

Obtención de curvas de resistencia residual en probetas M(T) y C(T) mediante criterio de CTOA

Federico Martín de la Escalera y Sandra Santos

Aernnova Engineering Solutions Iberica
(Formerly Gamesa Desarrollos Aeronáuticos)
Departamento de Integridad Estructural
Avda. Manoteras 20, Edificio B, 4ª Planta
28050 Madrid, España
Tel.: 34 91 383 6264; Fax: 34 91 382 7864
e-mail: federico.martindelaescalera@aernnova.com

Resumen

En este trabajo se muestra una implementación numérica de un criterio de fractura, basado en el CTOA, en un código comercial de elementos finitos MSC/NASTRAN, que permite analizar la propagación de fisuras y la resistencia de paneles delgados, donde los efectos de plasticidad son importantes. Con este criterio, se ha estudiado numéricamente la propagación de fisuras y la resistencia residual de diferentes probetas de paneles de pequeño espesor (M(T) y C(T)), cuyo comportamiento experimental está documentado en la literatura. Este trabajo es un primer estudio que debe ser complementado con una campaña de ensayos para validar la metodología propuesta.

Palabras clave: CTOA, CTOD, Mecánica de Fractura, crecimiento de grieta, Resistencia Residual.

RESIDUAL STRENGTH PREDICTION IN COUPON TEST SPECIMEN USING CTOA CRITERIA

Summary

This paper presents a numerical implementation of a fracture mechanics criterion based on the CTOA concept. A commercial finite element code has been selected for this implementation. The resulting numerical tool helps to analyze crack growth and the associated strength variation in thin-walled panels - where the plasticity effect is particularly pronounced. This numerical tool has been validated through the analysis of crack propagation and the associated residual strength variation for several thin-walled panels (M(T) and C(T)) tested in previous studies and described in literature. This present work is a preliminary study that will be in the future further enhanced through a separate test program.

Keywords: CTOA, CTOD, Fracture Mechanics, crack growth, Residual Strength.

INTRODUCCIÓN

Las consideraciones de tolerancia al daño de una estructura aeronáutica son una parte esencial del proceso de certificación de un avión: mantenibilidad y vida económica engloban procedimientos analíticos junto con ensayos que permiten verificar la bondad de éstos.

Desde el punto de vista analítico la industria aeronáutica viene utilizando unas herramientas de cálculo que han probado su éxito a lo largo del tiempo en el diseño de estructuras que cumplen los requisitos de seguridad exigidos por la normativa. Sin embargo, la continua optimización de las estructuras que impone la competitividad, muy ligada a las reducciones de peso, obligan a eliminar el grado de conservadurismo que tienen los métodos analíticos, aunque manteniendo siempre como aspecto esencial la seguridad.

En este sentido, los métodos computacionales de mecánica de fractura suponen un gran avance, especialmente en lo que se refiere al modelado de la propia fisura en modelos de elementos finitos u otras técnicas (elementos de contorno). Con estos procedimientos se

consigue un doble objetivo: eliminar ciertos conservadurismos ligados a análisis más sencillos y permitir abordar problemas de mayor complejidad tanto de configuración geométrica como de ambiente o escenarios complejos de aplicación de cargas.

El presente trabajo forma parte del proyecto RIGPAN por el cual Aernnova Engineering Solutions, junto con el Instituto Nacional de Técnica Aeroespacial “Esteban Terradas” (INTA), tienen como objetivo el adquirir nuevas técnicas de análisis que le permitan aumentar su competitividad en el diseño y cálculo de estructuras aeronáuticas, a la vez que le sirvan para juzgar con mayor criterio los diversos métodos analíticos empleados por sus clientes en la resolución de los problemas de tolerancia al daño.

Resistencia residual

Una parte importante de la metodología de tolerancia al daño es el análisis de resistencia residual, que consiste en demostrar la resistencia de la estructura ante carga límite en presencia de grietas. Se define carga límite como la máxima carga esperada en un avión a lo largo de toda su vida operativa.

Los métodos analíticos habituales utilizan las propiedades de tenacidad a fractura del material, K_c , junto con el parámetro geométrico factor de intensidad de tensiones K (o factor geométrico β). Este procedimiento tiene una aplicación muy general en cuanto a configuración estructural, con más limitaciones dependiendo de la forma de aplicación de carga, pero siempre en condiciones de comportamiento lineal del material, en que el régimen plástico está muy localizado en una pequeña zona alrededor del borde de la grieta. Es esencialmente la metodología de la mecánica de fractura elástico-lineal (MFEL). El valor de la tenacidad a fractura depende del nivel de restricción de deformación en el borde de la grieta, lo que se traduce en la práctica a tabular valores de K_c en función del espesor de la pieza, condicionando un estado de esfuerzos planos, de deformación plana, o mixto.

En el caso particular de resistencia residual de paneles delgados, como son revestimientos de ala o de fuselaje, la zona de deformación plástica del material puede ser muy importante, y la mecánica de fractura elástico-lineal pierde consistencia, siendo necesario aplicar métodos de mecánica de fractura elasto-plástica (MFEP). De los diversos procedimientos disponibles, es práctica habitual en el sector aeronáutico la utilización de las curvas-R por su simplicidad, pues combina resultados experimentales de probetas junto con el mismo factor de intensidad de tensiones K (o factor geométrico β) empleado en la MFEL. Este procedimiento tiene en cuenta la plasticidad, pues utiliza resultados de probetas en régimen plástico, a la vez que introduce como parámetro de análisis la extensión estable de grieta que se produce ante la aplicación de la carga estática antes de la rotura final de la pieza.

Este procedimiento de curvas-R tiene ciertas limitaciones, como puede ser:

- La no generalidad de configuración (en particular depende del ancho del espécimen).
- La necesidad de correcciones para tener en cuenta el efecto de la presión interna de un fuselaje que produce importantes deformaciones fuera del plano.
- No permite simular el fenómeno de giro de la grieta que se observa en ciertas condiciones al aproximarse a rigidizadores, o su dificultad para predecir adecuadamente la resistencia residual en presencia de daño múltiple (como puede ocurrir en uniones longitudinales o circunferenciales de revestimientos de fuselaje).

Crack Tip Opening Angle (CTOA) y Crack Tip Opening Displacement (CTOD)

Otros procedimientos analíticos abordan parte de estas limitaciones. Entre éstos, el ángulo crítico de apertura de grieta CTOA (Crack Tip Opening Angle) se ha mostrado muy adecuado para simular el crecimiento estable e inestabilidad que se producen durante el

proceso de fractura¹; este parámetro tiene en cuenta todos los efectos plásticos producidos durante el mecanismo de crecimiento y rotura de grietas. Según este procedimiento, la extensión de la grieta ante una carga dada se produce cuando el CTOA alcanza un valor crítico. Este valor crítico se mide en probetas con una configuración determinada², M(T) y C(T), y posteriormente se aplica a estructuras complejas, como pueden ser paneles de ala o fuselaje³.

Dadas las características del procedimiento, es especialmente interesante para su aplicación en modelos de elementos finitos. Según diversos estudios realizados^{2,3}, éste permite una aplicación generalizada solventando las limitaciones mencionadas anteriormente, es decir, el parámetro CTOA es independiente tanto de la geometría como del tamaño del espécimen.

El valor del CTOA crítico no es constante, con valores más elevados al comienzo del proceso de fractura. No obstante, la utilización de un valor constante permite resolver de forma satisfactoria el problema de progreso de grieta en un panel delgado. Más aún, el rango de variación del valor del CTOA crítico nos permitirá estar siempre del lado conservador de modo que no se comprometa la seguridad de la estructura. La Figura 1 indica valores de CTOAc (CTOA crítico) obtenidos a partir de experimentos⁴. Al igual que la tenacidad a fractura, dicho valor depende del estado de restricción de desplazamiento en el borde de la grieta, lo que se traduce en la práctica en valores diferentes dependiendo del espesor.

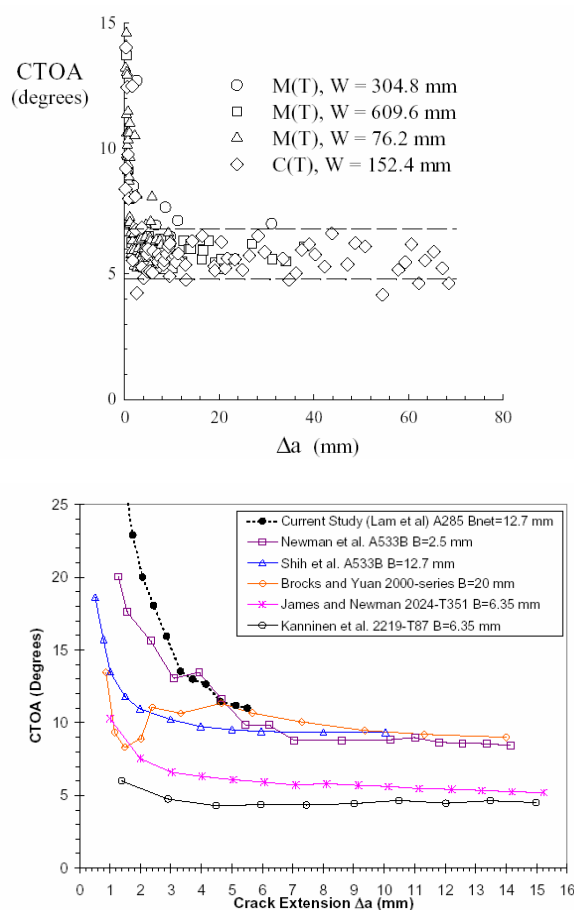


Figura 1. Valores de CTOA en función del avance de grieta, para especímenes de aluminio 2024 y espesor 2.3mm (figura superior) y valores de CTOA medido para otros materiales y espesores (figura inferior)

En cuanto al concepto del CTOD (Crack Tip Opening Displacement), está relacionado con el parámetro CTOA, considerando únicamente deformaciones en Modo I, mediante la expresión indicada en la Figura 2, donde δ es el CTOD medido a una distancia específica, d . Cabe señalar que el código Franc2D/L⁵ utiliza este criterio^{1,5} como parámetro de gobierno de avance de grieta.

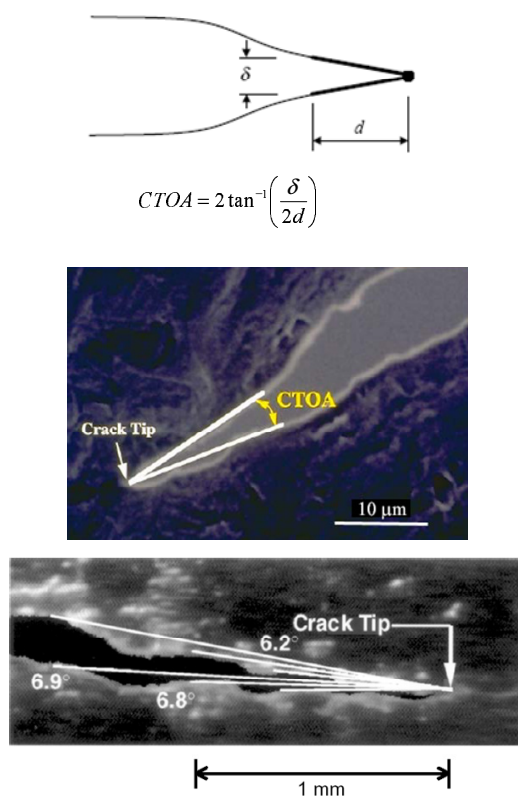


Figura 2. CTOD δ , medido a una distancia d y fotografía¹ de la apertura de grieta medido mediante CTOA

Métodos computacionales

Diversos programas de ordenador permiten realizar simulaciones numéricas con el criterio de CTOA crítico; entre ellos: códigos de acceso libre como Franc2D/L y Franc3D⁴ y códigos de acceso restringido como ZIP2D, ZIP3D y STAGS^{1,2}.

Gran parte de las simulaciones por elementos finitos llevadas a cabo en Aernnova Engineering Solutions se realizan con el código de elementos finitos MSC/NASTRAN. En el presente trabajo se abordan los pasos iniciales llevados a cabo para implementar el procedimiento de análisis basado en CTOA crítico, utilizando para ello MSC/NASTRAN.

Todo el proceso de desarrollo para implementar un procedimiento de cálculo, sobre todo en la industria aeroespacial, lleva asociado una campaña de ensayos que permitan validarlo. Esta campaña está actualmente en proceso.

Metodología de análisis

La implementación del método de análisis basado en CTOA crítico requiere en primer lugar la obtención de éstos. Para ello se utilizan probetas de configuración bien conocida, como son M(T) (carga característica de tracción) y C(T) (carga característica de flexión). El valor CTOA crítico se puede medir directamente en el ensayo, o calcularlo a partir de una

correlación de un modelo de elementos finitos de la probeta con los resultados del ensayo de la curva carga – extensión de grieta. La Figura 3 muestra los resultados de una probeta C(T) con desplazamiento impuesto. A medida que la grieta va progresando se mide la capacidad resistente de la probeta. El máximo obtenido representa el valor de resistencia residual de la probeta.

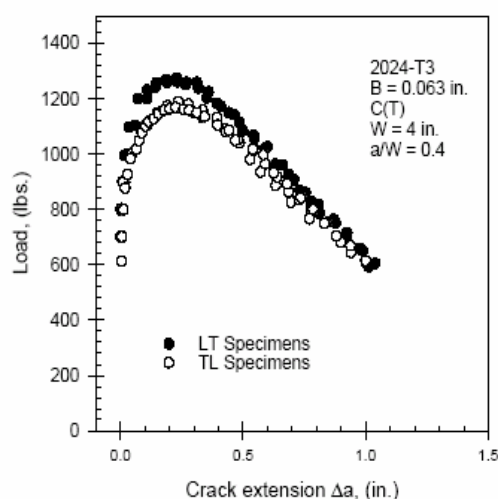


Figura 3. Carga frente a extensión de grieta (ref. [3])

En el proceso de ajuste y correlación, el valor del CTOA crítico es modificado hasta conseguir el ajuste de la curva experimental.

Como se ha comentado, el nivel de restricción de desplazamiento en el borde de la grieta influye en el valor crítico, lo que viene condicionado por efectos tridimensionales. Este ajuste requiere, por tanto, la simulación mediante un modelo tridimensional previo.

En un modelo bidimensional, el problema surge en la simulación de estos efectos tridimensionales y adecuada restricción de desplazamientos. Los análisis realizados asumiendo hipótesis de estado de esfuerzos planos o bien de deformación plana, no correlacionan adecuadamente los resultados experimentales; uno no impone ninguna restricción y el otro demasiada, respectivamente. J.C. Newman ^{1,2,4}, asume un estado mixto, con elementos en deformación plana en un núcleo cerca de la grieta y en tensión plana lejos, consiguiendo una adecuada correlación al ajustar el ancho de ese núcleo de elementos en deformación plana.

Algoritmo

La implementación del método de simulación de fractura con criterio CTOA crítico en el código Franc2D/L⁵ utiliza dos procedimientos algorítmicos, lo que permite diversas aplicaciones.

Por una parte está el procedimiento basado en liberación de nodo (Nodal Release), utilizable cuando el camino de fractura es conocido a priori. Nodos coincidentes en dicho camino de grieta están unidos por muelles de rigidez infinita que son liberados a medida que la grieta se extiende. Los procedimientos desarrollados permiten modificar la matriz de rigidez en su forma invertida, lo que acelera la velocidad del proceso. Tras la liberación del muelle se realiza un proceso de re-equilibrio en términos de carga interna.

Por otra parte está el procedimiento de remallado (Mapping and Remeshing), en el que la malla se modifica según avanza la grieta siguiendo unos criterios de incremento y dirección establecidos. De esta forma no es necesario conocer a priori el camino de carga.

Los desplazamientos se distribuyen adecuadamente a la nueva malla, y se realiza un proceso de re-equilibrio.

Para finalizar esta introducción y como resumen, se señalan a continuación los puntos tratados en el presente trabajo.

En primer lugar se presenta un análisis comparativo entre MSC/NASTRAN y Franc2D/L.

En segundo, se obtienen curvas de resistencia residual tanto para probetas M(T) como C(T) mediante Franc2D/L. Para ello se emplean valores de CTOA crítico conocidos⁵, asociados a materiales y espesores determinados. A continuación se generalizan resultados mediante la obtención de curvas de resistencia residual, modificando tanto los espesores como la geometría de las probetas. Para ello se utilizan resultados procedentes de experimentos de la NASA⁶.

En tercer lugar se exponen curvas de resistencia residual calculadas mediante MSC/NASTRAN para modelos de probetas en dos y tres dimensiones.

ANÁLISIS COMPARATIVO FRANC2D-L vs MSC/NASTRAN

Uno de los objetivos de este trabajo es la implementación de un método de obtención de curvas de resistencia residual, utilizando para ello el código MSC/NASTRAN. Soluciones obtenidas por éste serán comparadas con resultados procedentes de simulaciones con Franc2D/L⁵ y posteriormente con datos experimentales⁶. Conocer a priori posibles divergencias en la respuesta de ambos códigos ante un mismo problema, supone una información valiosa en cuanto a la futura interpretación de los resultados.

En este apartado se muestra un análisis comparativo del modelo elastoplástico incorporado en dos códigos de simulación numérica mediante tecnología de elementos finitos: MSC/NASTRAN¹² y Franc2D/L¹³. Este análisis consta de dos etapas. La primera de ellas se basa en un análisis estructural utilizando un material elástico lineal, tanto en tensión como en deformación plana, mientras que la segunda considera un material elastoplástico.

El material utilizado es aluminio 2024-T3, cuya curva de tensión-deformación es la definida en la Figura 4.

En este análisis la estructura no está fisurada, únicamente tiene un taladro, que será concentrador de tensiones, como se verá al analizar los resultados obtenidos. Las dimensiones de la pieza se muestran en la Figura 4.

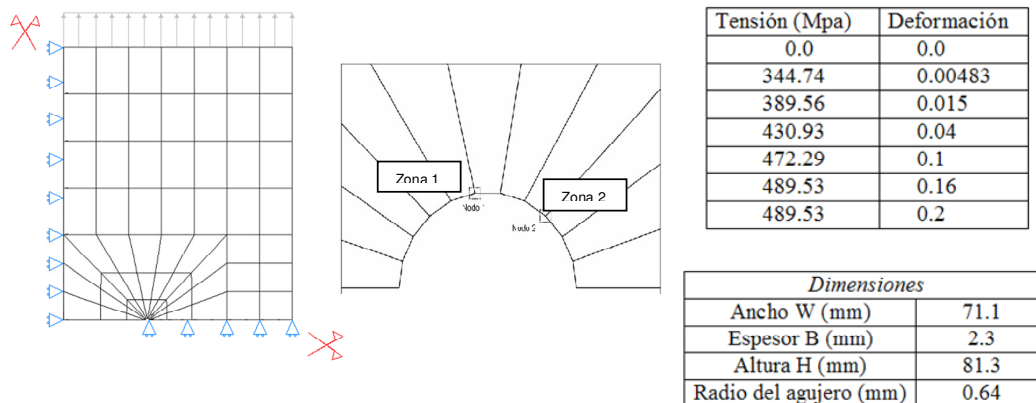


Figura 4. Dimensiones, malla y curva de material utilizado (aluminio 2024-T3)

El código Franc2D/L utiliza como tipología de elemento finito, elementos cuadrados con nodos en las esquinas y en el centro de cada lado. Éstos son elementos de alto orden y los denominaremos *cquad8*. En el análisis realizado con MSC/NASTRAN se han utilizado en

primer lugar elementos de bajo orden, es decir, elementos cuadrados con nodos únicamente en las esquinas (cquad4) y posteriormente se repite el proceso utilizando elementos de alto orden (cquad8).

	FRANC2D/L	NASTRAN		FRANC2D/L Vs NASTRAN	
		CQUAD4	CQUAD8	Error relativo ⁸ (%)cquad4	Error relativo (%) cquad8
Σ Reacciones y ⁹ [kN]	29.85	29.76	29.80	0.30	0.15
σ_I (Zona 1) [MPa]	269	246.00	283.72	8.56	-5.46
σ_{II} (Zona 1) [MPa]	-82	-83.08	-77.29	-0.58	6.43
σ_I (Zona 2) [MPa]	809.3	552.48	598.19	31.78	26.13
σ_{II} (Zona 2) [MPa]	114	78.67	80.53	31.43	29.81
Desplz Y (Nodo1) [mm]	0.042	0.050	0.044	-18.18	-4.24

Tabla I. Análisis comparativo Franc2D/L vs NASTRAN, material elástico

En la Tabla I se observa que los resultados obtenidos utilizando elementos finitos cquad8 con NASTRAN son similares a los obtenidos usando Franc2D/L (está en el rango de valores de tensión), mientras que con elementos finitos tipo cquad4 se aprecian diferencias mayores. Estas diferencias pueden ser motivadas por varias razones:

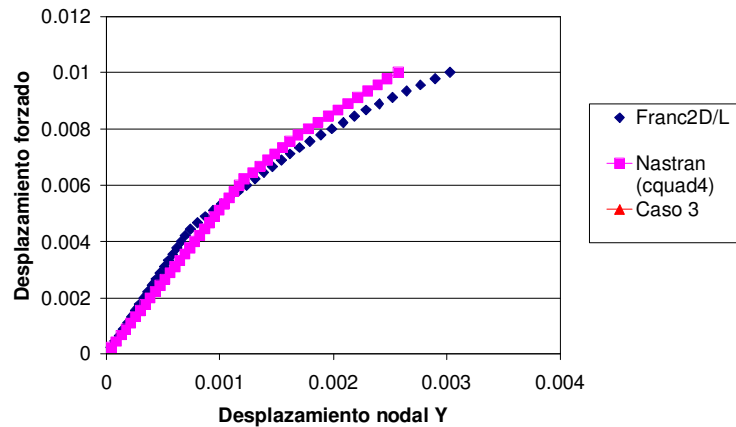
1. En la zona estudiada existen gradientes de tensiones altos. Esto supone acarrear errores de postproceso en cada código debido al alisado posterior del campo de tensiones.
2. Las diferencias existentes entre los resultados comparando el comportamiento del cquad8 y cquad4 se deben al exceso de rigidez a cortadura del cquad4 frente al elemento de alto orden cquad8.

Por otro lado, se ha realizado la misma comparativa que en el caso anterior pero utilizando un material elastoplástico, Tabla II. Para hacer la simulación de este modelo no lineal se ha tenido que recurrir a elementos finitos tipo cquad4 con NASTRAN, ya que este código no permite el uso de elementos cquad8 para realizar análisis no lineal elastoplástico. Al comparar estos resultados se observa que la diferencia entre los valores obtenidos con MSC/NASTRAN y Franc2D/L es superior al caso de material elástico. Esta diferencia radica en que se han utilizado elementos de menor precisión en el MSC/NASTRAN (cquad4) y además ambos programas utilizan métodos de convergencia distintos para el análisis estático no lineal.

Como principal conclusión podemos derivar que, a pesar de las diferencias existentes entre ambos códigos (tipo de elemento, criterio de convergencia, etc), el comportamiento es similar.

	FRANC2D/L	NASTRAN	FRANC2D/L Vs NASTRAN
		CQUAD4	Error relativo (%)
Σ Reacciones y ⁹ [kN]	28.38	29.00	-2.19
$\Sigma_{VON MISES}$ (Zona 1) [MPa]	216.0	263.31	-21.93
$\Sigma_{VON MISES}$ (Zona 2) [MPa]	345.0	374.59	-8.51
Desplz Y (Nodo1) [mm]	0.077	0.066	14.85

Tabla II. Análisis comparativo Franc2D/L vs NASTRAN con presencia de plasticidad



Gráfica 1. Análisis comparativo Franc2D/L vs NASTRAN con presencia de plasticidad

<i>Dimensiones</i>	
Ancho W (mm)	304.8
Espesor B (mm)	2.3
Altura H (mm)	609.6
a_0 (mm)	50.8

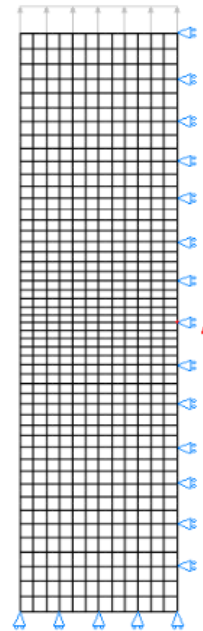


Figura 5. Malla y dimensiones de la probeta M(T)

OBTENCIÓN DE CURVAS DE RESISTENCIA RESIDUAL EN PROBETAS M(T) Y C(T)

En este apartado se muestra el cálculo de Resistencia Residual para una probeta M(T). Se estudiará la propagación de fisura suponiendo tres casos diferentes:

- CASO 1: toda la probeta se encuentra en tensión plana, utilizando la técnica de autoremallado (Mapping & Remeshing).
- CASO 2: toda la probeta se encuentra en deformación plana, con la técnica de autoremallado.

- CASO 3: la probeta presenta un estado de “Plane Strain Core”, con $h_c = 1\text{mm}$ de altura. Esto implica que toda la probeta está en tensión plana excepto una zona de altura h_c alrededor de la fisura que se encontrará en deformación plana. Para la realización del caso de estudio 3 se va a utilizar tanto la técnica de autoremallado (Mapping & Remeshing) como la de liberación de nodos (Nodal Release), pudiendo comparar así los resultados obtenidos con ambas técnicas.

El material que se va a utilizar es aluminio 2024 T3. Las propiedades y curva de material son las mostradas en la Figura 3. Las dimensiones de la probeta están indicadas en la Figura 5. Se ha considerado por simetría un cuarto del modelo. La carga es introducida por control de desplazamiento.

Los valores de CTODc utilizados en este análisis se recogen en la siguiente Tabla III.

Valores de CTOD (δ) asociados a un paso de grieta (d)= 1. mm	
CTODc INIT (mm)	0.094
CTODc (mm)	0.094

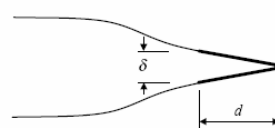
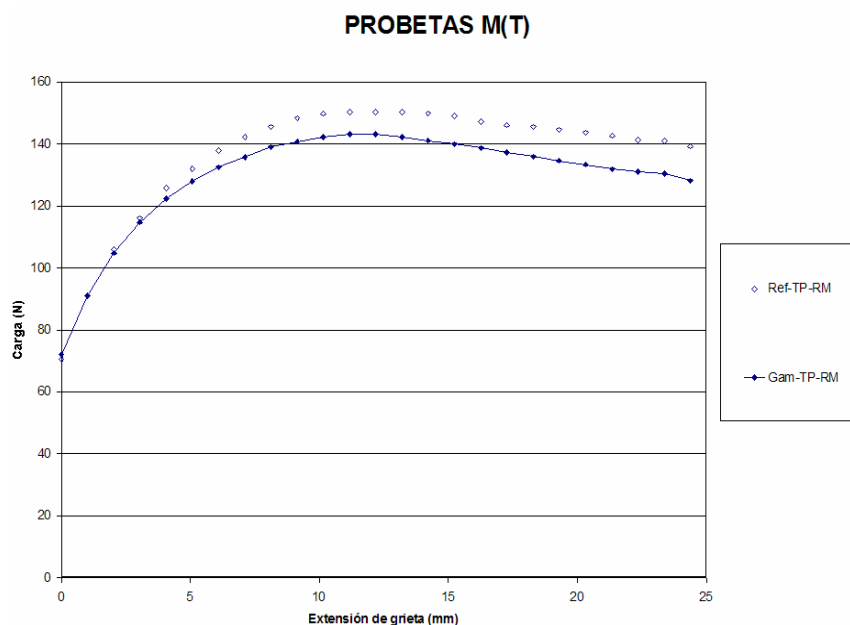


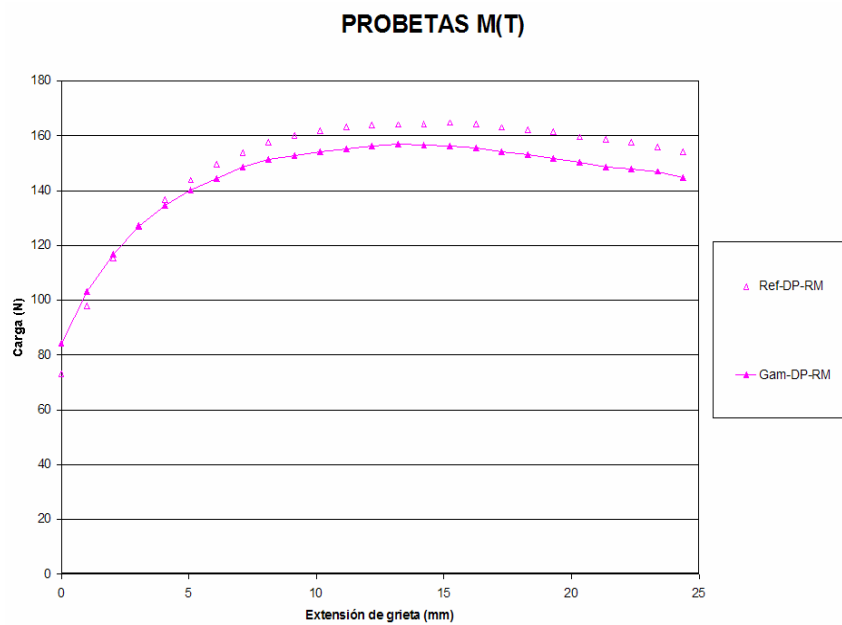
Tabla III. CTODc para Aluminio 2024 T3 con espesor $B=2.3\text{mm}$

Para el análisis de fractura de esta probeta se utilizará el programa Franc2D/L. En los tres casos se usará el método de propagación de fisura “Mapping and Remeshing” que el software tiene implementado, pero además en el caso de considerar el h_c core se utilizará la técnica de “Nodal Release”.

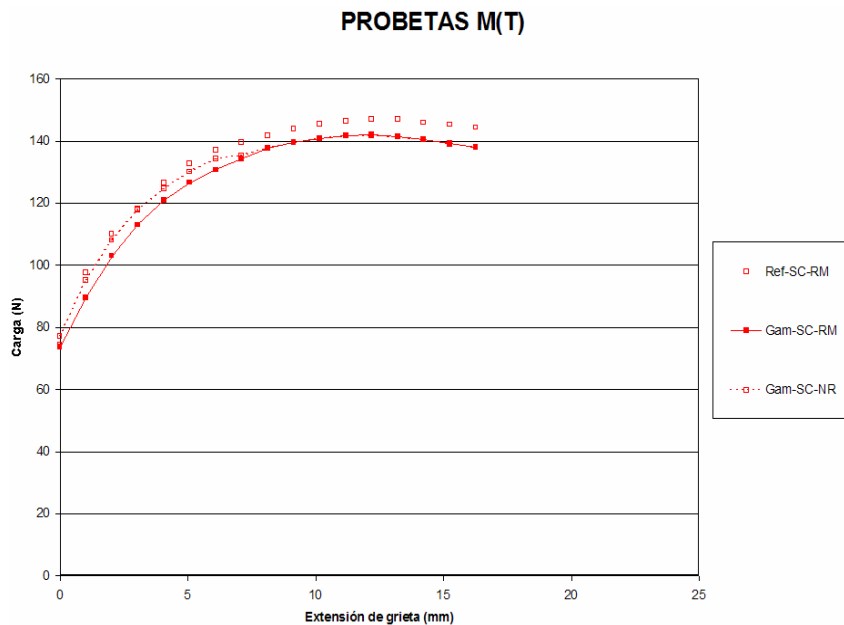


Gráfica 2. Curva de resistencia residual en probeta M(T) en tensión plana y mediante técnica de “mapping & remeshing”

Los resultados obtenidos, que se muestran a continuación, se compararán con los que aparecen en el trabajo realizado por M.A. James⁵. Las Gráficas 2, 3 y 4 indican las curvas



Gráfica 3. Curva de resistencia residual en probeta M(T) en deformación plana, mediante técnica de “nodal release”



Gráfica 4. Curva de resistencia residual en probeta M(T) en tensión plana y plane strain core, mediante técnica de “nodal release” y “mapping & remeshing”

de resistencia residual en los tres casos de estudio. A su vez, en las Tablas III, IV y V se presentan los valores de carga según avance de grieta, pudiendo observar un error menor del 3.5% en el máximo de capacidad resistente de la probeta para el caso 3: tensión plana y Plane Strain Core mediante técnica de nodal Release.

Las siguientes tablas resumen los valores dibujados de las graficas anteriores, donde se presentan los máximos de carga y el incremento de avance de grieta asociado.

Δa (mm)	P (KN)	P referencia (KN)	Error relativo (%)
0.00	72.09	70.62	-2.08
1.02	91.10	91.20	0.11
2.03	104.90	105.92	0.97
3.05	114.82	116.08	1.08
4.06	122.41	125.80	2.69
5.08	128.13	132.14	3.04
6.10	132.54	137.89	3.88
7.11	135.89	142.41	4.58
8.13	139.10	145.59	4.46
9.14	140.92	148.41	5.05
10.16	142.30	149.91	5.08
11.18	143.34	150.34	4.66
12.19	143.29	150.30	4.67
13.21	142.43	150.30	5.24
14.22	141.22	149.94	5.82
15.24	140.01	149.04	6.06
16.26	138.76	147.38	5.85
17.27	137.25	146.18	6.11
18.29	135.99	145.60	6.60
19.30	134.70	144.67	6.89
20.32	133.47	143.76	7.16
21.34	131.95	142.79	7.59
22.35	131.10	141.50	7.35
23.37	130.54	141.05	7.46
24.38	128.21	139.35	8.00

Tabla IV. Error relativo para M(T) en tensión plana y con autoremallado. Datos correspondiente a la Gráfica 2

Δa (mm)	P (KN)	P referencia (KN)	Error relativo (%)
0.00	84.26	73.24	-15.05
1.02	103.22	97.81	-5.54
2.03	116.74	115.40	-1.16
3.05	126.78	127.30	0.41
4.06	134.60	136.65	1.50
5.08	140.21	143.88	2.55
6.10	144.26	149.68	3.62
7.11	148.51	153.94	3.53
8.13	151.49	157.54	3.84
9.14	152.67	159.99	4.57
10.16	154.25	161.99	4.78
11.18	155.12	163.18	4.94
12.19	156.32	163.89	4.62
13.21	156.97	164.17	4.39
14.22	156.54	164.37	4.76
15.24	156.18	164.85	5.26
16.26	155.49	164.41	5.42
17.27	154.20	163.09	5.45
18.29	153.10	162.29	5.66
19.30	151.75	161.38	5.97
20.32	150.37	159.57	5.77
21.34	148.71	158.77	6.34
22.35	147.96	157.54	6.09
23.37	147.00	155.90	5.71
24.38	144.67	154.17	6.16

Tabla V. Error relativo para M(T) en deformación plana y con autoremallado. Datos correspondiente a la Gráfica 3

Δa (mm)	P (kN)	P referencia (kN)	Error relativo (%)
0.00	73.78	74.24	0.62
1.02	89.63	97.56	8.13
2.03	103.06	110.18	6.47
3.05	113.05	118.22	4.38
4.06	120.88	126.50	4.44
5.08	126.67	132.67	4.53
6.10	130.74	137.21	4.71
7.11	134.37	139.68	3.80
8.13	137.63	141.74	2.90
9.14	139.58	143.83	2.95
10.16	140.81	145.59	3.28
11.18	141.82	146.51	3.21
12.19	142.08	147.06	3.39
13.21	141.47	146.95	3.73
14.22	140.66	145.95	3.63
15.24	139.38	145.33	4.10
16.26	138.18	144.43	4.33

Tabla VI. Error relativo para M(T) en “Plane Strain Core” y con autoremallado. Datos correspondiente a la Gráfica 4

La Figura 6 muestra la extensión del estado de plastificación en la probeta a medida que avanza la grieta de forma estable. Los niveles de carga están indicados en unidades de Ksi (pounds/inches²). El material utilizado plastifica a partir de un valor F_{ty} (límite elástico) de 50 Ksi (344 Mpa).

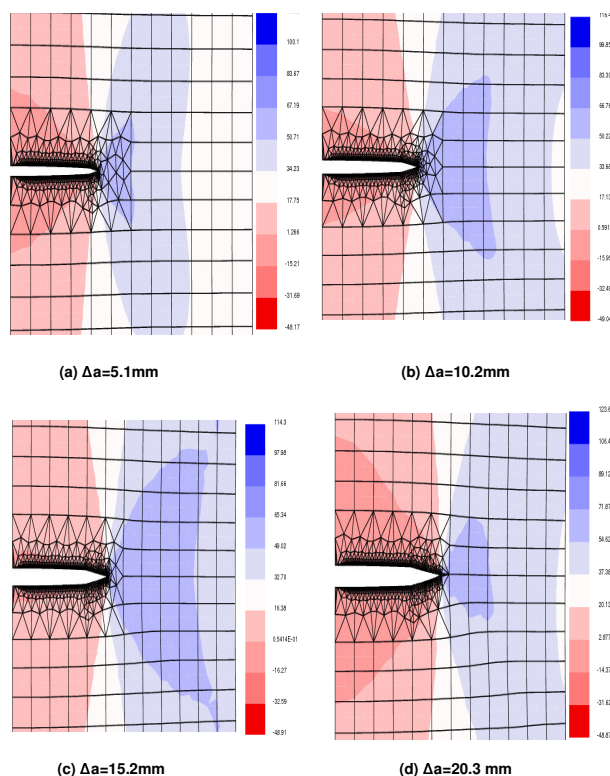


Figura 6. Estado tensional para distintos incrementos de fisura, Δa , para probeta M(T) con “plane strain core” y utilizando la técnica de autoremallado

De igual forma que en el caso de la probeta M(T) se han realizado experimentos numéricos vía Franc2D/L con probetas C(T), comparando los resultados obtenidos con los datos contenidos en la referencia⁵. La geometría y dimensiones de la probeta están indicadas en la Figura 7. Las Gráficas 5, 6 y 7 muestran los resultados de las correlaciones obtenidas. Se ha considerado en todos los experimentos el hecho de incluir o excluir en el modelo la presencia de la entalla de la probeta C(T). La carga ha sido introducida mediante desplazamiento forzado en el centro de los bulones. Los resultados de las correlaciones son similares a los presentados en el análisis de la probeta M(T).

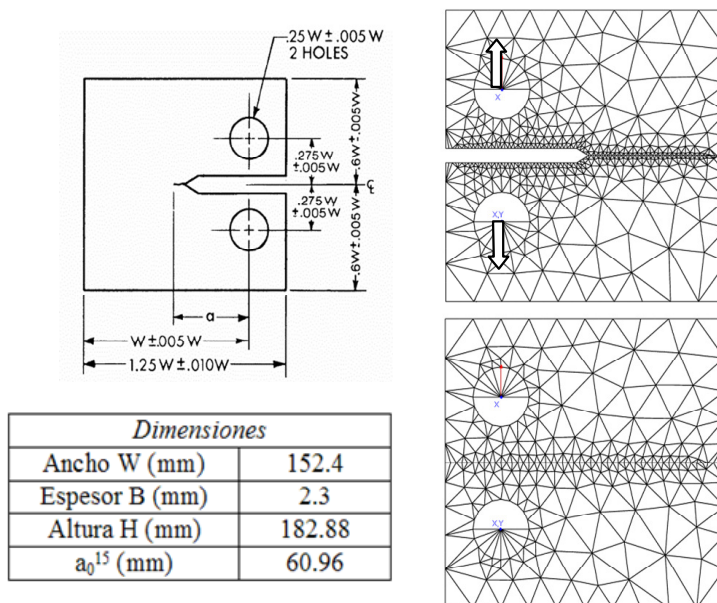
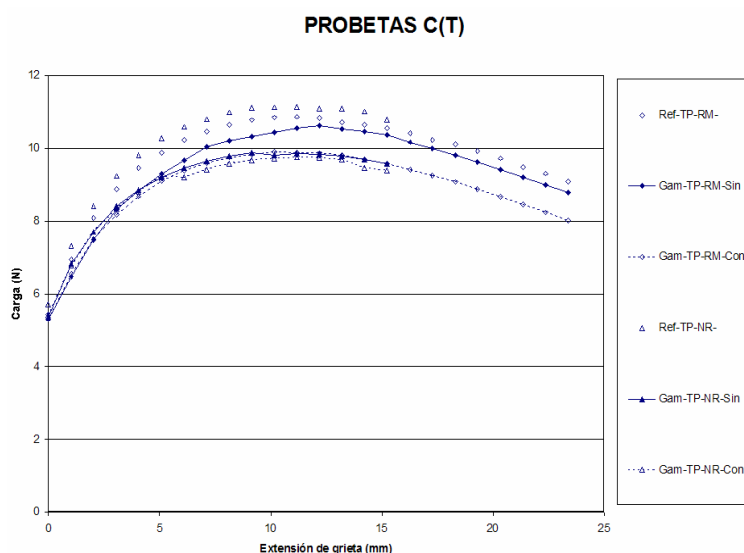
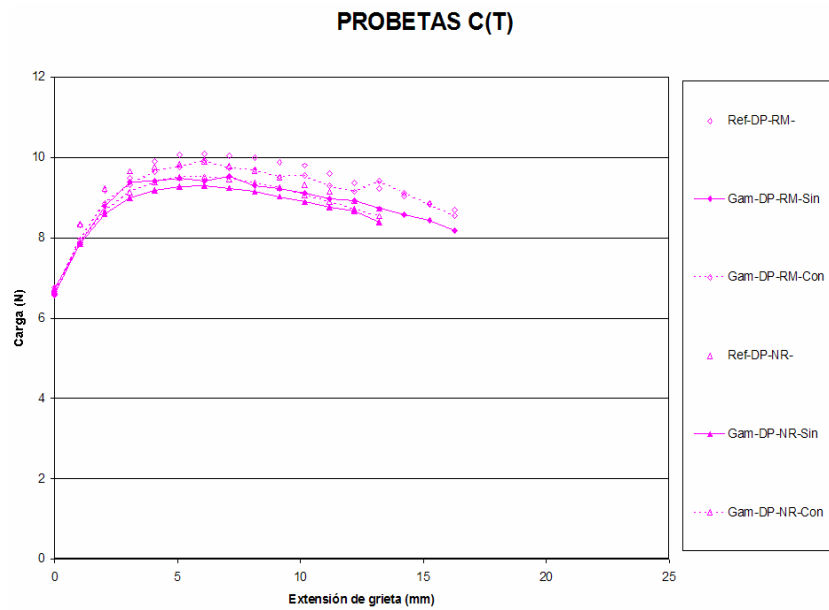


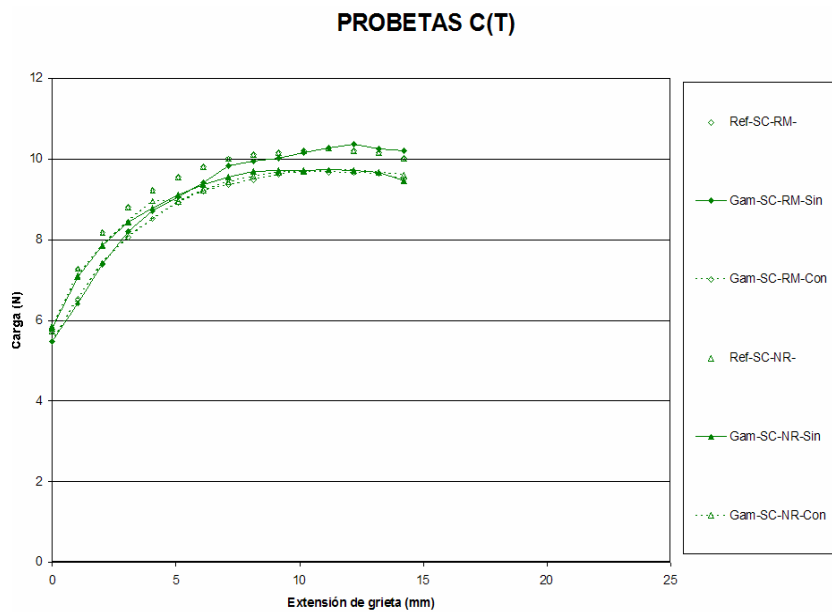
Figura 7. Malla y dimensiones de la probeta C(T)



Gráfica 5. Curva de resistencia residual en probeta C(T) en tensión plana mediante técnica de “Nodal Release” y “Mapping & Remeshing”



Gráfica 6. Curva de resistencia residual en probeta C(T) en deformación plana, mediante técnica de “nodal release” y “mapping & remeshing”



Gráfica 7. Curva de resistencia residual en probeta C(T) en tensión plana, mediante técnica de “nodal release” y “mapping & remeshing”

Δa (mm)	Carga P (KN)			Error relativo (%)	
	Sin entalla	Con entalla	Referencia	Sin entalla	Con entalla
0.00	5.30	5.30	5.44	2.62	2.50
1.02	6.47	6.55	6.95	6.96	5.78
2.03	7.48	7.51	8.08	7.46	7.08
3.05	8.32	8.18	8.88	6.31	7.91
4.06	8.83	8.68	9.46	6.70	8.26
5.08	9.30	9.11	9.88	5.90	7.74
6.10	9.67	9.38	10.23	5.45	8.29
7.11	10.04	9.61	10.47	4.11	8.25
8.13	10.20	9.75	10.65	4.25	8.49
9.14	10.33	9.84	10.78	4.13	8.64
10.16	10.44	9.91	10.85	3.75	8.69
11.18	10.56	9.89	10.87	2.88	8.99
12.19	10.62	9.87	10.84	2.07	8.97
13.21	10.54	9.81	10.72	1.70	8.53
14.22	10.46	9.69	10.65	1.77	9.00
15.24	10.37	9.57	10.55	1.75	9.32
16.26	10.17	9.42	10.41	2.26	9.49
17.27	9.99	9.25	10.24	2.53	9.68
18.29	9.82	9.08	10.11	2.83	10.18
19.30	9.62	8.88	9.92	3.00	10.50
20.32	9.41	8.67	9.73	3.28	10.88
21.34	9.21	8.46	9.48	2.84	10.79
22.35	9.00	8.24	9.31	3.33	11.48
23.37	8.79	8.02	9.09	3.31	11.87

Tabla VII. Error relativo para el modelo de probeta C(T), con y sin entalla física, en tensión plana y utilizando la técnica de Autoremallado. Datos correspondiente a la Gráfica 5

Δa (mm)	Carga P (KN)			Error relativo (%)	
	Sin entalla	Con entalla	Referencia	Sin entalla	Con entalla
0.00	6.73	6.69	6.68	-0.72	-0.19
1.02	7.86	7.89	8.35	5.96	5.51
2.03	8.60	8.66	9.23	6.91	6.20
3.05	9.00	9.14	9.66	6.85	5.36
4.06	9.19	9.39	9.76	5.83	3.78
5.08	9.28	9.51	9.84	5.75	3.40
6.10	9.29	9.52	9.90	6.21	3.85
7.11	9.24	9.47	9.78	5.61	3.17
8.13	9.15	9.37	9.68	5.45	3.14
9.14	9.03	9.25	9.51	5.08	2.79
10.16	8.89	9.07	9.33	4.67	2.76
11.18	8.76	8.90	9.15	4.31	2.83
12.19	8.67	8.72	8.92	2.84	2.31
13.21	8.39	8.54	8.73	3.90	2.23

Tabla VIII. Error relativo para el modelo de probeta C(T), con y sin entalla física, en deformación plana y utilizando la técnica de "Nodal Release". Datos correspondiente a la Gráfica 6

Δa (mm)	Carga P (KN)			Error relativo (%)	
	Sin entalla	Con entalla	Referencia (Nodal Release)	Sin entalla	Con entalla
0.00	5.47	5.48	5.74	4.65	4.57
1.02	6.42	6.53	7.28	11.80	10.32
2.03	7.38	7.42	8.18	9.79	9.29
3.05	8.20	8.06	8.80	6.78	8.40
4.06	8.71	8.52	9.22	5.60	7.57
5.08	9.06	8.93	9.56	5.26	6.58
6.10	9.42	9.20	9.81	3.94	6.15
7.11	9.83	9.36	10.01	1.78	6.49
8.13	9.94	9.49	10.11	1.61	6.07
9.14	10.02	9.62	10.16	1.31	5.25
10.16	10.16	9.70	10.21	0.53	4.97
11.18	10.28	9.68	10.27	-0.14	5.76
12.19	10.37	9.66	10.21	-1.61	5.34
13.21	10.26	9.64	10.16	-0.97	5.18
14.22	10.21	9.51	10.02	-1.82	5.08

Tabla IX. Error relativo para el modelo de probeta C(T), con y sin entalla física, con plane strain core y utilizando la técnica de autorremallado. Datos correspondiente a la Gráfica 7

Δa (mm)	Carga P (KN)			Error relativo (%)	
	Sin entalla	Con entalla	Referencia	Sin entalla	Con entalla
0.00	5.81	5.85	5.74	-1.25	-1.85
1.02	7.09	7.11	7.28	2.60	2.38
2.03	7.86	7.87	8.18	3.87	3.73
3.05	8.44	8.45	8.80	4.07	3.95
4.06	8.78	8.96	9.22	4.79	2.90
5.08	9.12	8.95	9.56	4.60	6.40
6.10	9.37	9.23	9.81	4.50	5.91
7.11	9.55	9.43	10.01	4.57	5.82
8.13	9.69	9.57	10.11	4.13	5.32
9.14	9.71	9.68	10.16	4.36	4.73
10.16	9.71	9.70	10.21	4.91	4.99
11.18	9.73	9.73	10.27	5.24	5.24
12.19	9.71	9.72	10.21	4.86	4.75
13.21	9.67	9.68	10.16	4.86	4.76
14.22	9.47	9.61	10.02	5.52	4.09

Tabla X. Error relativo para el modelo de probeta C(T), con y sin entalla física, con plane strain core y utilizando la técnica de "Nodal Release". Datos correspondiente a la Gráfica 7

Al igual que en el caso de la probeta M(T), la Figura 8 muestra la extensión del estado de plastificación a medida que avanza la grieta de forma estable.

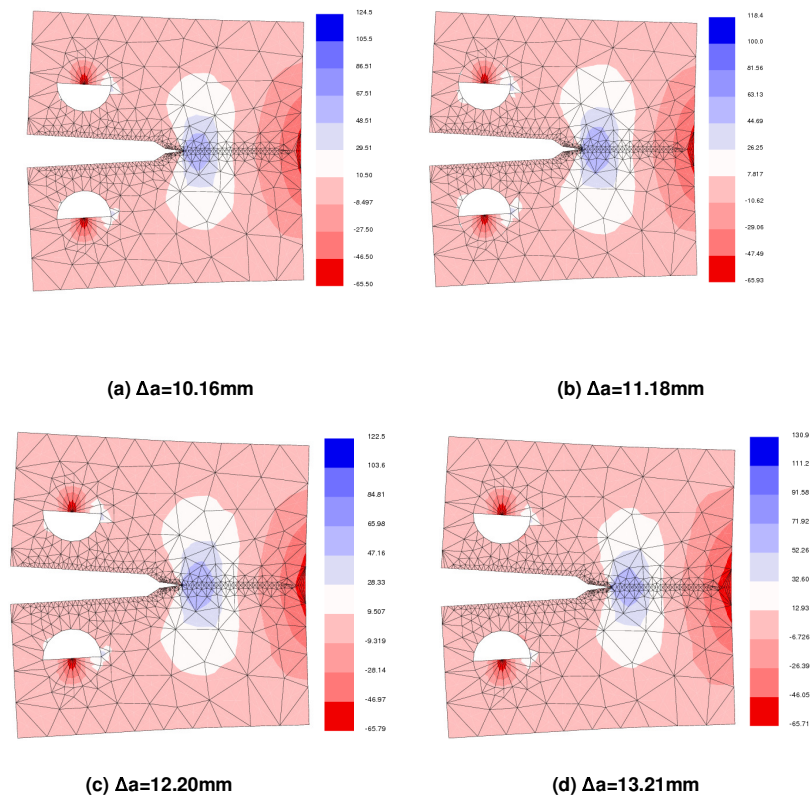


Figura 8. Estado tensional para distintos incrementos de fisura, Δa , para probeta C(T) con entalla física, con “Plane Strain Core” y utilizando la técnica de Autoremallado

GENERALIZACIÓN DE RESULTADOS

El objetivo de este estudio es hallar la correlación existente entre las curvas de resistencia residual obtenidos mediante modelos generados en Franc2D/L y aquellas procedentes de datos experimentales⁶. El análisis considera dos probetas M(T) de distintas anchuras, $W=304.8\text{mm}$ (12inch) y $W=609.6\text{mm}$ y una probeta C(T) de ancho $W=152.4\text{mm}$. El material usado para las probetas es aluminio 2024 T3, cuyas propiedades son conocidas e indicadas en apartados anteriores. La siguiente tabla resume las dimensiones de las probetas utilizadas en los tres estudios realizados:

	CASO A	CASO B	CASO C
Tipo de probeta	M(T)	M(T)	C(T)
Ancho W (mm)	304.8	609.6	152.4
Espesor B (mm)	1.6	1.6	1.6
Altura H (mm)	1346.2	2565.4	182.9

Tabla XI. Dimensiones de las probetas utilizadas

Los datos de la NASA⁶ usados como referencia se basan en probetas de espesor $B=1.6$ mm, distinto al utilizado en los estudios anteriores⁵. El criterio de fractura que se utilizará será el del CTOD, y, como éste depende del espesor del espécimen, el CTODc se tendrá que estimar. El problema se simulará con el software Franc2D/L utilizando un modelo en

dos dimensiones. Como se ha visto en estudios anteriores, para representar lo más posible la realidad con modelos bidimensionales se utilizará el concepto de “Plane Strain Core”. Por otro lado, la técnica de avance de grieta será la de “Mapping and Remeshing”, pues, como se pudo comprobar, los resultados son similares a los obtenidos con “Nodal Release” y el mallado es más sencillo. Al considerar el análisis en dos dimensiones se supondrá que no existe pandeo (desplazamientos fuera del plano), es decir, se supondrá que se usan guías antipandeo. Los informes de la NASA distinguen también entre dos tipos de orientación de la probeta en función de la orientación del grano del material (L-T o T-L). Para la realización de este estudio se supone que el ensayo se realiza según la orientación L-T.

Los pasos a seguir son los siguientes:

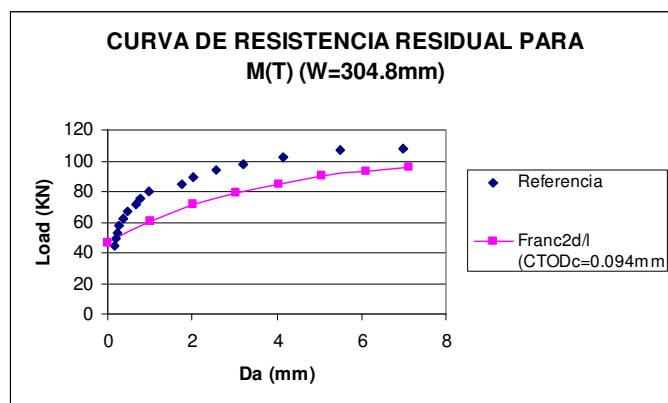
- A. Comparación de las curvas obtenidas con los datos de referencia y los obtenidos mediante el software Franc2D/L, tomando como CTOD_c el usado en estudios anteriores (CTOD_c=0.094mm).
- B. Variación del CTOD_c hasta que ambas curvas queden ajustadas.
- C. Comprobación del ajuste de las curvas al variar la anchura de la probeta o su geometría.
- D. Comprobación de la influencia del parámetro de gobierno del “plane strain core” (h_c core) en los resultados.

A. Correlación de curvas con primera aproximación de CTOD_C

El estudio se inicia simulando un ensayo de fractura para una probeta M(T), caso A, cuyas dimensiones están definidas en la Tabla X. La longitud de fisura inicial será a=50.8mm, que se corresponde con el valor calculado mediante la expresión $2a/W=1/3$. Como el espesor es distinto al utilizado en estudios anteriores, no se conoce el valor de CTOD_c, el cual se deberá estimar. Se tomará como primera aproximación el valor conocido CTOD_c=0.094mm, que se corresponde con un espesor de probeta B=2.3mm. En función de la desviación en los resultados obtenidos respecto a los datos de referencia, se variará el valor de CTOD_c hasta obtener un ajuste de los datos. Como el estudio se realiza usando “plane strain core” aparecerá otro parámetro cuyo valor es desconocido, h_c core. Inicialmente se supondrá h_c=1.02mm, ya que diversos artículos publicados^{7,8,9} coinciden en que éste es un valor con el que se obtienen resultados bastante razonables.

Δa (mm)	P (KN)	P referencia (KN)	Error relativo (%)
0.00	46.49	44.62	-4.21
1.02	60.70	80.36	24.47
2.03	71.45	89.05	19.77
3.05	79.38	96.92	18.09
4.06	84.80	101.93	16.81
5.08	89.84	105.19	14.59
6.10	93.22	107.31	13.13
7.11	95.66	108.48	11.81

Tabla XII. Error relativo para probeta M(T) de W=304.8mm con CTOD_c=0.094mm



Gráfica 8. Curva de resistencia residual para probeta M(T) de W=304.8mm y espesor 1.6mm con CTODc=0.094mm

El error mostrado en la Tabla XII y los datos representados en la Gráfica 8 indican una apreciable diferencia entre los datos de referencia y los obtenidos mediante el código Franc2D/L. Por lo tanto el valor del CTODc utilizado (0.094mm correspondiente a un valor de CTOA de 5.38°, considerando una distancia d de 1mm, ver Figura 2) como primera aproximación no es el correcto. No obstante cabe señalar a efectos de predicción de resistencia residual que este valor es conservador.

Como la curva de resistencia residual obtenida con Franc2D/L está por debajo de la referencia, el valor del CTODc a estimar será mayor que el utilizado como primera aproximación.

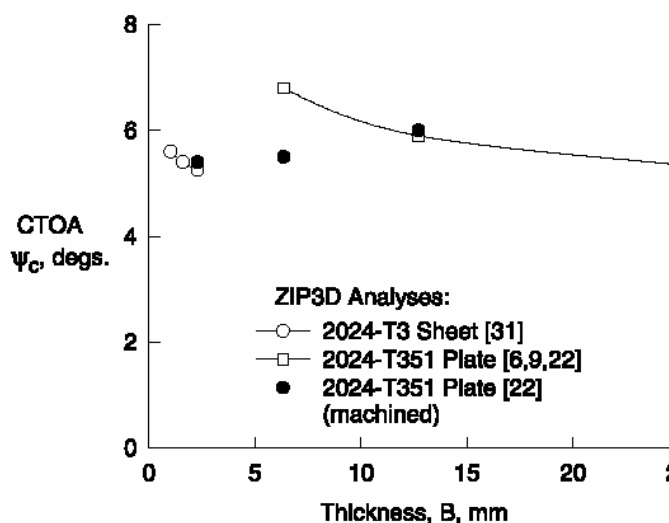


Figura 9. Valores de CTOA según espesor para aluminio 2024

Por otro lado se observa en la Figura 9¹ las variaciones del CTOA según diferentes espesores, un aluminio del tipo 2024 T3. El valor del CTOA disminuye a medida que aumenta el espesor del espécimen. Cabe señalar que la variación del CTOA con el espesor va ligada a cada tipo de material y las tendencias pueden ser muy diferentes dependiendo del material del cual se trate. La Figura 10⁹, muestra la variación del CTOA con el espesor para un aluminio 7050.

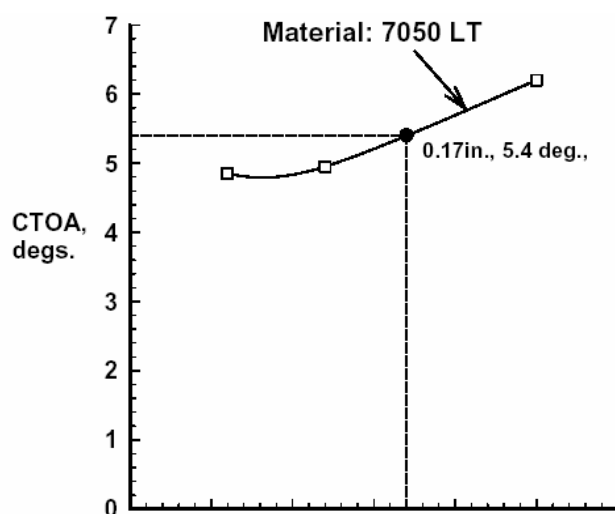


Figura 10. Valores de CTOA según espesor para aluminio 7050

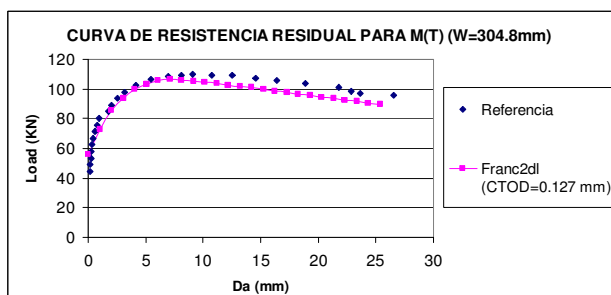
B. Estimación del valor de $CTOD_C$

Aumentando progresivamente el valor el $CTOD_C$ se estima un valor de 0.127mm, con el que los resultados se ajustan más a los de referencia. El CTOA correspondiente al $CTOD$ de 0.127mm es de 5.4° medidos a una distancia $d=1.3mm$.

Δa (mm)	P (KN)	P referencia (KN)	Error relativo (%)
0.00	56.24	44.62	-26.05
1.02	73.08	80.36	9.06
2.03	85.66	89.05	3.81
3.05	93.71	96.92	3.31
4.06	99.63	101.93	2.25
5.08	103.23	105.19	1.86
6.10	105.63	107.31	1.56
7.11	106.30	108.48	2.00
8.13	105.94	109.35	3.12
9.14	105.45	109.76	3.93
10.16	104.70	109.45	4.34

Tabla XIII. Error relativo para probeta M(T) de $W=304.8mm$ con $CTOD_C=0.127mm$

Los resultados mostrados en la Tabla XII muestran que la estimación del valor de $CTOD_C$ es buena, ya que el error relativo con los datos de referencia es menor del 4%. Esta correlación entre los valores de resistencia residual calculada, teniendo en cuenta un $CTOD_C=0.127mm$ y los valores de referencia, se muestra a continuación:

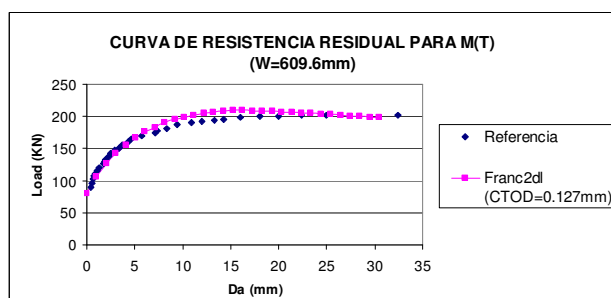


Gráfica 9. Curva de resistencia residual para probeta M(T) de $W=304.8\text{mm}$ con $CTOD_c=0.127\text{mm}$

C. Correlación de curvas variando la anchura y la geometría de la probeta

Variación de la anchura de la probeta:

El paso siguiente consiste en demostrar que el $CTOD_c$ únicamente está asociado al tipo de material y al espesor. Para ello se obtendrá la curva de resistencia residual en una probeta igual que la analizada anteriormente, pero de anchura $W=609.6\text{mm}$ (CASO B).

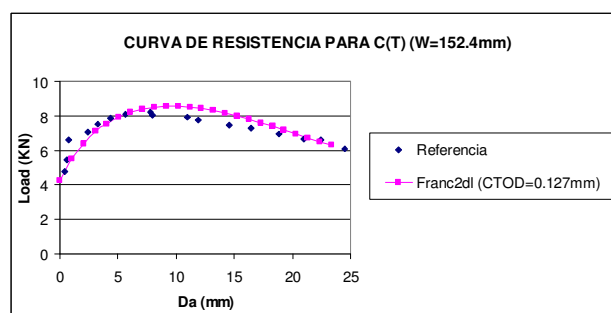


Gráfica 10. Curva de resistencia residual para probeta M(T) de $W=609.6\text{mm}$ con $CTOD_c=0.127\text{mm}$

La Gráfica 10 muestra que, aun variando el ancho de la probeta, existe una buena correlación entre los resultados procedentes de la simulación con Franc2D/L y los datos obtenidos de la referencia documental⁶ usando el $CTOD_c$ propuesto (0.127mm).

Variación de la geometría de la probeta:

A continuación se realizará el mismo estudio pero esta vez utilizando una probeta C(T) con las dimensiones mostradas en el CASO C de la Tabla X.



Gráfica 11. Curva de resistencia residual para probeta C(T) de $W=152.4\text{mm}$ con $CTOD_c=0.127\text{mm}$

En este caso se observa, al igual que en el anterior, que los resultados se ajustan de forma correcta a los datos de referencia.

D. Análisis de sensibilidad de H_C Core

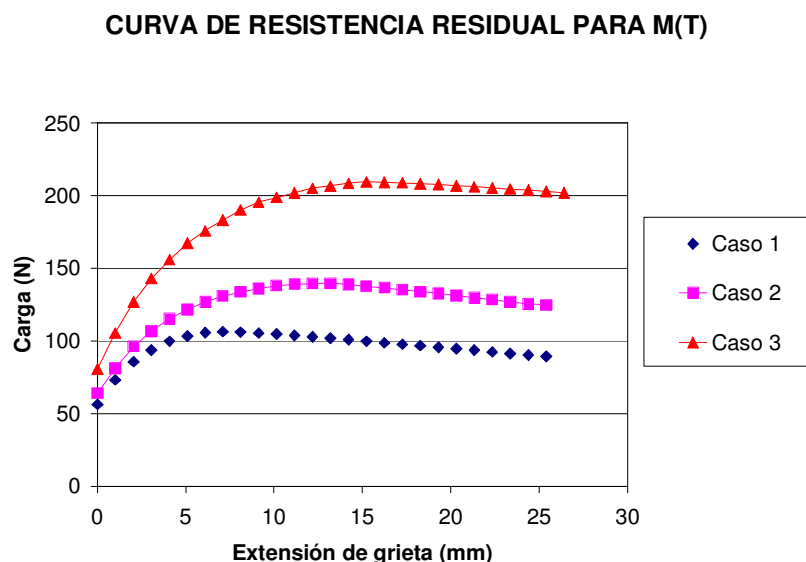
Para terminar el estudio se realizará un análisis de sensibilidad para determinar la influencia en los resultados del otro parámetro involucrado en el proceso, el h_c core. Durante todo el análisis se ha considerado $h_c=1.02\text{mm}$, como ya se comentó anteriormente. Para determinar la influencia de este parámetro se tomarán dos casos diferentes: $h_c=0.51\text{mm}$ y $h_c=2.03\text{mm}$, y la probeta que se utilizará será la del principio, es decir, probeta M(T) con una anchura de $W=304.8\text{mm}$ y un espesor de 2.3mm . El CTOD_c utilizado será el que se ha estimado y usado durante todo el proceso de análisis (0.094mm).

Los resultados obtenidos muestran que una variación de la altura del h_c , en el orden de magnitud señalado anteriormente, no es significativa en cuanto a los resultados de las curvas de resistencia residual.

Para finalizar este análisis se ha representado en la misma gráfica las curvas de resistencia residual para una probeta M(T), variando el espesor y la anchura de la probeta. El objetivo de este último ensayo es comparar la variación de la carga máxima que resiste la probeta a medida que aumenta la extensión de grieta en función de los parámetros mencionados.

PROBETA M(T)			
	CASO 1	CASO2	CASO3
Ancho W (mm)	304.8	304.8	609.6
Espesor B (mm)	1.6	2.3	1.6
CTOD _c (mm)	0.127	0.094	0.127
CTOA (°)	5.4	5.23	5.4

Tabla XIV. Casos de estudio para análisis comparativo de la resistencia residual en probeta M(T)



Gráfica 12. Análisis comparativo de resistencia residual para probeta M(T)

Como consecuencia de la gráfica anterior se pueden extraer conclusiones prácticas a nivel de dimensionado de estructuras: por ejemplo, el uso de espesores equivalentes en el momento de predecir valores de resistencia residual de paneles y siempre de un lado conservador (en el caso de especímenes de igual anchura pero diferentes espesores, Caso 1 y 2).

SIMULACIÓN DE AVANCE DE GRIETA CON MSC/NASTRAN

El objetivo de las secciones precedentes es adquirir la tecnología de obtención de CTOA crítico de la correlación de modelos de elementos finitos de probetas con los resultados de carga – extensión de grieta procedente de ensayos.

Pero la finalidad principal de este trabajo es analizar la viabilidad de MSC/NASTRAN para realizar este tipo de correlaciones, y su posterior aplicación a modelos de estructuras complejas (paneles delgados de ala o fuselaje).

MSC/NASTRAN es un código comercial de elementos finitos de propósito general muy utilizado en la industria aeroespacial; no obstante, empiezan a utilizarse otros códigos como pueden ser ABAQUS, SAMCEF, etc.

En cuanto a herramientas propias de Mecánica de Fractura incorporadas por MSC/NASTRAN, se puede decir que no es un código orientado a esta disciplina, ya que como se ha señalado anteriormente, se trata de un código de propósito general. Únicamente incorpora dos elementos: uno en elasticidad bidimensional, CRACK 2D, y otro en elasticidad tridimensional, CRACK 3D, los cuales incorporan técnicas de correlación del campo de desplazamiento¹⁰ con el fin de estimar un valor de Stress Intensity Factor K , dentro del ámbito de la Mecánica de Fractura Elástico Lineal. En realidad, el aporte de MSC/NASTRAN en este ámbito es limitado.

En esta sección se muestran los resultados obtenidos con el procedimiento descrito en la introducción. Se simulan nodos coincidentes a lo largo del camino predeterminado de fractura, y se unen mediante condición de contorno tipo Multi Point Constrain (MPC) los cuales van siendo “liberados” (Nodal Release) según avanza la grieta. El proceso se lleva a cabo mediante concatenación de pasadas “Nastran” teniendo en cuenta el “histórico” en términos de rigidez y carga interna mediante técnicas de Restart.

El modelo constitutivo de material utilizado consiste en un modelo elastoplástico incorporado por MSC/NASTRAN. Para ello se ha introducido la curva de material indicada en la Figura 3, correspondiente a un aluminio 2024 T3.

En primer lugar se han obtenido las curvas de resistencia residual tanto para probetas M(T) como C(T), utilizando modelos en elasticidad bidimensional, es decir, toda la probeta en tensión plana y una banda en deformación plana a lo largo del frente de fisura (plane strain core, h_c). Los resultados obtenidos son comparados con datos procedentes de ensayos realizados por la NASA⁶. Las curvas de resistencia residual han sido obtenidas a partir de un procedimiento automático denominado “gestor de avance de grieta”. Esta herramienta informática permite controlar, evaluar y gestionar de forma automática todo el proceso. El procedimiento consiste en lanzar un único modelo “Nastran” donde se indica el camino preestablecido de la grieta y el CTOA crítico como parámetro de gobierno de apertura de grieta. La herramienta gestiona tanto el avance de grieta como el incremento de carga, generando todos los modelos necesarios en función de los puntos que se necesiten para dibujar la curva de resistencia residual. Las Figuras 11 y 12 muestra un detalle de la malla empleada, tanto en 2 como en 3 dimensiones, correspondiente a una probeta M(T) y C(T) respectivamente.

Tanto para los modelos de la probeta M(T) como C(T) se ha utilizado los patrones de malla indicados en las Figuras 11 y 12 respectivamente. El paso de elemento para ambos modelos es de 1mm. La tipología de elemento utilizada en el modelo bidimensional es de elemento cuadrado de un nodo en cada vértice con cuatro puntos de integración. Cabe destacar que con el fin de evitar una sobre rigidez a cortante se ha utilizado la opción de corrección a comportamiento a flexión mediante una técnica de integración reducida.

Los modelos tridimensionales para ambas probetas han sido creados a partir de una extrusión de la malla bidimensional en el sentido normal al plano principal de la probeta. Los elementos utilizados en los estudios tridimensionales son elementos “bricks” de un nodo

en cada vértice. La Figura 13 indica el numero de elementos empleados para ambos modelos en sentido normal al plano de la probeta.

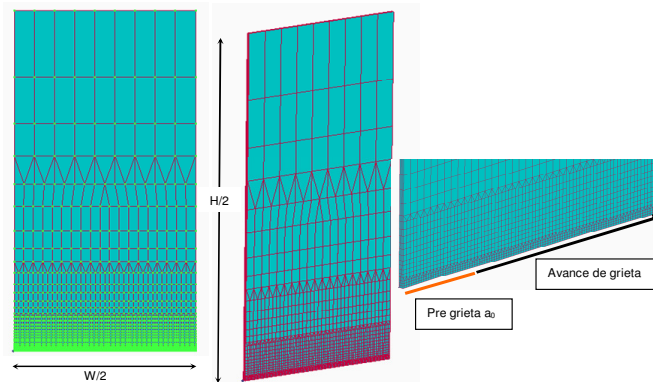


Figura 11. Modelo de elementos finitos para una probeta M(T), simetría un cuarto

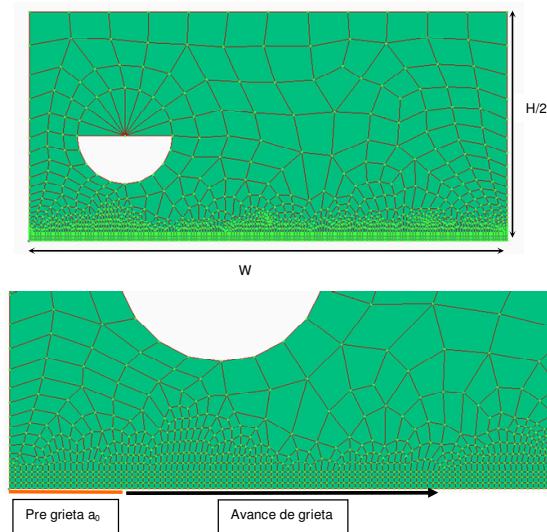


Figura 12. Modelo de elementos finitos para una probeta C(T), simetría un medio

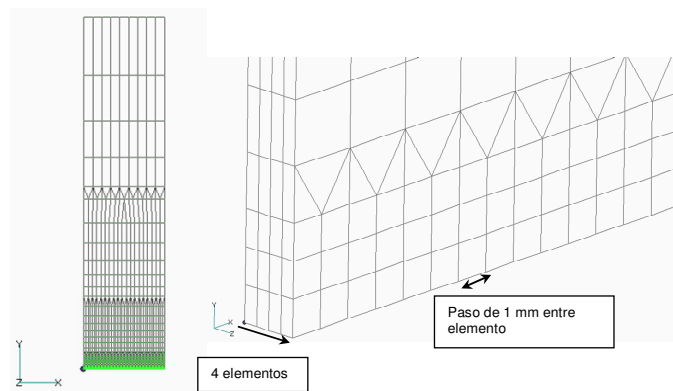


Figura 13. Modelo de elementos finitos 3D distribución de elementos a lo largo del espesor y paso de malla

En cuanto a la triaxialidad de tensiones alojadas en las proximidades del extremo de fisura, cabe señalar que el modelo tridimensional planteado, con cuatro elementos a lo largo del espesor de la probeta, aproxima el estado triaxial de tensiones.

Suponiendo una placa fisurada de espesor B sometida a un estado de cargas en Modo I, ésta presenta el estado tensional que muestra la Figura 14. Si la placa no estuviera fisurada, ésta estaría sometida a un estado de tensión plana. Al estar fisurada se produce una elevada tensión normal al plano de la fisura que hace que el material del borde de grieta intente contraerse en dirección 'z', mientras que el material colindante trata de impedirlo, generándose un estado triaxial de tensiones en el borde de la fisura, Figuras 14a y b.

Las Figuras 14c y b muestran el estado tensional (σ_z y σ_y) en el borde de grieta en el modelo tridimensional planteado. Además se ha superpuesto la no deformada de la probeta. Como puede observarse, en zonas alejadas del fondo de fisura el material se deforma muy poco en dirección al espesor; este hecho restringe el desplazamiento hacia el interior del material, en zona cercana a la grieta, resultando por tanto un estado de deformación plana.

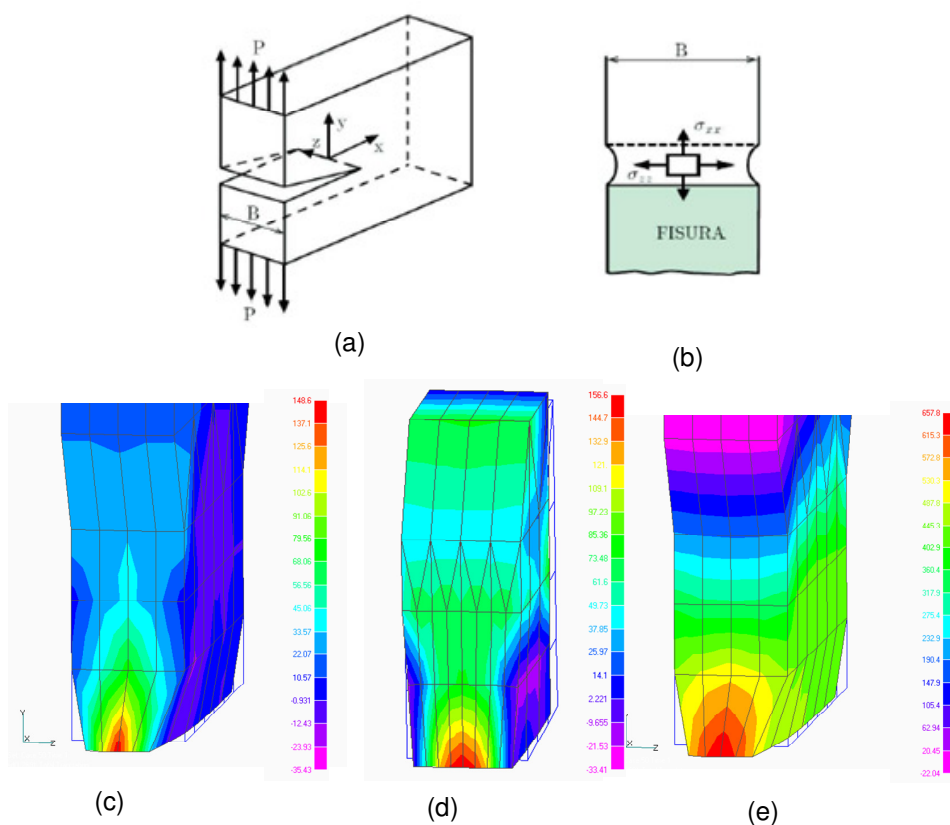


Figura 14. (a) Placa fisurada en modo I. (b) Estado tensional tridimensional en el borde de grieta. (c) Distribución de esfuerzos en dirección normal al espesor. (d) Distribución de esfuerzos en dirección normal al espesor para 8 elementos. (e) Distribución de esfuerzos en dirección de aplicación de la carga

PREDICCIÓN DE LA RESISTENCIA RESIDUAL CON MSC/NASTRAN EN 2 DIMENSIONES

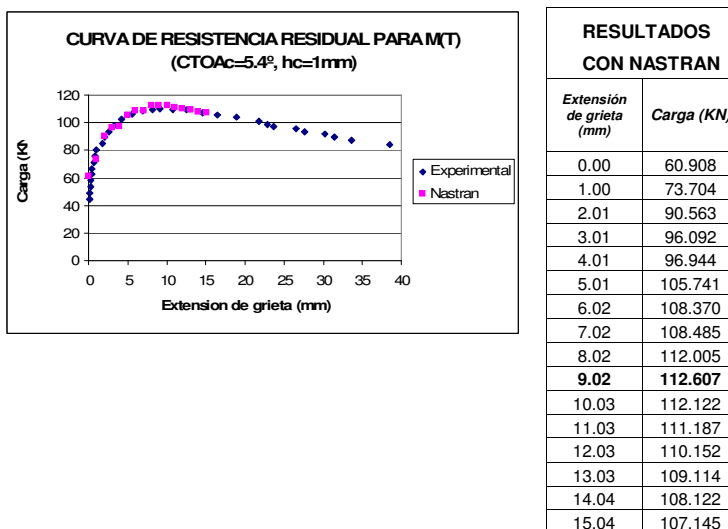
Para la predicción de la resistencia residual en dos dimensiones se han utilizado probetas tanto M(T) como C(T). Ambas probetas son de aluminio 2024-T3 de un espesor de 1.6mm; por tanto, el CTOAc utilizado para ambas probetas es el estimado anteriormente (CTOAc=5.4°). Como se ha realizado un modelo en 2 dimensiones se recurrirá al concepto de h_c , usando un valor de $h_c=1\text{mm}$ para ambos modelos. A continuación se muestra una tabla que resume los datos más relevantes utilizados para ambas probetas.

	CASO 1	CASO 2
Material	Al 2024-T3	Al 2024-T3
Tipo de Probeta	M(T)	C(T)
Espesor (mm)	1.6	1.6
CTOAc	5.4°	5.4°
a_o (mm)	51.13	60.96
W (mm)	304.8	152.4

Tabla XV. Casos de estudio para análisis comparativo de la resistencia residual en probeta M(T) codificadas en MSC/NASTRAN

CASO 1:

Los resultados de la curva de resistencia residual obtenidos mediante Nastran en 2 dimensiones frente a los datos experimentales de la NASA⁶ se representan en la siguiente gráfica:



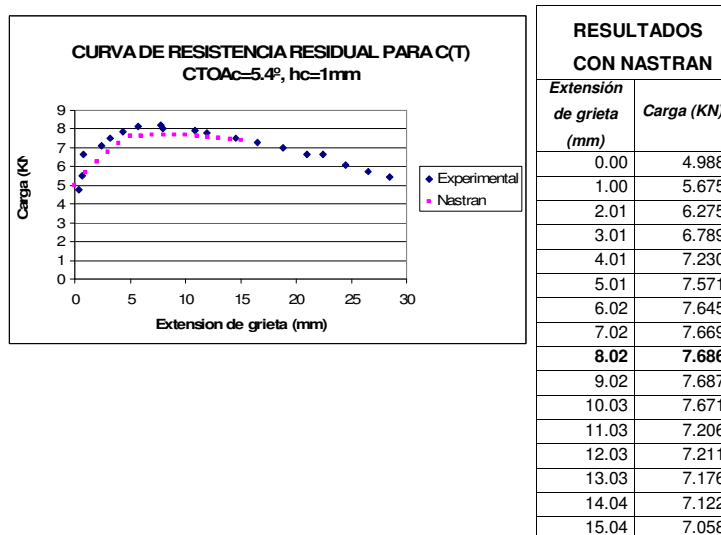
Gráfica 13. Comparación de resultados de Nastran con hc core frente a resultados experimentales

Como conclusión podemos derivar que la curva obtenida con MSC/NASTRAN muestra una correlación muy buena, error $\approx 2\%$, con respecto a los datos experimentales (112.6 KN para una extensión de grieta de 9.02 mm obtenido mediante el modelo FEM, frente a 110 KN para una extensión de grieta 9.07 mm según referencia de la NASA). En la Tabla XV se muestran los valores numéricos de los datos experimentales.

CASO 2:

En este estudio se ha podido comprobar que uno de los factores más influyentes a la hora de predecir la resistencia residual es la discretización de la carga aplicada. En este caso se ha obtenido la curva de resistencia residual discretizando la carga de dos formas diferentes. En la primera se han utilizado 5 pasos (Caso 2a) en cada incremento de carga y en la segunda 8 pasos (Caso 2b).

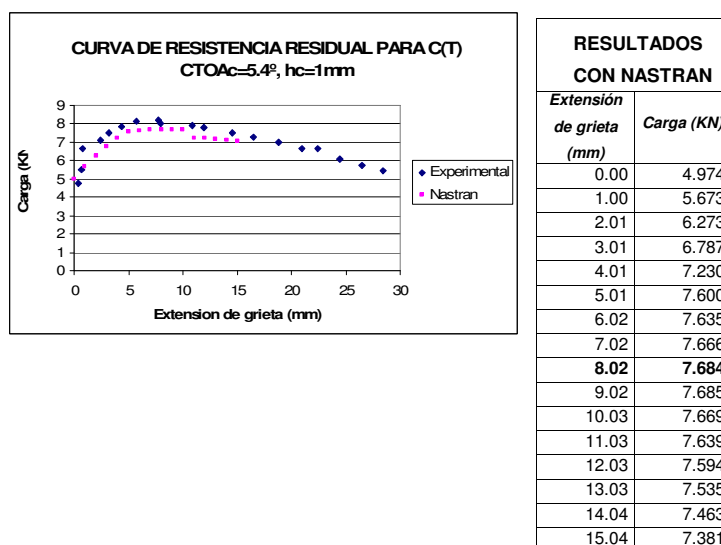
CASO 2a:



Gráfica 14. Comparación de resultados de Nastran con hc core frente a resultados experimentales

Al igual que en el Caso 1 podemos derivar que la curva obtenida con MSC/NASTRAN muestra una correlación “buena”, 6% por debajo de los datos experimentales, resultando conservadora la predicción. (7.7 KN para una extensión de grieta de 8.02mm obtenido mediante el modelo FEM, frente a 8.2 KN para una extensión de grieta 8mm según referencia de la NASA)

CASO 2b:



Gráfica 15. Comparación de resultados de Nastran con hc frente a resultados experimentales

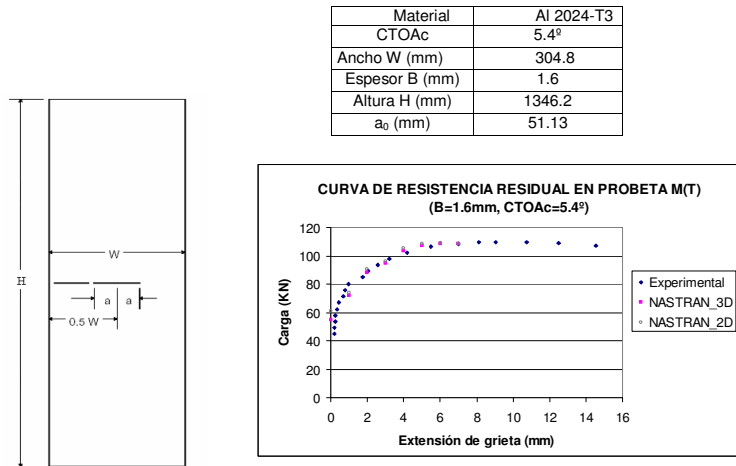
DATOS EXPERIMENTALES PARA M(T)		DATOS EXPERIMENTALES PARA C(T)	
Extensión de grieta	Carga (KN)	Extensión de grieta	Carga (KN)
0.18	44.615	0.41	4.773
0.20	48.975	0.64	5.480
0.23	53.423	0.74	6.637
0.25	57.871	2.39	7.090
0.36	62.364	3.25	7.531
0.46	66.812	4.39	7.851
0.66	71.260	5.69	8.122
0.76	75.753	7.80	8.198
0.99	80.157	8.00	8.020
1.75	84.916	10.92	7.909
2.03	89.053	11.94	7.784
2.57	93.501	14.53	7.491
3.20	97.905	16.46	7.304
4.17	102.353	18.87	6.970
5.51	106.534	20.98	6.646
6.99	108.358	22.45	6.637
8.10	109.337	24.49	6.103
9.07	109.782	26.49	5.752
10.74	109.292	28.42	5.458
12.50	109.025	30.40	5.151
14.55	107.068	32.61	4.849
16.43	105.689	34.75	4.502
18.90	103.599	36.45	4.168
21.77	100.885	38.46	3.861
22.86	98.528	40.59	3.648
23.62	96.837	42.06	3.363
26.59	95.636	44.68	3.105
27.58	93.101		
30.23	91.855		
31.50	89.364		
33.63	86.962		
38.48	84.160		

Tabla XVI. Datos experimentales⁶ tanto para la probeta C(T) y M(T)

PREDICCIÓN DE LA RESISTENCIA RESIDUAL CON MSC/NASTRAN EN 3 DIMENSIONES

A continuación se muestran los resultados de predicción de la curva de resistencia residual obtenidos para una probeta M(T) en 3D mediante código MSC/NASTRAN, los resultados son comparados con datos experimentales procedentes de la NASA:

1er CASO:



Gráfica 16. Comparación de resultados de MSC/NASTRAN, modelo tridimensional y bi-dimensional frente a resultados experimentales, $CTOAc = 5.4^\circ$

RESULTADOS CON NASTRAN EN 3D	
Extensión de grieta (mm)	CARGA (KN)
0.00	54.929
1.00	71.983
2.01	87.921
3.01	94.944
4.01	103.517
5.01	107.293
6.02	108.438
7.02	108.197
8.02	111.059

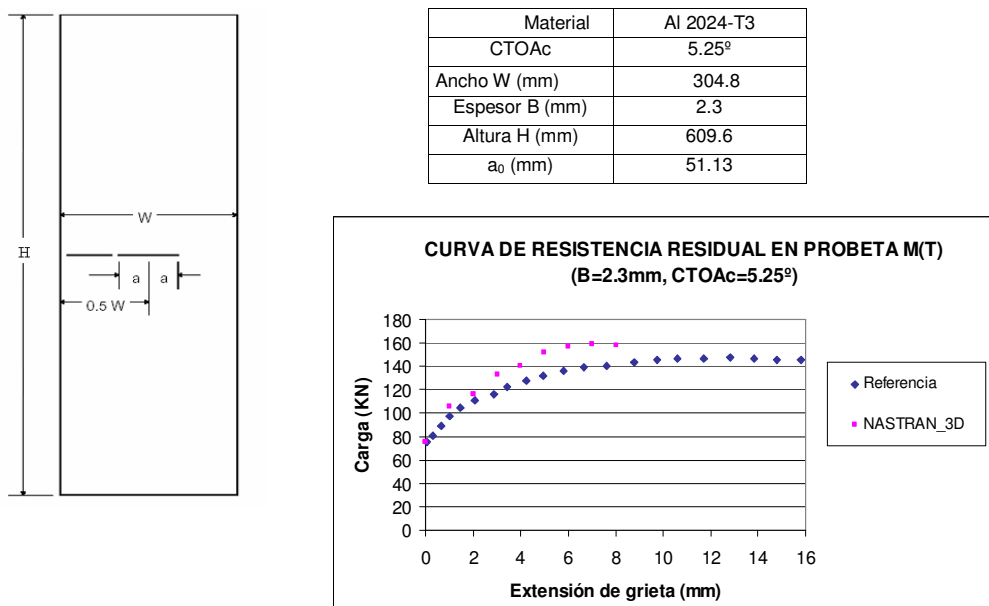
DATOS EXPERIMENTALES (NASA)	
Extensión de grieta (mm)	Carga (KN)
0.18	44.615
0.20	48.975
0.23	53.423
0.25	57.871
0.36	62.364
0.46	66.812
0.66	71.260
0.76	75.753
0.99	80.157
1.75	84.916
2.03	89.053
2.57	93.501
3.20	97.905
4.17	102.353
5.51	106.534
6.99	108.358
8.10	109.337
9.07	109.782
10.74	109.292
12.50	109.025
14.55	107.068

Tabla XVII. Datos experimentales⁶ y calculados mediante modelo tridimensional, 1^{er} caso probeta M(T)

Finalmente se muestran los resultados de predicción de la curva de resistencia residual obtenidos mediante NASTRAN en 3 dimensiones, comparándolos con los datos que ofrece la tesis de M. A. James⁵. Los datos de esta tesis han sido hallados mediante el programa Franc2D/L, utilizando un modelo en 2 dimensiones y con $h_c=1\text{mm}$. Según la Gráfica 12, el hecho de aumentar el espesor de la probeta de 1.6mm a 2.3mm implica que el máximo de resistencia residual aumente y además se produzca a tamaños de grieta estable mayores.

Los resultados obtenidos mediante Nastran reproducen esta situación, obteniendo valores pico de resistencia residual por encima de la referencia (158.8 KN frente a 142 KN), Gráfica 17. En cuanto al tamaño de grieta en el cual se alcanza el máximo de carga que el panel puede soportar, el modelo da un tamaño de grieta de 7mm, menor tamaño del esperado. No obstante, la curva correspondiente Franc2D/L muestra muy poca variación de carga resistente de la probeta desde tamaños de grieta entre 8mm. y 16mm. Las posibles divergencias encontradas se deben a que el CTOA de 5.25° es una estimación del CTOD utilizado por FRANC2D/L; éste está medido a un paso de malla (Nodal Release) que no corresponde con el paso de malla propuesto en el modelo NASTRAN, además de haber sido estimado con un modelo bidimensional. Un ajuste del valor del CTOA utilizado, 5.25° , disminuirá las divergencias entre ambos modelos.

2° CASO:



Gráfica 17. Comparación de resultados de Nastran, modelo tridimensional, frente a resultados experimentales, 2^{do} caso probeta M(T), $CTOAc = 5.25^\circ$, Ref. [3]

RESULTADOS CON NASTRAN		DATOS DE REFERENCIA (MEDIANTE FRANC 2D/L)	
<i>Extensión de grieta (mm)</i>	<i>CARGA (KN)</i>	<i>Extensión de grieta (mm)</i>	<i>CARGA (KN)</i>
0.00	75.322	0.00	74.24
1.00	105.314	1.02	97.56
2.01	116.278	2.03	110.18
3.01	133.349	3.05	118.22
4.01	140.368	4.06	126.50
5.01	152.039	5.08	132.67
6.02	157.425	6.10	137.21
7.02	158.824	7.11	139.68
8.02	157.840	8.13	141.74
		9.14	143.83
		10.16	145.59
		11.18	146.51
		12.19	147.06
		13.21	146.95
		14.22	145.95
		15.24	145.33
		16.26	144.43

Tabla XVIII. Datos experimentales⁵ y calculados mediante modelo tridimensional, 2^{do} caso probeta M(T)⁵

CONCLUSIONES

- Las hipótesis y parámetros de la Mecánica de Fractura Elástico Lineal, como el factor de intensidad de tensiones, aplicados a la resolución del problema de progreso de grieta en paneles delgados, no reproducen¹¹ de forma correcta los datos aportados de forma experimental.

- Incluso, se plantean dudas¹² acerca de la fiabilidad de los resultados obtenidos mediante metodologías que tienen en cuenta conceptos de la Mecánica de Fractura Elastoplástica, como son las curvas “R”.

- Acudir a parámetros de control de progreso de grieta, como son el “Crack Tip Opening Angle” (CTOA) y el “Crack Tip Opening Displacement” (CTOD), en paneles delgados con amplias zonas de plasticidad en el borde de fisura, ofrece resultados que reproducen con bastante aceptación los obtenidos mediante ensayo.

- El uso del CTOA supone el parámetro básico de gobierno de una simulación numérica del progreso de grieta en especímenes metálicos delgados donde la presencia de plasticidad es significativa. El CTOA se considera un factor asociado al tipo de material y dependiente únicamente del espesor del espécimen.

- Como consecuencia directa de lo indicado en el punto anterior, valores de CTOA y CTOD asociados a especímenes de pequeño tamaño, probetas M(T) y C(T), son directamente aplicables a simulaciones de progreso de grieta en paneles rigidizados de ala o fuselaje.

- Utilizar un modelo de elasticidad bidimensional en tensión plana para representar un problema de crecimiento de fisura en un panel delgado, requiere el uso del concepto denominado “Plane Strain Core”. El parámetro h_c core permite representar el estado triaxial de tensiones existente en el frente de grieta. Se estiman valores de h_c del orden del espesor de la placa. No obstante, una variación en términos de igual orden de magnitud del h_c no supone cambios significativos en la respuesta del modelo matemático.

- El objetivo final de esta metodología, no contemplada en este trabajo, consiste en reproducir el comportamiento del modelo de un panel rigidizado ante el progreso estable de una grieta existente. Se entiende que el panel es de una única aleación de aluminio (si es integrado) o bien, si los rigidizadores son remachados, puede tratarse de aleaciones distintas del mismo material. Además el panel y los rigidizadores tendrán zonas de espesores diferentes. Por tanto, existirán tantos CTOAc como zonas de espesor distinto y asociado a un material determinado.

Por otro lado y con el fin de estimar valores de CTOAc. A nuestro juicio, el procedimiento desde un punto de vista de cálculo (aproximación numérica) tal y como proponemos en este trabajo consiste, en primer lugar, en ajustar un valor de CTOAc con un modelo (tamaño probeta) lo más representativo, sobre todo en el frente de grieta (modelo tridimensional). Evidentemente, para ello es necesario disponer de curva de resistencia residual de una probeta y a su vez de una colección de valores CTOA medidos en el ensayo, a medida que la grieta avanza.

Una vez obtenido un valor de referencia de CTOA, entra en juego el modelo bidimensional. En la práctica, el panel completo debe de idealizarse con elemento placa delgada (estado de tensiones plano). Este problema puede atacarse con un modelo tridimensional, pero no es práctico desde un punto de vista ingenieril (resultado-coste). Por ello, es necesario ajustar la curva de resistencia residual con un modelo bidimensional introduciendo para ello el concepto de plane strain core.

- Se han utilizados, los mismos valores de CTOA en los modelos bi y tridimensionales analizados con MSC/NASTRAN; los resultados obtenidos ofrecen resultados muy prometedores con el fin de abordar en un futuro la simulación del progreso de grieta en un panel completo. No obstante, cabe señalar que en futuros estudios y junto con la disponibilidad de valores, obtenidos en ensayos, tanto de CTOAc como de curvas de resistencia residual de probetas, se realizará una correlación del comportamiento de los modelos bi y tridimensionales teniendo en cuenta la secuencia de cálculo indicada en el punto anterior. Los valores de CTOA del modelo bidimensional y tridimensional deberán de estar en el mismo rango de valor, pero no tienen por que ser los mismos.

FUTURAS LINEAS DE INVESTIGACIÓN

- Dado que el parámetro CTOA es aplicable a probetas de laboratorio, como se ha demostrado en los análisis expuestos en el presente trabajo [beta M(T) y C(T)], es necesario verificar estos análisis mediante datos procedentes de experimentos realizados en laboratorio. En este sentido, la documentación y bibliografía consultada ofrece numerosos datos procedentes de experimentación. Por el contrario, hay poca información de la metodología, instrumentación y software empleado en la medición del CTOA.

- Finalmente se podrá realizar una aproximación del comportamiento del progreso de una grieta en un panel rigidizado completo, teniendo en cuenta todos los factores tanto desde el punto de vista geométrico (panel plano o curvo, geometría de rigidizadores, larguerillos integrados o remachados, etc.), de cargas, no linealidades, no sólo de material sino también geométricas (grandes desplazamientos fuera del plano).

REFERENCIAS

- 1 J.C. Newman Jr, M.A. James y U. Zerbst, "A review of the CTOA/CTOD fracture criterion", *Engineering Fracture Mechanics* **70**, pp 371-385, (2003).
- 2 B.R. Sesshadri, M.A. James, R.D. Young y J.C. Newman, "Recent developments in the analysis of monolithic structures at NASA Langley", *The sixth Joint FAA/DoD/NASA Aging Aircraft Conference*, San Francisco, California, (2002).
- 3 C.S. Chen, Paul A. Wawrzynek y A.R. Ingraffea, "Crack growth simulation and residual strength prediction in airplane fuselage", NASA/CR-1999-209115, (1999).
- 4 D.S. Dawicke y J.C. Newman Jr, "Residual strength predictions for multiple site damage cracking using a three dimensional finite element analysis a CTOA criterion", *Fatigue and Fracture Mechanics*, Vol. 29, (1998).
- 5 Mark A. James, "A Plane stress finite element model for elastic-plastic mode I/II crack growth", Department of Mechanical and Nuclear Engineering, Engineering College, Kansas University, (1998).
- 6 William M. Jonhston, "Fracture tests on thin sheet 2024-T3 aluminum alloy for specimens with and without anti-buckling guides", NASA/CR-2001-210832, (2001).
- 7 J.C. Newman Jr., B.C. Booth y K.N. Shivakumar, "An elastic-plastic finite element analysis of the J-resistance curve using a CTOD criterion", In D.T. Read and R.P. Read (Eds.), *18th National Symposium on Fracture Mechanics ASTM STP 833*, (1984).
- 8 J.C. Newman Jr, A. Brot y C. Matias. "Improved crack growth predictions in 7075-T7351 aluminum alloy under various aircraft loads spectra", *The seventh Joint FAA/DoD/NASA Aging Aircraft Conference*, New Orleans, LA, (2003).
- 9 T.L. Anderson, "*Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*", CRC Press, EE.UU., (1995).
- 10 F. Martín de la Escalera, E. Mirón, S. Santos y J. Fernández Sáez, "Métodos computacionales aplicados a la resistencia residual de paneles de ala o fuselaje", *Anales de Mecánica de Fractura*, Vol. I, pp 293-303, (2006).
- 11 S. Santos Plaza, "Predicción mediante herramientas computacionales de la resistencia residual en probetas M(T) y C(T) utilizando el criterio CTOA", Proyecto de Fin de Carrera, Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras, Universidad Carlos III de Madrid, Escuela Politécnica Superior, (2004-2005).
- 12 "*MSC NASTRAN 2004 Reference Manual*", MSC Software Corporation.
- 13 "*Franc2D/L: A Crack propagation Simulator for Plane Layered Structures Version 1.5 User's Guide*", Erin Lesulauro, Cornell University, Ithaca, New York.