consumir tiempo [26].

$$\Delta \mathbf{u}^{(i+1)} = \Delta \mathbf{u}^{(i)} + \mathbf{K}_t^{-1} \cdot (\mathbf{F}^{(i)} - \mathbf{I}^{(i)}) \quad (1)$$

$\Delta \mathbf{u}$: Incremento de desplazamiento
 $\mathbf{K}_t$: Matriz de rigidez tangente actual
 $\mathbf{F}$: vector de carga aplicada
 $\mathbf{I}$: vector de fuerza interna

3. RESULTADOS

Durante la simulación, la expansión en frío genera tensiones residuales en la pieza a lo largo de las tres direcciones: axial, radial y circunferencial.

La Figura 5 muestra los estados tensionales en las tres direcciones, después de la expansión en frío y considerando las simulaciones del escariado global y del escariado progresivo.

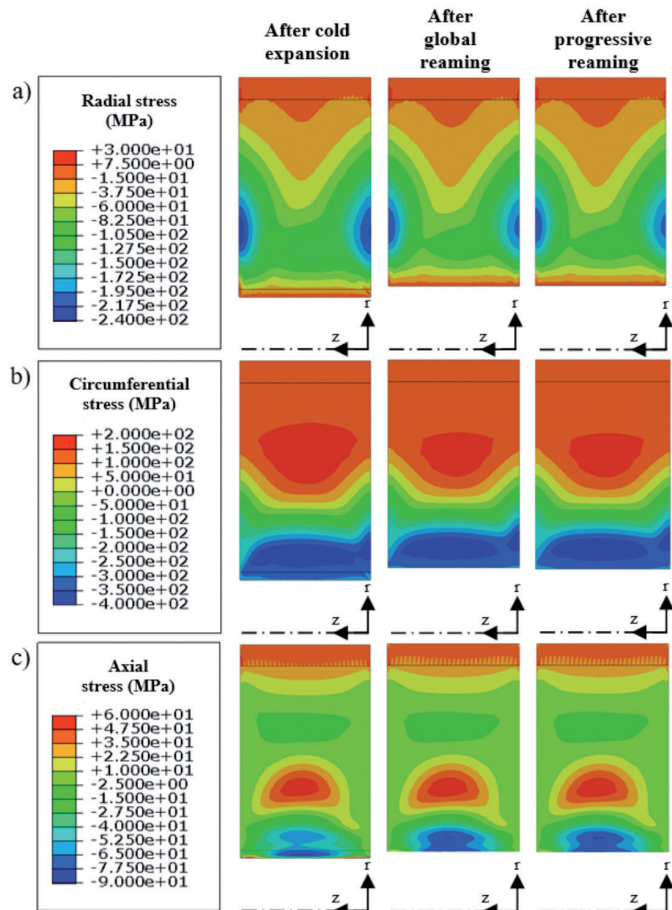


Fig. 5: Estados tensionales obtenidos en las simulaciones de pieza final: expandida en frío (primera columna), escariado global (segunda columna) y escariado progresivo (tercera columna): radial (a), circunferencial (b), y axial (c)

Estos resultados muestran una distribución no homogénea de las tensiones residuales en la pieza después de la expansión en frío y los procesos de escariado. El método, consistente en desactivar los elementos para simular el proceso de escariado no parece afectar el estado tensional final de la pieza.

Las tensiones residuales axiales son ampliamente inferiores a las tensiones radiales y circunferenciales. Por lo tanto, el resto del estudio se centra en las dos últimas.

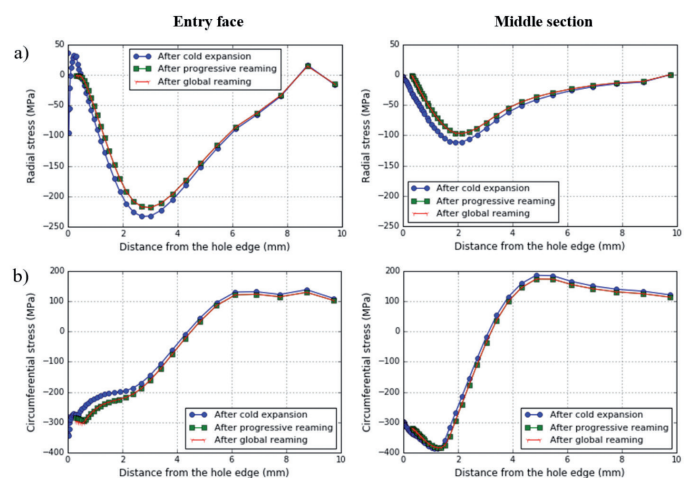


Fig. 6: Evolución de las tensiones radial y circunferencial (a) y (b), a lo largo de la cara de entrada (1ª columna) y la sección intermedia de la pieza (2ª columna), después de las simulaciones de la expansión global y progresiva en frío

Se puede observar una escasa influencia de la simulación en el estado de tensiones residuales final de la pieza. El campo de tensiones residuales radial sufre un progresivo desplazamiento en la dirección radial durante la simulación del escariado. Los dos puntos de compresión, sobre las caras de entrada y salida, están ligeramente relajados y la tensión residual radial tiende a homogeneizarse en todo el espesor de la pieza. Esta relajación podría estar relacionada con la reducción de la deformación axial en el borde del taladro, en las caras de entrada y salida, que se genera durante el proceso de expansión en frío y que a veces se denomina «efecto volcán». En cuanto al campo de tensiones residuales circunferencial, esta relajación simplemente se trunca en el área de escariado. Así, se obtiene un estado de tensiones de compresión superior, favoreciendo una larga vida frente a la fatiga en la zona del borde del taladro.

Las simulaciones correspondientes a la expansión global y a la expansión progresiva, considerando las tensiones residuales radiales y circunferenciales en la cara de entrada y la sección central de la pieza una vez expandida en frío, se muestran en la Figura 6. Las tensiones radiales son compresivas y tienen un perfil característico. Tienden a anularse en el borde del taladro y en el borde exterior de la pieza. Las tensiones circunferenciales son de naturaleza mixta, con un pico de compresión en el borde del agujero y luego una zona de tracción lejos del agujero.

Se observa una relajación de las tensiones residuales radiales durante la simulación del escariado, con un 7% de reducción en el pico de compresión en la cara de entrada y un 15 % en la sección central. La variación de las tensiones residuales circunferenciales sólo es significativa en la cara de entrada, con un aumento del 6 % y un pequeño desplazamiento del pico de compresión. Aunque el nivel de tensión residual cambia durante la simulación del escariado, la heterogeneidad del estado tensional en la pieza es evidente. De hecho, las curvas de tensión residual obtenidas después de simular los procesos de expansión en frío y escariado presentan formas similares. Los cambios en los estados de tensiones residuales están ubicados en el área cerca del borde del taladro.

Los resultados finales obtenidos con las dos estrategias de simulación para escariar son idénticos. Esto confirma la equivalencia de los dos métodos para obtener el estado de tensiones residuales de la pieza al final del proceso de escariado. El método de escariado progresivo parece sin embargo más interesante, porque permite conocer los estados tensionales intermedios durante el proceso.

La evolución de los campos de tensión residual durante el escariado progresivo está estudiada para entender mejor el impacto del proceso sobre las características del material de la pieza. Para este propósito, las tensiones radiales y circunferenciales son medidas en los 9 elementos distribuidos según la altura y la profundidad de la pieza. La ubicación de estos elementos se describe en la Figura 7.

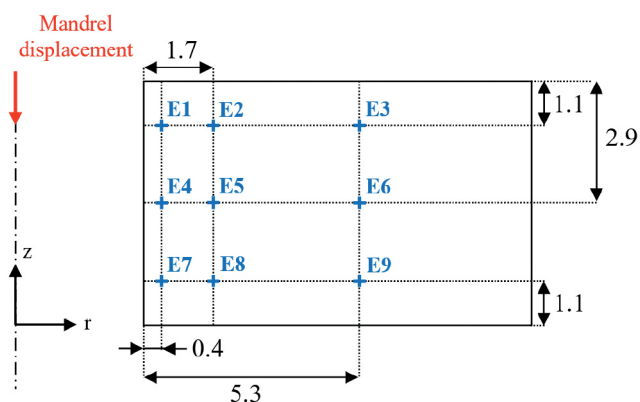


Fig. 7: Localización de elementos seleccionados (centro) en mm sobre la pieza, tras la simulación de la expansión en frío, para la generación del informe de resultados de restricciones

La evolución de tensiones residuales para cada elemento se presenta en la Figura 8. En estos gráficos, la línea punteada indica la posición de los elementos en los que los valores de tensión son medidos en relación con la profundidad de la pieza.

La evolución de las tensiones residuales durante el proceso de escariado presenta diferentes formas en función de los elementos considerados. Un equilibrio de tensiones toma lugar gradualmente cuando las bandas de elementos son desactivadas para los elementos situados en el mismo nivel en el espesor de la pieza. Este equilibrio se lleva a cabo principalmente en la dirección radial, y se intensifica al acercarse al borde del taladro. En efecto, los elementos situados exactamente en el borde del taladro (E1, E4 y E7) muestran una evolución repentina de la tensión. Los elementos

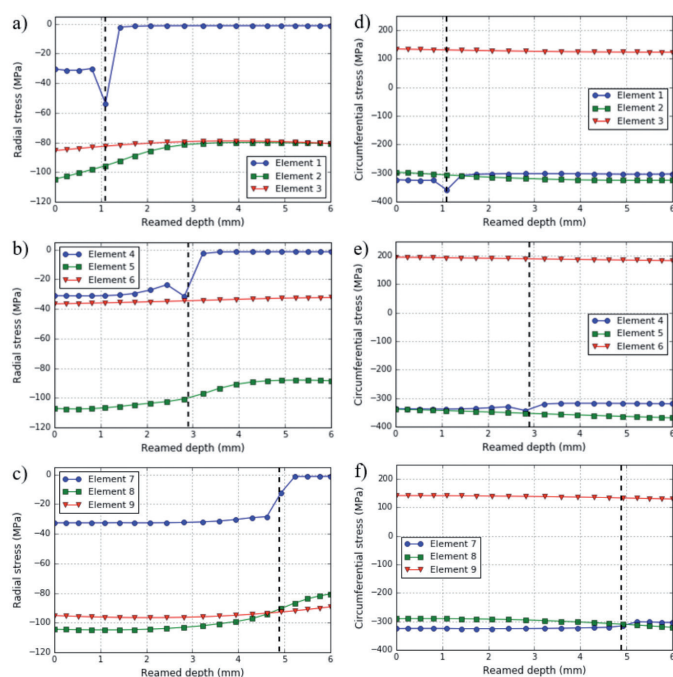


Fig. 8: Evolución de la radial (a, b, c) y circunferencial (d, e, f) las tensiones residuales durante la simulación del escariado progresivo

un poco más lejos del borde del agujero (E2, E5 y E8) presentan una evolución más suave. Finalmente, los elementos muy lejos del borde del agujero (E3, E6 y E9) muestran una evolución casi lineal.

4. DISCUSIÓN

La comparación de los resultados numéricos obtenidos con los resultados experimentales aún no es posible. De hecho, es imposible aplicar experimentalmente el mecanismo de eliminación de material sin la participación de los fenómenos térmicos. Por lo tanto, se comparan los resultados obtenidos con los anteriores trabajos numéricos consultados como un primer paso de validación.

Kang [27], desarrollo en su trabajo un modelo FEM 3D de todo el proceso de expansión en frío, incluida expansión, recuperación y escariado de acabado. Un cuarto de la pieza de aluminio 2024-T351 se modela con un espesor de 6,35 mm para un diámetro final de 7,26 mm. El escariado es simulado mediante la desactivación de elementos de malla, de la misma manera que en el presente estudio. Kang proporciona resultados de tensiones residuales circunferenciales a lo largo de la cara de entrada y en la sección central. En el resultado, las curvas presentan una forma general similar a la obtenida en este estudio, con un pico de compresión en el borde del taladro y una zona de tracción lejos del mismo. Sin embargo, la forma del pico de compresión varía. Esto puede explicarse por el número de puntos considerados para el trazado de gráficos que depende del tamaño de la malla. Los niveles de tensiones residuales obtenidos por Kang son del mismo orden de magnitud que los presentados en este estudio. Las diferencias pueden ser debidas a las diferentes dimensiones utilizadas.

Así, el modelo desarrollado en este estudio parece pertinente y parece más interesante para ganar en tiempo de procesamiento informático en comparación con el modelo 3D.

Además de ahorrar tiempo de computación, el interés del modelo desarrollado con el método de escariado progresivo, comparado con los modelos de la literatura en los que se realiza la desactivación de los elementos de malla en un solo paso de cálculo [21,22,27], es que permite conocer y estudiar los estados tensionales intermedios durante el proceso de escariado. El estudio numérico de la evolución de las tensiones residuales en la pieza, debida a la remoción de material durante el proceso de escariado, muestra un equilibrio tensional gradual a medida que los elementos de malla se desactivan a lo largo del espesor de la pieza. En la práctica durante el proceso de escariado, la remoción de material se asocia con fenómenos térmicos que algunos autores intentan cuantificar [28] y que aún no se han tomado en cuenta en nuestro modelo. A fin de prever una simulación más realista del proceso de escariado, sería interesante considerar los estados tensionales intermedios obtenidos y a aplicar progresivamente la carga térmica equivalente.

5. CONCLUSIÓN

Una mejora en la simulación del escariado se propone frente a la estrategia de simulación de Achard [21]. Esta nueva simulación, que consiste en desactivar progresivamente elementos de malla, permite el acceso a la historia del estado de tensiones residuales de la pieza.

Los resultados obtenidos muestran sólo un pequeño cambio en el estado de tensiones residuales de la pieza durante la simulación del escariado. Esto significa que la remoción de material tiene una escasa influencia sobre el estado de tensiones residuales de la pieza. Así, se produce un cambio significativo en el estado

de tensiones residuales durante el proceso de escariado. Este cambio debería estar relacionado principalmente con fenómenos de termo-mecánica del proceso. Por lo tanto, una nueva estrategia de simulación del escariado, según el principio de la aplicación de una carga termo-mecánica, a semejanza de las obras de Valiorgue [20], se ha previsto a fin de tener en cuenta el corte mecánico y el efecto del fenómeno térmico de calentamiento.

Sin embargo, la interpretación de los resultados pone de manifiesto un cierto cambio del estado de tensiones residuales en la pieza durante la simulación del escariado, especialmente en el área del borde del taladro. Esto significa que es necesario pensar en una simulación más realista de escariado, aplicando un equivalente de la termo-carga mecánica en el borde del taladro. Éste no debe ser disociado de la remoción de material. Por lo tanto, este modelo para la simulación del escariado prevé que la carga termo-mecánica y la remoción de material se aplica sincrónica y gradualmente a fin de lograr un estado tensional final exacto de la pieza.

También se contempla una simulación del escariado en una pieza previamente pre-tensionada, obtenida después de la simulación del taladrado, para estudiar la evolución del estado de tensiones residuales en la zona del borde del taladro durante todo el proceso de mecanizado de este. Finalmente, tras este estudio numérico, se prevé un estudio experimental en colaboración con Airbus, con el fin de correlacionar los resultados numéricos con las mediciones experimentales. En el escariado, se realizarán pruebas con mediciones de tensiones residuales en la pieza, utilizando el método de difracción de rayos X y el método de taladrado incremental.

REFERENCIAS

- [1] Krishnakumar S, Ruby D "Fatigue behaviour of aluminium alloy 7075 bolted joints treated with oily film corrosion compounds". *Materials & Design*. April 2002. Vol. 23-2. p.209-216. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0261-3069\(01\)00060-7](https://doi.org/10.1016/S0261-3069(01)00060-7)
- [2] Croccolo D, De Agostinis M, Vincenzi N "Failure analysis of bolted joints: Effect of friction coefficients in torque-preloading relationship". *Engineering Failure Analysis*. January 2011. Vol. 18-1. p.364-373. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2010.09.015>
- [3] Dang Hoang T, Herbelot C, Imad A "Rupture and damage mechanism analysis of a bolted assembly using coupling techniques between A.E. and D.I.C.". *Engineering Structures*. September 2012. Vol. 32-9. p.2793-2803. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2010.04.048>
- [4] Fallahnezhad K, Steele A, Oskouei RH "Failure mode analysis of aluminium alloy 2024-T3 in double-lap bolted joints with single and double fasteners; A numerical and experimental study". *Materials*. June 2015. Vol. 8-6. p.31953209. DOI: <https://doi.org/10.3390/ma8063195>
- [5] Samaei M, Zehsaz M, Chakherlou TN "Experimental and numerical study of fatigue crack growth of aluminum alloy 2024-T3 single lap simple bolted and hybrid (adhesive/bolted) joints". *Engineering Failure Analysis*. January 2016. Vol. 59. p.253268. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2015.10.013>
- [6] Lai MO, Oh JT, Nee AYC "Fatigue properties of holes with residual stresses". *Engineering Fracture Mechanics*. July 1993. Vol. 45-5. p.551-557. DOI: [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(93\)90262-Q](https://doi.org/10.1016/0013-7944(93)90262-Q)
- [7] Withers PJ "Residual stress and its role in failure". *Reports on Progress in Physics*. November 2007. Vol 70-12. p.2211-2264. DOI: <https://doi.org/10.1088/0034-4885/70/12/R04>
- [8] Sticchi M, Schnubel D, Kashaev N, Huber N "Review of Residual Stress Modification Techniques for Extending the Fatigue Life of Metallic Aircraft Components". *Applied Mechanics Reviews*. January 2015. Vol 67-1. p.010801. DOI: <https://doi.org/10.1115/1.4028160>
- [9] Chakherlou TN, Mirzajanzadeh M, Abazadeh B, Saeedi K "An investigation about interference fit effect on improving fatigue life of a holed single plate in joints". *European Journal of Mechanics – A/Solids*. July-August 2010. Vol. 29-4. p.675-682. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.euromechsol.2009.12.009>
- [10] Lanciotti A, Polese C "The effect of interference-fit fasteners on the fatigue life of central hole specimens". *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. June 2005. Vol. 28-7. p.587-597. DOI: <http://onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1111/j.1460-2695.2005.00902.x/epdf>
- [11] Taghizadeh H, Chakherlou TN "Fatigue behavior of interference fitted Al-alloy 7075-T651 specimens subjected to bolt tightening". *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications*. August 2018. Vol. 0-0. p.1-15. DOI: <https://doi.org/10.1177/1464420718795250>
- [12] Ozdemir AT, Hermann R "Effect of expansion technique and plate thickness on near-hole residual stresses and fatigue life of cold expanded holes". *Journal of Materials Science*. March 1999. Vol. 34-6. p.1243-1252. DOI: <https://link.springer.com/article/10.1023/A:1004521309415>
- [13] Lacarac V, Smith DJ, Pavier MJ, Priest M "Fatigue crack growth from plain and cold expanded holes in aluminium alloys". *International Journal of Fatigue*. March 2000. Vol. 22-3. p.189-203. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0142-1123\(99\)00126-7](https://doi.org/10.1016/S0142-1123(99)00126-7)
- [14] Chakherlou TN, Shakouri M, Aghdam AB, Akbari A "Effect of cold expansion on the fatigue life of Al 2024-T3 in double shear lap joints: Experimental and numerical investigations". *Materials & Design*. January 2012. Vol. 33. p.185196. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2011.07.024>
- [15] Wang Y, Zhu Y, Hou S, Sun H, Zhou Y "Investigation on fatigue performance of cold expansion holes of 6061-T6 aluminum alloy". *International Journal of Fatigue*. February 2017. Vol. 95. p.216-228. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.10.030>
- [16] Emami Geiglou Z, Chakherlou TN "Investigating the effect of cold expansion process on the fatigue behavior of aluminum alloy 7075-T6 in double-lap shear joints". *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications*. June 2018. Vol. 0-0. p.1-16. DOI: <https://doi.org/10.1177/1464420718781167>
- [17] Federal Aviation Administration "Assessment of residual stresses and hole quality on the fatigue behavior of aircraft structural joints". Washington DC: Office of research and technology development. March 2009. Vol. 1. DOI: <http://www.tc.faa.gov/its/worldpac/techrpt/ar0756v1.pdf>
- [18] Girinon M, Valiorgue F, Karaoui H, Feulvarch E "3D numerical simulation of drilling residual stresses". *Comptes Rendus Mécanique*. August 2018. Vol. 346-8. p.701-711. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.crme.2018.06.003>
- [19] Özel T, Ulutan D "Prediction of machining induced residual stresses in turning of titanium and nickel based alloys with experiments and finite element simulations". *CIRP Annals – Manufacturing Technology*. 2012. Vol 61-1. p.547-550. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2012.03.100>
- [20] Valiorgue F, Rech J "Numerical Modeling of Residual Stresses in Turning of a 27MnCr5 Steel". *Procedia CIRP*. 2016. Vol. 45. p.331334. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.02.119>
- [21] Achard V, Daidié A, Paredes M, Chirol C "Numerical modelling of the cold expansion process in mechanical stacked assemblies". *Proceedings of International Joint Conference on Mechanical Design Engineering & Advanced Manufacturing*. September 2016. p.501-508. DOI: http://dx.doi.org/10.1007/978-3-319-45781-9_50
- [22] Huang Y, Guan Z, Li Z, Liu F, He Y, Dan H "An numerical investigation on the effect of the combination of cold expansion and interference fitting on fatigue life improvement of a 7075-T6 aluminum alloy single plate". 8th International Conference on Mechanical and Aerospace Engineering (ICMAE). July 2017. p.632638. DOI: <https://doi.org/10.1109/ICMAE.2017.8038721>
- [23] Chakherlou TN, Yaghoobi A "Numerical simulation of residual stress relaxation around a cold-expanded fastener hole under longitudinal cyclic loading using different kinematic hardening models". *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. November 2010. Vol. 33-11. p.740751. DOI: <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.2010.01485.x>
- [24] Ismonov S, Daniewicz SR, Newman JC, Hill MR, Urban MR "Three dimensional finite element analysis of a split-sleeve cold expansion process". *Journal of Engineering Materials and Technology*. July 2009. Vol. 131-3. p.031007. DOI: <https://doi.org/10.1115/1.3120392>
- [25] Huda Z, Taib NI, Zaharinie T "Characterization of 2024-T3: An aerospace aluminum alloy". *Materials Chemistry and Physics*. February 2009. Vol.113-2. p.515517. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.matchemphys.2008.09.050>
- [26] Sun JS, Lee KH, Lee HP "Comparison of implicit and explicit finite element methods for dynamic problems". *Journal of Materials Processing Technology*. September 2000. Vol. 105-1. p.110-118. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(00\)00580-X](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(00)00580-X)
- [27] Kang J, Johnson WS, Clark DA "Three-dimensional finite element analysis of the cold expansion of fastener holes in two aluminum alloys". *Journal of Engineering Materials and Technology*. April 2002. Vol 124-2. p.140-145. DOI: <https://doi.org/10.1115/1.1448922>
- [28] Han S, Faverjon P, Valiorgue F, Joël R "Heat flux density distribution differences in four machining processes of AISi7 Block: MQL drilling, tapping, reaming and dry milling". *Procedia CIRP*. 2017. Vol 58. p.61-66. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.procir.2017.03.196>