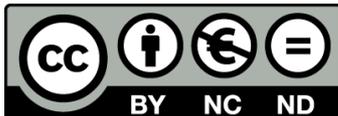

Tesis doctoral

Análisis no lineal de la influencia del rigidizador en la estabilidad local de arcos de acero conformados en frío

José Luis Junquera F.- Díez



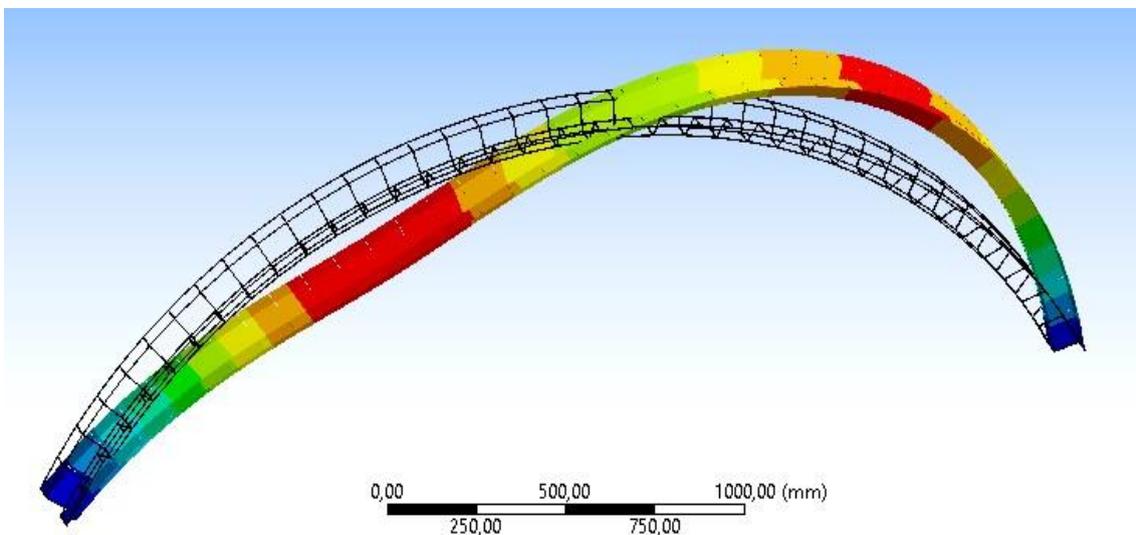
Aquesta tesi doctoral està subjecta a la licència [Reconeixement-NoComercial-SenseObraDerivada 4.0 Internacional \(CC BY-NC-ND 4.0\)](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/)

Esta tesis doctoral está sujeta a la licencia [Reconocimiento-NoComercial-SinObraDerivada 4.0 Internacional \(CC BY-NC-ND 4.0\)](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/)

This doctoral thesis is licensed under the [Attribution-NonCommercial-NoDerivatives 4.0 International \(CC BY-NC-ND 4.0\)](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/)

ANÁLISIS NO LINEAL DE LA INFLUENCIA DEL RIGIDIZADOR EN LA ESTABILIDAD LOCAL DE ARCOS DE ACERO CONFORMADOS EN FRÍO

José Luis Junquera F.- Díez



Tesis doctoral dirigida por:

Dra. Elsa Pérez Guindal

Dra. Marta Musté Rodríguez

Tutor: Dr. Ricardo Gómez Val

Programa: Arquitectura Técnica



Universitat Internacional de Catalunya

**“ANÁLISIS NO LINEAL DE LA INFLUENCIA DEL
RIGIDIZADOR EN LA ESTABILIDAD LOCAL DE ARCOS DE
ACERO CONFORMADOS EN FRÍO”**

Autor: José Luis Junquera F.- Díez

TESIS DOCTORAL

Universitat Internacional de Catalunya, 2022

Directoras de la tesis: Dra. Elsa Pérez Guindal, Dra. Marta Musté Rodríguez

Tutor de UIC BCN: Dr. Ricardo Gómez Val

Programa de Doctorado: Arquitectura Técnica

Línea de investigación: acero conformado en frío

A mis padres.

AGRADECIMIENTOS

Quisiera manifestar mi agradecimiento:

- A Pedro Casariego, Vicenç Sarrablo y Josep Lluís Guinovart por haberme abierto las puertas al mundo de la investigación y por haber hecho posible que se llevara a cabo el presente trabajo académico. De forma especial quisiera agradecer a Pedro Casariego todo el tiempo dedicado a dirigir, guiar y resolver las dificultades y las dudas que han ido surgiendo.

- A Elsa Pérez y a Marta Musté por su entusiasmo, dedicación y por su disponibilidad para asesorar y llevar a buen puerto esta tesis. También, por haberme brindado la posibilidad de realizar la parte experimental en el laboratorio de Estructuras de la EPSEVG. A Germán Morillo por haber confeccionado en tiempo récord el material de laboratorio.

- A Ricardo Gómez por su solicitud y por haberse prestado a tutorizar el presente trabajo.

- A la ESARQ de la UIC, al departamento de Resistencia de Materiales y Estructuras de la UPC, a la Biblioteca de la UIC y muy especialmente a la Escuela de Doctorado de la UIC por todo el apoyo recibido.

RESUMEN

Una de las estructuras ligeras más empleadas en la construcción de cubiertas metálicas es el arco de acero conformado en frío. Se trata de un elemento autoportante que se puede colocar de forma relativamente sencilla y sin necesidad de incorporar ningún sistema de refuerzo. El diseño de esta tipología puede llegar a constituir un importante reto ya que no existe un consenso definitivo sobre su comportamiento mecánico bajo diferentes fenómenos de inestabilidad. Es por ello que en el presente trabajo académico se ha decidido abordar el análisis del pandeo local del perfil del arco utilizando el Método de los Elementos Finitos para estudiar su comportamiento bajo solicitaciones de compresión pura. El objetivo principal ha consistido en analizar la influencia de la profundidad del rigidizador en el patrón de colapso y en la capacidad resistente. Se han estudiado con detalle los modos de pandeo con rigidizador completo, rigidizador rebajado y sin rigidizador y se han analizado los diversos mecanismos de fallo con objeto de conocer el comportamiento no lineal del sistema. Para validar las simulaciones se han realizado en el laboratorio de resistencia de materiales de la EPSEVG unos ensayos experimentales aplicando la técnica de la extensometría eléctrica en una muestra de chapa nervada.

Como conclusión final del estudio se han establecido unas orientaciones sobre la resistencia local del perfil del arco y se han elaborado algunas recomendaciones que pueden llegar a ser de utilidad en el diseño de esta tipología estructural.

SUMMARY

One of the light structures most widely used to construct metal roofs is the cold-formed steel arch. This is due to the fact that it is a self-supporting element that can be easily placed without the need of including any reinforcement system. The design of this constructive typology can become an important challenge since there is no definitive consensus on its mechanical behavior under different phenomena of instability. This is the reason why in the present work we have decided to analyze the local buckling of the arch profile by using the Finite Element Method to study its behavior when compression internal forces are applied. The main goal has been to know the influence of the depth of the stiffener on the collapse patterns and on the bearing load capacity. We have studied in detail the buckling modes with full stiffener, lowered stiffener and without stiffener and we have analyzed the failure mechanisms to know the nonlinear behavior of the system. In order to validate the simulations, experimental tests were carried out in the strength of materials laboratory of the EPSEVG applying electrical extensometry on a sample of steel sheet.

As a final conclusion of the study, guidelines are established on the local strength of the arch profile and some recommendations are made that might be useful to design this structural typology.

ÍNDICE

	<u>Pág.</u>
1.INTRODUCCIÓN	14
1.1 Objeto de estudio	14
1.2 Análisis y enfoque del problema	18
1.3 Aportación original de la tesis	19
1.4 Propuesta de futuras investigaciones	20
2. ESTADO DEL ARTE	
2.1 Arcos metálicos	21
2.2 Arcos de chapa metálica	23
3. ANÁLISIS ESTRUCTURAL DE LOS PERFILES POR EL M.E.F	28
3.1 Material y métodos	28
3.2 Presentación de los perfiles a simular	32
3.3 Validación de los modelos	39
3.3.1 Modelo a compresión pura con elementos de interpolación no lineal	39
3.3.2 Modelo a compresión pura con elementos de interpolación lineal	46
3.4 Simulaciones del perfil LG40	51
3.4.1 Simulaciones del perfil LG40 con rigidizador completo	53
3.4.2 Simulaciones del perfil LG 40 con rigidizador rebajado	62
3.4.3 Simulaciones del perfil LG40 sin rigidizador	71
3.5 Simulaciones del perfil LG153	93
3.5.1 Perfil LG153 con rigidizador completo	95

3.5.2 Perfil LG153 con rigidizador rebajado	105
3.5.3 Perfil LG153 sin rigidizador	114
4.DISCUSIÓN Y CONCLUSIONES	
4.1 Conclusiones perfil LG40	122
4.1.1 Conclusiones perfil LG40 con rigidizador completo	123
4.1.2 Conclusiones perfil LG40 con rigidizador rebajado	123
4.1.3 Conclusiones perfil LG40 sin rigidizador	124
4.2 Conclusiones perfil LG153	125
4.2.1 Conclusiones perfil LG153 con rigidizador completo	125
4.2.2 Perfil LG153 con rigidizador rebajado	125
4.2.3 Perfil LG153 sin rigidizador	126
4.3 Conclusiones sobre la capacidad resistente de los perfiles	127
5. VALIDACIÓN EXPERIMENTAL POR EXTENSOMETRÍA	130
6. BIBLIOGRAFÍA	143
ANEXO A: MÉTODOS NUMÉRICOS DE CONVERGENCIA NO LINEAL	151
A.1 Método de Newton Raphson	151
A.2 Método de Arc-length	155

Listado de tablas

Tabla 1. Modos LG40 con rigidizador.	53
Tabla 2. Imperfecciones LG40 rigidizador completo	61
Tabla 3. Modos LG40 con rigidizador rebajado	65
Tabla 4. Imperfecciones LG40 con rigidizador rebajado	70
Tabla 5. Modos perfil LG40 sin rigidizador	74
Tabla 6. Imperfecciones LG40 sin rigidizador	83
Tabla 7. Modos perfil LG40 sin rigidizador	84
Tabla 8. Imperfecciones LG40 sin rigidizador	92
Tabla 9. Modos perfil LG153 con rigidizador	99
Tabla 10. Imperfecciones LG153 con rigidizador	104
Tabla 11. Imperfecciones LG153 con rigidizador rebajado	105
Tabla 12. Imperfecciones LG153 rigidizador rebajado	113
Tabla 13. Imperfecciones LG153 sin rigidizador	114
Tabla 14. Imperfecciones LG153 sin rigidizador	121
Tabla 15. Resistencia de los perfiles	127
Tabla 16. Comparativa completo – sin	129
Tabla 17. Comparativa rebajado – sin	129
Tabla 18. Resultados constantes del material	134
Tabla 19. Micro-deformaciones experimentales	137
Tabla 20. Promedios micro-deformaciones experimentales	137
Tabla 21. Micro-deformaciones simulaciones	138
Tabla 22. Comparativa de micro-deformaciones	138
Tabla 23. Análisis con elementos sólidos	140
Tabla 24. Tensiones experimentales	142
Tabla 25. Tensiones simuladas	142
Tabla 26. Desviaciones tensiones	142

Listado de figuras

Fig.1. Imagen de un perfil curvo analizado en esta tesis	15
Fig.2. Imagen de cubierta construida con perfiles curvos	15
Fig.3. Imagen del rigidizador de perfil LG 40	16
Fig.4. Proceso de conformado en continuo	27
Fig.5. Proceso de curvado	27
Fig.6. Modos de fallo: tipo A y B (Casariego, 2014)	29
Fig.7. Curva elastoplástica del acero	31
Fig.8. Elemento utilizado en las simulaciones	32
Fig.9. Perfil completo LG 40	32
Fig.10. Perfil completo LG 153	33
Fig.11. Rigidizador de perfil LG40	34
Fig.12. Rigidizador de perfil LG153.	34
Fig.13. Rigidizador completo del perfil LG40	34
Fig.14. Rigidizador rebajado del perfil LG40	34
Fig.15. Perfil LG40 sin rigidizador	35
Fig.16. Perfil LG40 partido con rigidizador completo	36
Fig.17. Perfil LG40 partido con rigidizador rebajado	36
Fig.18. Perfil partido LG40 sin rigidizador	36
Fig.19. Perfil LG153 partido con rigidizador completo	37
Fig.20. Perfil LG153 partido con rigidizador rebajado	37
Fig.21. Perfil LG153 partido sin rigidizador	38
Fig.22. Corte realizado sobre el perfil LG40	38
Fig.23. Chapa perfil LG 40	38
Fig.24. Detalle zona central de la chapa LG40	39
Fig.25. Chapa perfil LG 153	39

Fig.26. Geometría de modelo a compresión	40
Fig.27. Prueba de mallado	43
Fig.28. Prueba primer modo de pandeo	43
Fig.29. Prueba de mecanismo de fallo	44
Fig.30. Prueba de plastificación	44
Fig.31. Elemento Hex 20	46
Fig.32. Prueba de tensiones	47
Fig.33. Prueba del primer modo de pandeo	47
Fig.34. Prueba de tensiones	48
Fig.35. Prueba del primer modo de pandeo	48
Fig.36. Perfil LG40 con rigidizador completo	51
Fig.37. Perfil LG40 con rigidizador rebajado	51
Fig.38. Perfil LG40 sin rigidizador	52
Fig.39. Compresión pura sobre el perfil	52
Fig.40. Modo 1	54
Fig.41. Modo 2	54
Fig.42. Modo 3	55
Fig.43. Modo 4	55
Fig.44. Modo 5	56
Fig.45. Diagrama fuerza – desplazamiento	57
Fig.46. Imágenes del colapso del perfil	59
Fig.47. Imágenes de la plastificación del perfil	61
Fig.48. Modo 1	62
Fig.49. Modo 2	63
Fig.50. Modo 3	63
Fig.51. Modo 4	64
Fig.52. Modo 5	64
Fig.53. Imágenes del colapso del perfil	67
Fig.54. Imágenes de la plastificación del perfil	68

Fig.55. Diagrama fuerza – desplazamiento	70
Fig.56. Modo de pandeo	71
Fig.57. Convergencia fallida	72
Fig.58. Modo de pandeo	73
Fig.60. Modo 1	75
Fig.61. Modo 2	75
Fig.62. Modo 3	75
Fig.63. Modo 4	76
Fig.64. Modo 5	76
Fig.65. Imágenes del colapso del perfil	78
Fig.66. Imagen de la plastificación del perfil	78
Fig.67. Diagrama fuerza – desplazamiento	80
Fig.68. Imágenes del colapso del perfil	81
Fig.69. Imagen de la plastificación del perfil	82
Fig.70. Diagrama Fuerza – desplazamiento	83
Fig.71. Modo 1	85
Fig.72. Modo 2	85
Fig.73. Modo 3	85
Fig.74. Modo 4	86
Fig.75. Modo 5	86
Fig.76. Imágenes del colapso del perfil	89
Fig.77. Imágenes de la plastificación del perfil	91
Fig.78. Diagrama fuerza – desplazamiento	91
Fig.79. Perfil LG153 con rigidizador completo	94
Fig.80. Perfil LG153 con rigidizador rebajado	94
Fig.81. Perfil LG153 sin rigidizador	95
Fig.82. Modo 1	96
Fig.83. Modo 2	96
Fig.84. Modo 3	97

Fig.85. Modo 4	97
Fig.86. Modo 5	98
Fig.87. Imágenes del colapso del perfil	101
Fig.88. Imágenes de la plastificación del perfil	102
Fig.89. Diagrama fuerza (N) – desplazamiento (mm)	102
Fig.90. Modo 1	106
Fig.91. Modo 2	107
Fig.92. Modo 3	107
Fig.93. Modo 4	107
Fig.94. Modo 5	108
Fig.95. Imágenes del colapso de perfil	110
Fig.96. Imágenes de la plastificación del perfil	112
Fig.98. Modo 1	116
Fig.99. Modo 2	116
Fig.100. Modo 3	117
Fig.101. Modo 4	117
Fig.102. Modo 5	118
Fig.103. Imágenes del colapso del perfil	119
Fig.104. Imágenes de la plastificación del perfil	120
Fig.105. Diagrama fuerza – desplazamiento	121
Fig.106. Comparativa valores resistencia LG-40.	128
Fig.107. Comparativa valores resistencia LG-153	128
Fig.108. Chapa con 6 nervios	130
Fig.109. Corte de perfil con nervio único	131
Fig.110. Corte transversal	131
Fig.111. Marcado previo	132
Fig.112. Cizallado longitudinal	132
Fig.113. Ensayo de constantes elásticas	133
Fig.114. Nomenclatura direcciones rosetas	135

Fig.115. Perfil bi-apoyado con carga central	136
Fig.116. Canales del multiplexor	136
Fig.117. Simulación dirección 1	138
Fig.118. Simulación dirección 2	139
Fig.119. Simulación dirección 3	139
Fig.120. Imagen punto de control en A dirección 1	140

1. INTRODUCCIÓN

1.1 Objeto de estudio.

Hoy en día resulta cada vez más habitual incorporar perfiles ligeros en el sistema estructural de ciertos edificios. Uno de los elementos más ampliamente utilizados en la construcción de cubiertas metálicas es el arco obtenido mediante curvado en continuo de un perfil de chapa de acero. En algunos casos, el proceso de curvado se puede llevar a cabo conjuntamente con el proceso de perfilado, de tal forma que actualmente resulta viable fabricar el arco en obra a partir de una bobina de chapa. En función de la luz y de la flecha, se define en cada caso el radio de curvatura que mejor se adapta a los requerimientos.

Una de las características más apreciadas de esta tipología consiste en que es auto-portante, de tal forma que se hace innecesario incorporar ningún elemento adicional de refuerzo para rigidizar el sistema, pudiéndose cerrar la cubierta de un edificio colocando el perfil directamente sobre las vigas principales de la estructura. Esto constituye una ventaja comparativa bastante destacable desde el punto de vista económico y es la razón esencial por la que cada día se utiliza con más frecuencia en todo tipo de edificaciones urbanas, agrícolas e industriales. Inicialmente, las dimensiones de los arcos eran relativamente reducidas y se fabricaban con luces moderadas de pocos metros. Sin embargo, cada vez se han ido incorporando luces mayores, siendo hoy en día bastante habitual trabajar con longitudes de más de 25 metros. Estos valores también pueden conseguirse con sistemas de construcción convencionales pero haciendo una inversión comparativamente más elevada en materiales y elementos de refuerzo. A nivel de detalle constructivo, la unión en paralelo de varios perfiles se puede conseguir fácilmente empleando métodos de sellado. Por otro lado, el remate a la base de la estructura sobre las vigas principales se puede realizar mediante atornillado sobre perfiles omega inclinados. El montaje

se adapta a diversas técnicas de aislamiento, incluso a sistemas de cubierta de tipo sándwich.



Fig.1. Imagen de un perfil curvo analizado en esta tesis.



Fig.2. Imagen de cubierta construida con perfiles curvos

El diseño y cálculo de esta tipología constructiva presenta un importante nivel de dificultad ya que no existe un consenso definitivo sobre su comportamiento mecánico bajo diferentes fenómenos de inestabilidad. De hecho, no se puede encontrar ninguna expresión de referencia que sirva para calcular y diseñar arcos de este estilo a partir de los sistemas de cargas actuantes por lo que suele ser bastante habitual recurrir a fórmulas basadas en la interacción de sollicitaciones puras para conocer el comportamiento local de las secciones más críticas. Siguiendo esta filosofía, en el presente trabajo académico se ha decidido abordar

el análisis descartando cualquier efecto combinado de dichas solicitaciones. Cabe mencionar que, aunque el arco trabaja claramente a flexo-compresión, las fórmulas de interacción que se emplean habitualmente para comprobar la resistencia local de elementos sometidos a esfuerzos combinados utilizan como datos de partida los esfuerzos internos puros. Aunque se podría haber hecho un estudio de las solicitaciones combinadas con el programa Ansys, hemos decidido hacer el análisis de los esfuerzos a compresión siguiendo la metodología empleada en trabajos previos como (Casariego, 2014) con objeto de conocer la influencia de dichos esfuerzos en la resistencia local de la estructura. Las secciones de los perfiles poseen unos pliegues en V que tienen unas dimensiones inferiores a las de los propios nervios de la chapa. Dichos pliegues son los rigidizadores. En la imagen que se presenta a continuación se puede apreciar cómo es el aspecto del rigidizador del ala inferior:

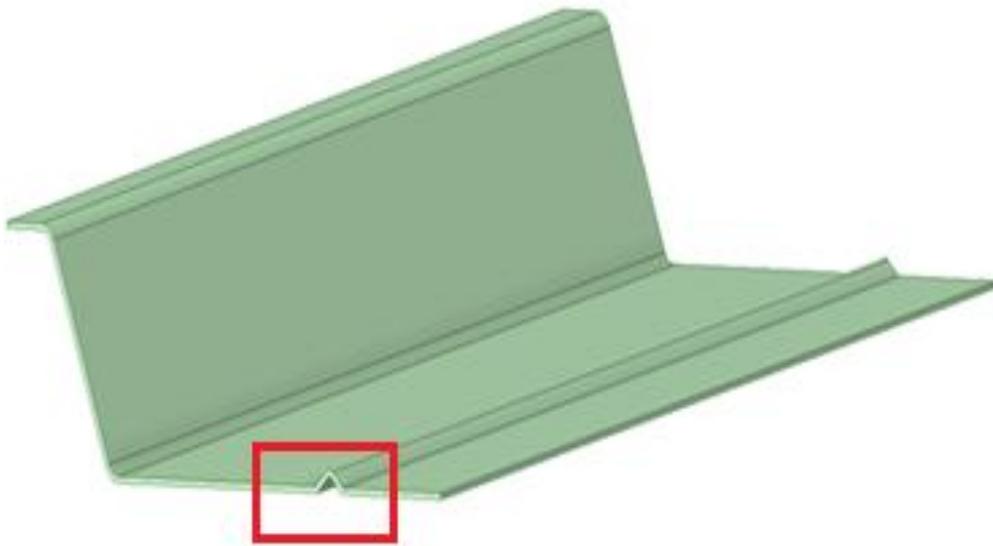


Fig.3. Imagen del rigidizador de perfil LG 40

Más adelante, al presentar los perfiles, se dan más detalles de las características geométricas de las secciones estudiadas.

El **objetivo principal** que se pretende cubrir con el trabajo consiste en analizar la influencia de la profundidad del rigidizador en el patrón de colapso y en la

capacidad resistente de dos perfiles para arcos. Este objetivo se ha conseguido llevando a cabo una serie de simulaciones por el Método de los Elementos Finitos con ayuda del software Ansys Workbench de tal forma que, a su vez, se han cubierto los siguientes **objetivos secundarios**:

a) Estudiar los **modos de pandeo** con rigidizador completo, rigidizador rebajado y sin rigidizador al someter los perfiles seleccionados a solicitaciones de compresión pura. Los modos de pandeo se refieren a las diversas formas de inestabilidad que puede adoptar la geometría de un perfil esbelto y cuya aparición puede llegar a provocar su colapso. En el presente análisis se buscaron dichos modos por el método de los Elementos Finitos y se introdujeron en una simulación en la que se fue aumentando el valor de la carga hasta llegar a provocar el colapso final. Matemáticamente, los modos de pandeo se pueden obtener mediante la resolución del correspondiente problema de valores propios. Dichos valores son únicos para cada modo y sirven para identificarlos.

b) Conocer los **mecanismos de fallo** con rigidizador, con rigidizador rebajado y sin rigidizador, obtenidos en las simulaciones por el método de los Elementos Finitos ante las solicitaciones de compresión pura. Los mecanismos de fallo se corresponden con las configuraciones que adopta el perfil tras haber plastificado y colapsado.

c) Comparar las **curvas de comportamiento mecánico** y determinación de los efectos de la presencia del rigidizador sobre el perfil.

d) Explorar y conocer algunas ventajas del **software Ansys Workbench** con vistas a su posible utilización en futuras investigaciones sobre estructuras de acero conformado en frío.

e) Definir cómo influyen los esfuerzos en la **resistencia del perfil del arco** y establecer unas recomendaciones para el diseño y fabricación de este tipo de elementos.

1.2 Análisis y enfoque del problema

En la presente tesis nos hemos centrado en conocer el efecto de los rigidizadores de los perfiles en la resistencia y en el mecanismo de colapso de la estructura.

La problemática que se analiza está basada en el hecho de que, aunque se sabe cómo se comporta el rigidizador cuando el comportamiento que se analiza es de tipo lineal, no se puede asegurar que su incorporación vaya a provocar el mismo efecto cuando se tiene en cuenta la no linealidad provocada por la zona plástica del material y por las grandes deformaciones de la estructura. Esto es debido al hecho de que desde el momento en que se empiezan a producir grandes deformaciones aparecen fenómenos de inestabilidad de difícil cuantificación que deben ser estudiados de forma específica en cada caso concreto. Es por ello que parece lógico afirmar que la única opción disponible para establecer el margen de seguridad de la estructura consiste en recurrir al método de los Elementos Finitos. Esta técnica de análisis permite trabajar con tolerancias muy ajustadas y sin necesidad de realizar simplificaciones excesivas de la geometría, como ocurre con el método de las bandas finitas. Así mismo, permite conocer con mucha precisión las variables involucradas y permite visualizar de forma muy clara el patrón de colapso del elemento y el nivel de plastificación de sus secciones.

En la fabricación de esta tipología se suelen emplear perfiles de geometría más o menos compleja en los que es inevitable que aparezcan los mencionados fenómenos de inestabilidad tanto a nivel global como a nivel local. También puede ocurrir que durante el proceso de perfilado y curvado se llegue a provocar un cierto debilitamiento de la capacidad resistente. Por lo tanto, el diseñador se encuentra ante la disyuntiva de tener que tomar decisiones sin el apoyo de un método de cálculo general que le permita conocer a priori cuál es la influencia de los parámetros geométricos del rigidizador en la resistencia última. Por otro lado, la documentación existente en la literatura es relativamente escasa.

1.3 Aportación original de la tesis

Se ha establecido por primera vez:

- a) El efecto que provoca ante fenómenos de inestabilidad estructural la incorporación de un rigidizador longitudinal en la resistencia y en el comportamiento no lineal de dos perfiles de chapa trapezoidales para arcos estructurales de sección mono-simétrica y con alas desiguales.
- b) La influencia de la profundidad de los rigidizadores longitudinales en el comportamiento mecánico no lineal de dichos arcos, en los modos de pandeo y en los patrones de colapso.
- c) Qué zonas de los perfiles analizados quedan más plastificadas ante las deformaciones provocadas por las solicitaciones.
- d) Cómo influyen los modos de pandeo en el comportamiento no lineal y en el modo de fallo del perfil.
- e) Las capacidades resistentes de los perfiles originales y de los perfiles con rigidizador.
- f) Los valores efectivos de los perfiles con y sin rigidizador. Dichos valores permiten calcular la resistencia de la estructura mediante fórmulas de interacción.
- g) Unas recomendaciones de diseño para optimizar las capacidades resistentes.

Para conseguirlo, se han llevado a cabo una serie de análisis mediante simulaciones por Elementos Finitos de los perfiles ante las solicitaciones de compresión pura junto con una validación experimental del comportamiento estructural por extensometría eléctrica.

1.4 Propuesta de futuras investigaciones

Se proponen a continuación algunas temáticas como complemento y continuación del presente trabajo:

1. Estudiar la influencia de varios rigidizadores en un perfil conformado en frío. Analizar el efecto del número de rigidizadores y las posibles interacciones entre ellos.
2. Analizar el efecto de la distancia entre rigidizadores en el comportamiento resistente del perfil. Comprobar la posible interacción.
3. Analizar el comportamiento global de perfiles con varios nervios y con rigidizadores.
4. Seguir la metodología empleada en el presente trabajo para analizar el pandeo local de otras geometrías de perfiles para arcos estructurales con y sin rigidizadores.
5. Estudiar la influencia de las variables características de los materiales en el comportamiento de los perfiles con y sin rigidizares.
6. Estudiar el comportamiento estructural de perfiles de chapa de materiales no férricos.
7. Establecer modelos no lineales del comportamiento post-colapso de los perfiles con y sin rigidizadores longitudes estudiando variables de influencia tales

como: número, distancia, altura, imperfecciones geométricas, variables del material ...

2. ESTADO DEL ARTE

2.1 Arcos metálicos

En este capítulo se hace un recorrido a través de los trabajos de investigación más importantes sobre arcos metálicos, a día de hoy. En él se hace referencia a cómo han tratado los diversos autores las cuestiones relacionadas con la resistencia y la estabilidad de este tipo de estructuras bajo diversas situaciones de carga. Se hace una descriptiva de cómo se analizaron los modos de pandeo, las ecuaciones de equilibrio, las soluciones analíticas para pandeo simétrico y anti-simétrico y las variables que intervienen en la determinación de las cargas críticas.

En primer lugar, en el artículo (Bradford, Uy y Pi 2002) se estudió la estabilidad de arcos biarticulados con una sección transversal simétrica sometidos a una carga central. Se obtuvieron soluciones analíticas para cargas de pandeo anti-simétrico y pandeo simétrico.

Los autores de (Liua, Lua, Fua, Pi 2017) también analizaron el comportamiento bajo una carga central. El estudio se focalizó, en este caso, en el pandeo lateral-torsional elástico de arcos circulares bi-empotrados. Se llevaron a cabo análisis para encontrar las ecuaciones de la fuerza de compresión y del momento de flexión de los arcos. Las conclusiones de este trabajo se compararon con los resultados de simulaciones por Elementos Finitos y se obtuvo una gran concordancia, lo que demostró que las ecuaciones propuestas podían proporcionar predicciones suficientemente precisas. El propósito último de este

artículo consistió en proporcionar a los diseñadores una serie de prescripciones útiles para calcular la carga de pandeo lateral-torsional de los arcos.

En (Pi, Trahair 1999) los autores comenzaron el documento comentando que muchos códigos técnicos no proporcionan métodos para diseñar arcos biarticulados de acero y que los pocos que lo hacen se basan esencialmente en una ecuación para la resistencia de una viga-columna equivalente, siendo éste un método que puede no ser siempre adecuado. En el artículo se explica cómo se analizó el pandeo bajo carga de compresión uniforme sobre arcos metálicos con sección en I y cómo se utilizó un modelo por Elementos Finitos para desarrollar un método de diseño. Las fórmulas propuestas permitieron realizar predicciones precisas de las capacidades resistentes. Por otro lado, se llegó a la conclusión de que las estipulaciones del código técnico australiano para columnas de acero no se pueden usar directamente para el diseño de arcos ya que sobrestiman significativamente los valores de resistencia.

En (Pi, Bradford 2002) los autores estudiaron la estabilidad de arcos circulares biarticulados con una sección transversal arbitraria y sujetos a una carga radial uniformemente distribuida. Para ello utilizaron un método energético que permitió deducir las ecuaciones de equilibrio, llegándose a establecer soluciones analíticas concretas. Se propusieron soluciones tanto para el pandeo simétrico como para el pandeo anti-simétrico. El formulismo propuesto se comparó con los resultados de simulaciones por Elementos Finitos, llegándose a la conclusión de que la precisión de los modelos era correcta. Siguiendo con el análisis de la respuesta a pandeo de arcos metálicos cabe mencionar también el trabajo (Pi, Bradford, Tin-Loi 2007) en el que los autores investigaron la estabilidad de los arcos circulares con soportes elásticos sujetos a una carga radial uniformemente distribuida. Se encontró que la flexibilidad de los soportes elásticos puede desempeñar un importante papel en la respuesta estructural de tal forma que al aumentar la flexibilidad de los soportes suele disminuir la carga de pandeo. Al hacer una comparativa con los análisis por Elementos Finitos se vio que el comportamiento mecánico se puede predecir con una gran exactitud y que los correspondientes valores de carga se pueden establecer con un margen de error muy ajustado.

El artículo (Pi, Bradford 2013) presenta un análisis teórico del comportamiento a pandeo de arcos circulares articulados y empotrados sometidos a una carga radial uniformemente distribuida. Las comparaciones con los resultados de simulaciones por Elementos Finitos demostraron que las soluciones analíticas derivadas del estudio pueden predecir con precisión el comportamiento mecánico del arco. Se observó que, en contraste con la mayoría de los estudios hechos anteriormente, el extremo articulado y el extremo empotrado presentan comportamientos muy diferentes. Los autores destacan que hasta el momento de la publicación de su artículo este problema de la mecánica estructural no había sido investigado.

En (Pi, Bradford, Tin-Loi 2008) los autores emplearon el método de los Elementos Finitos con el fin de realizar el análisis de arcos circulares e investigar el pandeo bajo cinco hipótesis de carga diferentes con el fin de obtener unas ecuaciones de diseño adecuadas.

Los autores de (Spoorenberg, Snijder, Hoenderkamp 2012) establecieron un enfoque analítico para obtener la carga de colapso de arcos circulares de acero con sección en doble T sometidos a carga vertical puntual y a carga vertical uniformemente distribuida. Llegaron a la conclusión de que los arcos sometidos a una carga en el punto central entran en situación crítica debido a que están sometidos a momentos de flexión más grandes que los arcos con una carga uniformemente distribuida.

Finalmente, el documento (Spoorenberg, Snijder, Hoenderkamp, Beg 2012) describe una investigación sobre el comportamiento a pandeo fuera del plano de arcos biarticulados de acero bajo varias hipótesis de carga. Como resultado del estudio se propuso un método de diseño que fue validado con una serie de simulaciones llevadas a cabo por el método de los Elementos Finitos.

2.2 Arcos de chapa metálica

Tal y como hemos mencionado anteriormente, el problema que plantean los arcos es que no existe una normativa específica para esta tipología constructiva.

Hemos visto en el capítulo anterior que la determinación de las cargas de pandeo de cualquier arco requiere un estudio muy específico en cada caso ya que los resultados pueden variar notablemente en función de pequeñas variaciones en las condiciones del problema. Esta situación resulta ser todavía más compleja si el arco se confecciona a partir de un perfil ligero de chapa que es susceptible de fallar por efecto de diversos fenómenos de inestabilidad.

La documentación sobre estos arcos es muy limitada, aunque existen una serie de trabajos realizados por un grupo de investigadores de la Universidad Tecnológica de Silesia que nos ha parecido interesante destacar. Esta información se puede considerar como un complemento de la disponible en (Casariego, 2014).

En (Cybulski, Koziel 2011) se hizo un estudio por Elementos Finitos del comportamiento mecánico a flexión y a torsión de un perfil en canal abierto de acero con sección en U rectilíneo y otro curvo. De esta forma se pudo constatar cuáles eran los niveles de rigidez y los valores de las cargas críticas. Se incorporaron placas rígidas en los puntos de aplicación de la carga para evitar zonas de concentración de tensiones. El análisis del panel curvado se llevó a cabo controlando el desplazamiento de tres puntos de una misma sección.

El artículo (Piekarczyk, Malowany, Więch, Kujawińska, Sulik 2015) hace referencia a los problemas inherentes al planteamiento de modelos numéricos a flexo-compresión para perfiles en canal abierto de acero para cubiertas curvas. Se dieron reglas para preparar y analizar un conjunto de modelos numéricos con diferentes niveles de complejidad. Los modelos por Elementos Finitos se evaluaron comparando los resultados numéricos con los resultados de pruebas experimentales llevados a cabo mediante el empleo del método de correlación de imagen digital (DIC). El estudio permitió determinar posibles simplificaciones de los modelos que no afectaran de forma significativa a la precisión de los resultados. Los autores insisten en el hecho de que a día de hoy no existe ningún método analítico de diseño que se pueda considerar absolutamente fiable. Se prepararon tres modelos con diferentes grados de simplificación en sus características geométricas. Analizando estos resultados, los autores

concluyeron que se puede simular correctamente el comportamiento mecánico de los perfiles y recomiendan el método DIC para medir las deformaciones de los perfiles.

En (Walentyński, Sánchez, Cybulski-2012) los autores desarrollaron una breve descripción del método de fabricación de arcos de chapa curvados y sus aplicaciones arquitectónicas junto con un análisis por Elementos Finitos de la pérdida de rigidez axial en el proceso de curvado de perfiles de canal abierto con sección en U. Comprobaron que este efecto se compensa con una disminución de la vulnerabilidad a pandeo provocado por solicitaciones de compresión.

El artículo (Walentyński, Cybulski, Kozieł 2011) empieza con una descriptiva de la tecnología para curvar perfiles de canal abierto en continuo a partir de una bobina de chapa. Se hicieron pruebas experimentales bajo diferentes condiciones de carga intentando detectar aquellos modos de fallo que fueran comunes. Se hicieron los siguientes ensayos sobre los perfiles: compresión axial, compresión excéntrica, flexión pura positiva y flexión pura negativa.

En el artículo (Walentyński, Cybulski, Kozieł, 2011) se profundiza en el estudio a flexión y torsión sobre arcos de chapa de biarticulados de canal abierto con sección en U. Para ello, se obtuvieron los modos de pandeo y las correspondientes cargas resistentes.

En (Walentyński, Cybulski, Kozieł 2013) se explican las soluciones analíticas que se obtienen al aplicar el método establecido por el Eurocódigo para cálculos de pandeo a compresión. El método se aplica a un perfil recto y a un perfil curvado con sección en U. La geometría de los paneles se incorporó mediante un sistema de escaneado tridimensional. Tras introducir los datos y las restricciones, se procedió a realizar un análisis por Elementos Finitos y a obtener los valores de carga última.

En el artículo (Walentyński, Cybulski, Sánchez 2013) se realizó un estudio de la estabilidad a compresión de perfiles de acero conformado en frío con sección de canal abierto en U. Los autores subrayan la dificultad que supone el hecho de llevar a cabo el trabajo de investigación sin el apoyo de un modelo teórico

preestablecido. Los resultados se compararon con una serie de pruebas experimentales llevadas a cabo con una prensa hidráulica. Tras una breve introducción en la que se explica el proceso de montaje de los arcos, se da una explicación de las curvas de respuesta carga-desplazamiento identificando aquellos puntos críticos que se deben tener en cuenta para hacer un análisis adecuado de la estabilidad.

Los autores de (Walentyński, Cybulski, Mazurkiewicz 2013) empiezan comentando que existen dudas razonables sobre el método a emplear para calcular perfiles de chapa con sección en U, por lo que es conveniente crear un modelo numérico por Elementos Finitos para conocer las características mecánicas de cada tipología en concreto. El estudio se centró en la preparación y análisis de un modelo de perfil de chapa de acero en U para cubiertas curvas. Adicionalmente se hizo una descripción detallada de las propiedades mecánicas de las chapas empleadas. Los ensayos de tracción de los materiales se realizaron sobre piezas cortadas y extraídas directamente de los perfiles.

No quisiéramos cerrar este capítulo sin antes hacer algunos comentarios relativos a la fabricación de los arcos de chapa. El proceso de conformado se lleva a cabo a partir de bobinas de acero, mediante deformación progresiva en continuo. Para conseguirlo, el material va pasando a través de una serie de rodillos que presionan a la lámina metálica hasta darle su forma final. El resultado es un perfil de chapa de las dimensiones deseadas y es por ello que a este proceso se le suele denominar perfilado.

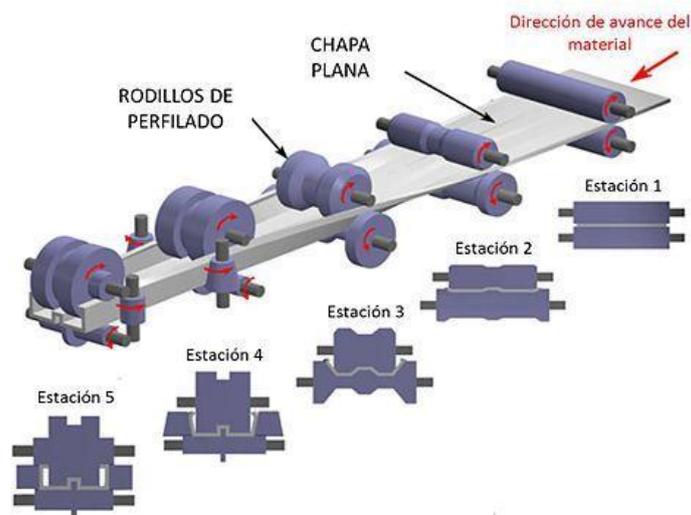


Fig.4 Proceso de conformado en continuo

Para conseguir curvar el perfil, se le debe someter a un proceso de flexión que lo plastifique de forma controlada en función del radio de curvatura. Uno de los métodos más empleados consiste en pasar el perfil a través de unos rodillos que lo van flexionando en continuo mientras una serie de operarios lo van sosteniendo hasta que se consigue el recorrido completo.



Fig.5. Proceso de curvado

La gran ventaja de este método consiste en que se puede hacer a pie de obra conjuntamente con el proceso de perfilado y que se puede llegar a obtener el

arco completo a partir de una bobina metálica. Es por ello que cada día se tiende a utilizar con más frecuencia en la fabricación de cubiertas curvas.

3. ANÁLISIS ESTRUCTURAL DE LOS PERFILES POR EL M.E.F.

Se ha decidido llevar a cabo una serie de simulaciones por Elementos Finitos para conocer con la mayor precisión posible el comportamiento mecánico de los perfiles de los arcos, así como sus capacidades resistentes. De esta forma se podrá saber hasta qué punto el pandeo local afecta realmente al colapso y cuánto valen las fuerzas internas que lo provocan. Se busca con ello cubrir el objetivo esencial de dilucidar cómo influye la profundidad del rigidizador en la resistencia, de tal forma que los resultados de las simulaciones se utilizarán como base para establecer unos criterios que sirvan de apoyo en el diseño y fabricación de perfiles similares para cubiertas curvas.

3.1 Material y métodos

Múltiples ensayos experimentales destructivos llevados a cabo con perfiles para arcos estructurales demuestran que existen básicamente dos tipos de mecanismo de fallo cuya geometría ha sido descrita y estudiada con profundidad por Pedro Casariego en su Tesis Doctoral (Casariego 2014). En el mecanismo de tipo A la parte superior del perfil se hunde hacia el interior provocando un ensanchamiento del alma mientras que en el de tipo B se provoca un levantamiento del ala superior y una compresión del alma hacia el interior. Estas dos tipologías quedan perfectamente plasmadas en las imágenes que se presentan a continuación.

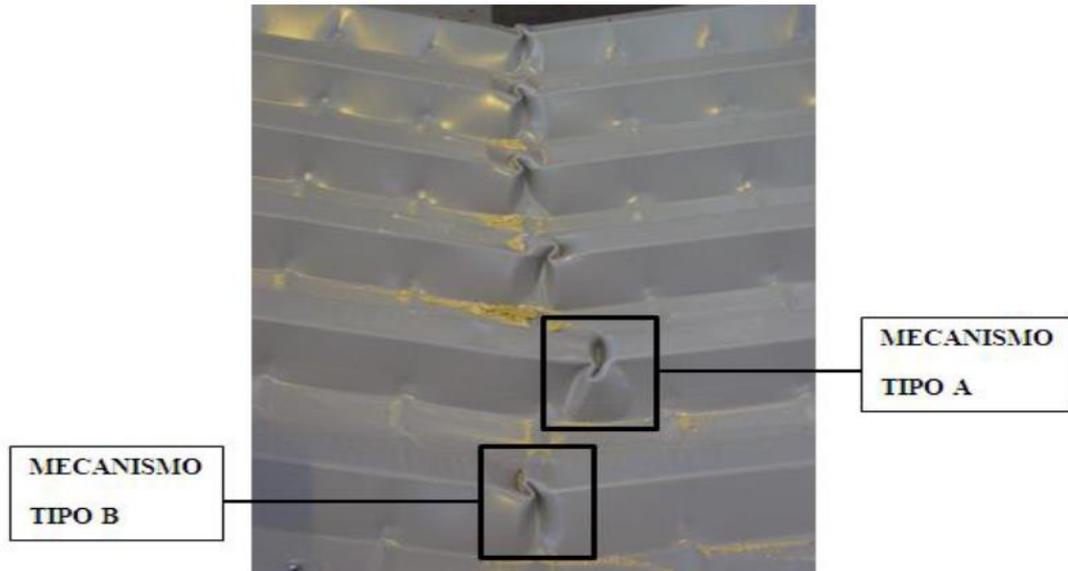


Fig.6.Modos de fallo: tipo A y B (Casariego, 2014)

Durante el desarrollo de las simulaciones que se presentarán un poco más adelante iremos observando cómo estos modos de deformación aparecen habitualmente. En la presente tesis se ha estudiado el efecto de los rigidizadores en la aparición de uno u otro.

Tras haber realizado un estudio con dos perfiles de (LG20 y MT153) de la empresa ISOPAN, se decidió centrar la investigación en el comportamiento de otros dos perfiles de la misma empresa, concretamente:

- Perfil LG - 40
- Perfil LG - 153

Se mantuvieron conversaciones con el responsable técnico con el fin de asegurarnos de que dichos perfiles eran aptos para la fabricación de arcos estructurales, tras lo que se decidió emprender el análisis. El estudio se centró en conocer la influencia del rigidizador longitudinal en la capacidad resistente del arco estructural y en determinar el patrón de colapso que provoca su debilitamiento por efecto del pandeo local.

Vale la pena insistir en el hecho de que, aunque se sabe que los arcos trabajan habitualmente a flexo-compresión aquí se ha decidido estudiar el efecto de la compresión pura por separado. Tal y como se comentó al principio de este documento de tesis, ésta es la metodología empleada habitualmente por las normas estructurales, que combinan los esfuerzos mediante fórmulas de interacción. Se consideraron tanto las imperfecciones provocadas por los modos de pandeo local como las imperfecciones geométricas recomendadas por el Eurocódigo 3 Parte 1-5-2004. Las imperfecciones de los modos de pandeo se sometieron a cargas progresivas para obtener la correspondiente curva de comportamiento no lineal del perfil.

Las simulaciones se hicieron con el programa de elementos finitos ANSYS WORKBENCH v20r2. Todas ellas se llevaron a cabo en régimen no lineal, suponiendo que el material tenía un comportamiento bilineal elastoplástico (en cuanto a su curva tensión deformación) con un módulo tangente de $E_t = E/C$, $E = 210000 \text{ N/mm}^2$, $C = 10000$.

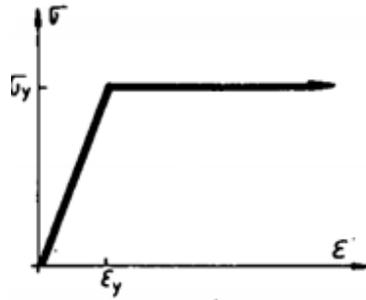


Fig.7 .Curva elastoplástica del acero

Se hizo un esfuerzo por encontrar los patrones de colapso con solicitaciones puras y empleando el primer modo de pandeo. En los apartados que se presentan a continuación se hará un recorrido detallado por las diversas simulaciones realizadas. Para el mallado de las piezas se tuvieron en cuenta los siguientes criterios:

- El mínimo número de elementos de cada sección debe ser siempre superior a 10. Esta condición se deduce del trabajo desarrollado por Llorens (U.P.C) en 2013 sobre los mecanismos básicos de Murray (Murray y Khoo 1981) para perfiles de canal abierto.
- Una vez llegado al mallado correcto se utilizaron mallados más intensos siguiendo las recomendaciones de Schafer (Schafer, Li y Moen 2010). A pesar de que Schafer afirma que tampoco hay mucha diferencia entre el empleo de elementos cuadráticos y elementos lineales, todas las simulaciones del presente trabajo académico se han hecho con elementos de tipo cuadrático, buscando con ello la máxima precisión y fiabilidad.
- En la presente tesis se han empleado elementos sólidos con objeto de intentar simular el estado tridimensional de deformaciones de cada punto del perfil. Sin embargo, dado que todavía algunos autores emplean elementos de tipo shell para realizar simulaciones de chapa, se decidió hacer una validación de los elementos sólidos mediante extensometría eléctrica. Los resultados arrojaron desviaciones porcentuales inferiores al 5 por ciento. En el capítulo 5 de la presente memoria se desarrolla con detalle este aspecto.

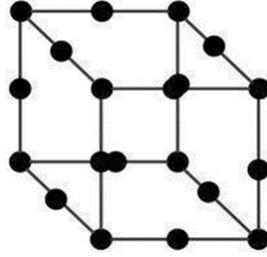


Fig.8. Elemento utilizado en las simulaciones

3.2 Presentación de los perfiles estudiados

Se estudiaron los siguientes perfiles para arcos estructurales de acero conformado en frío de la empresa ISOPAN:

Perfil LG40 con rigidizador completo

Perfil LG153 con rigidizador completo

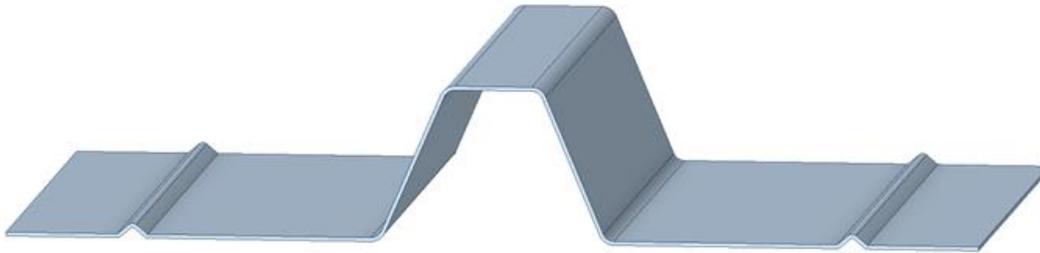


Fig.9. Perfil completo LG 40

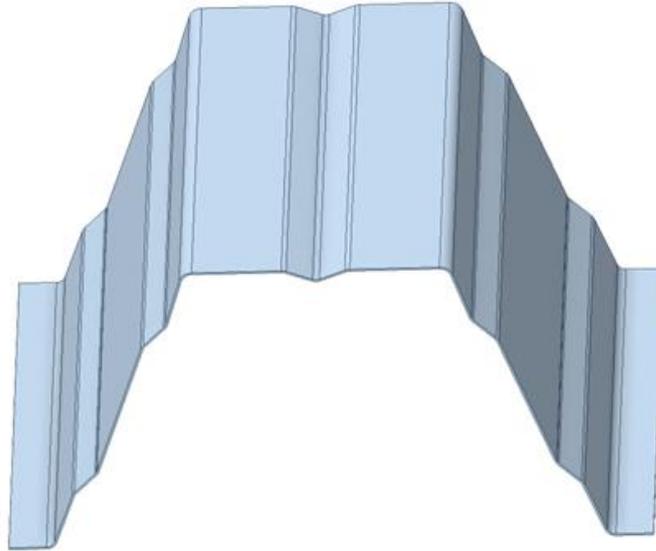


Fig.10. Perfil completo LG 153

Adicionalmente, sus geometrías fueron modificadas para ser simuladas y analizadas con el fin de estudiar la influencia de los rigidizadores en el comportamiento mecánico y en los modos de fallo. En concreto se centró la atención en los rigidizadores en V del ala inferior del perfil LG40:

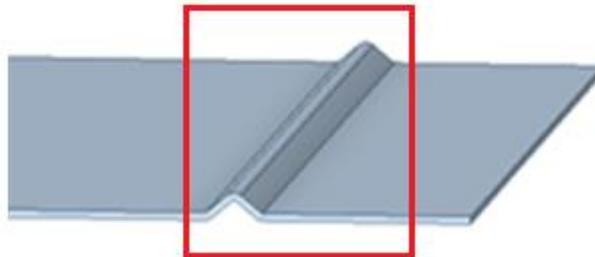


Fig.11. Rigidizador de perfil LG40

Y en el rigidizador en V del ala superior del perfil LG 153:

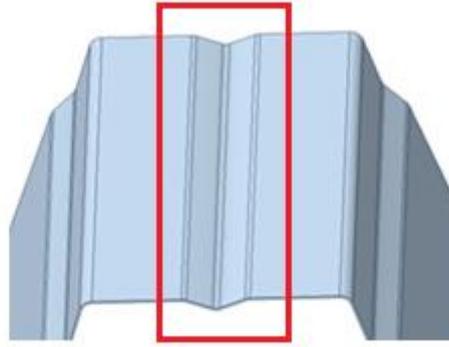


Fig.12.Rigidizador de perfil LG153.

Para ello se decidió definir tres profundidades:

- Profundidad completa:



Fig.13.Rigidizador completo del perfil LG40

- Profundidad media (la llamaremos rebajada):



Fig.14.Rigidizador rebajado del perfil LG40.

- Profundidad nula (sin rigidizador):

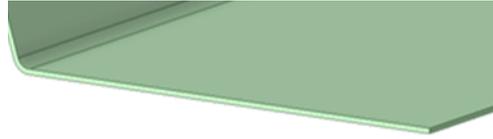


Fig.15 Perfil LG40 sin rigidizador

De esta forma, el estudio se llevó a cabo sobre las siguientes geometrías:

Perfil LG40 con rigidizador completo

Perfil LG153 con rigidizador completo

Perfil LG40 con rigidizador rebajado

Perfil LG153 con rigidizador rebajado

Perfil LG40 sin rigidizador

Perfil LG153 sin rigidizador

Los dos perfiles con rigidizador rebajado se obtuvieron a partir de los perfiles con rigidizador completo reduciendo la profundidad del rigidizador a la mitad. Se presentan a continuación las seis geometrías tal y como se han utilizado en el presente estudio. Se puede observar que lo que se ha hecho es cortar los perfiles por un plano vertical de simetría para facilitar los análisis por los motivos que se explican más adelante.

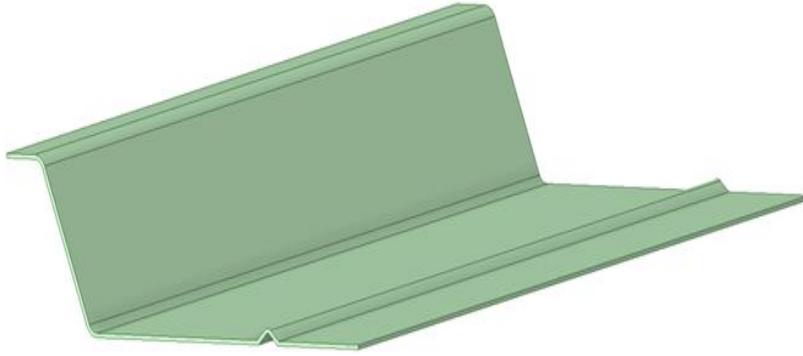


Fig.16. Perfil LG40 partido con rigidizador completo

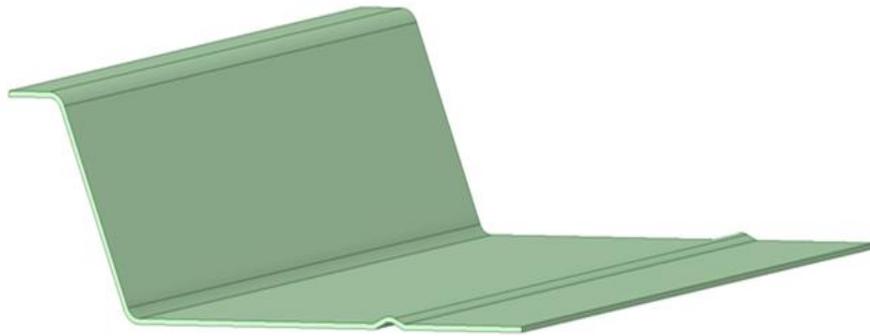


Fig.17. Perfil LG40 partido con rigidizador rebajado

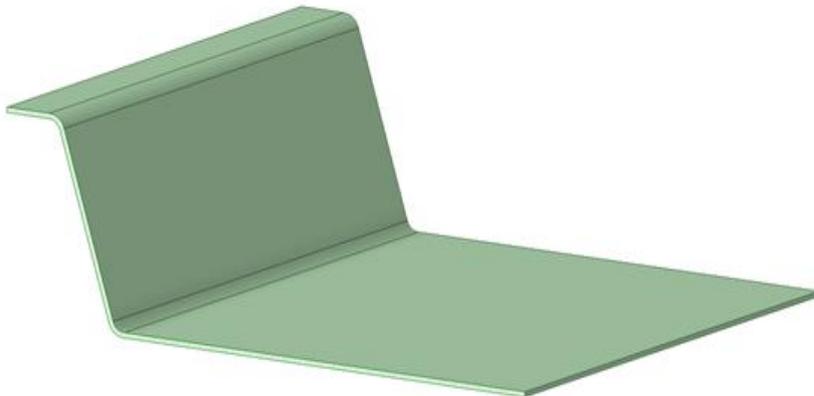


Fig.18. Perfil partido LG40 sin rigidizador

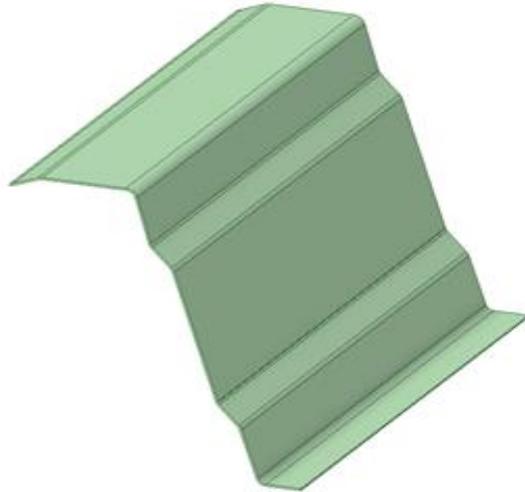


Fig.19. Perfil LG153 partido con rigidizador completo

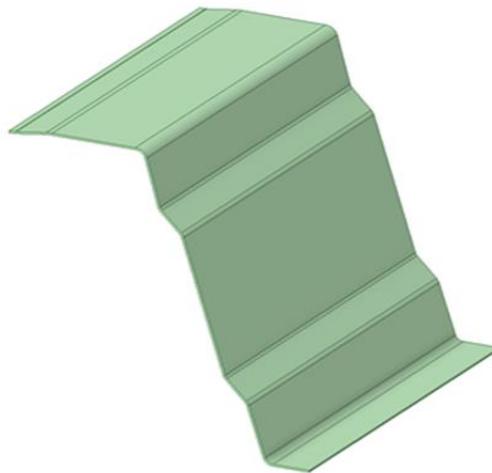


Fig.20. Perfil LG153 partido con rigidizador rebajado

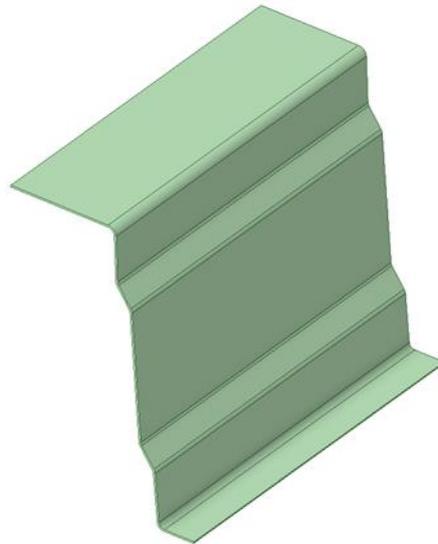


Fig.21. Perfil LG153 partido sin rigidizador

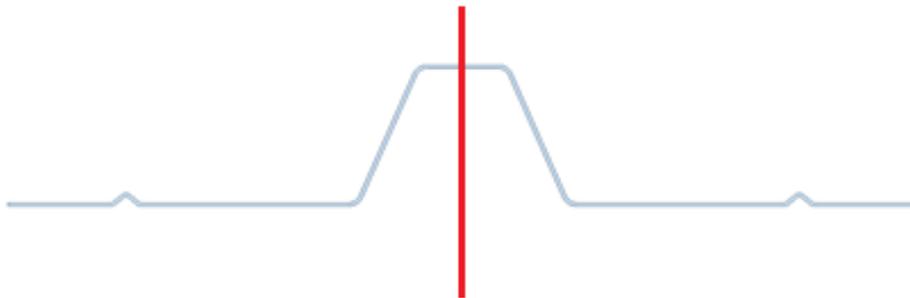


Fig. 22.Corte realizado sobre el perfil LG40

La información gráfica que se utilizó para elaborar los modelos tridimensionales que se acaban de presentar es la siguiente:

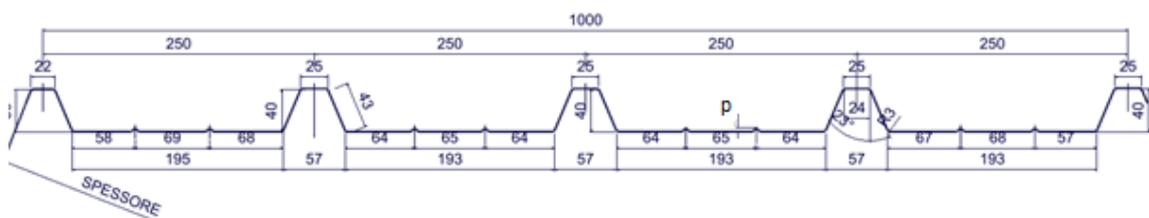


Fig. 23.Chapa perfil LG 40

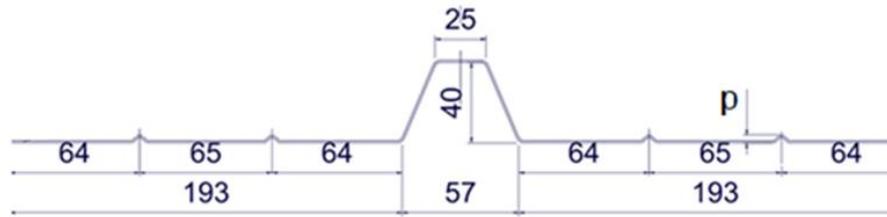


Fig. 24. Detalle zona central de la chapa LG40

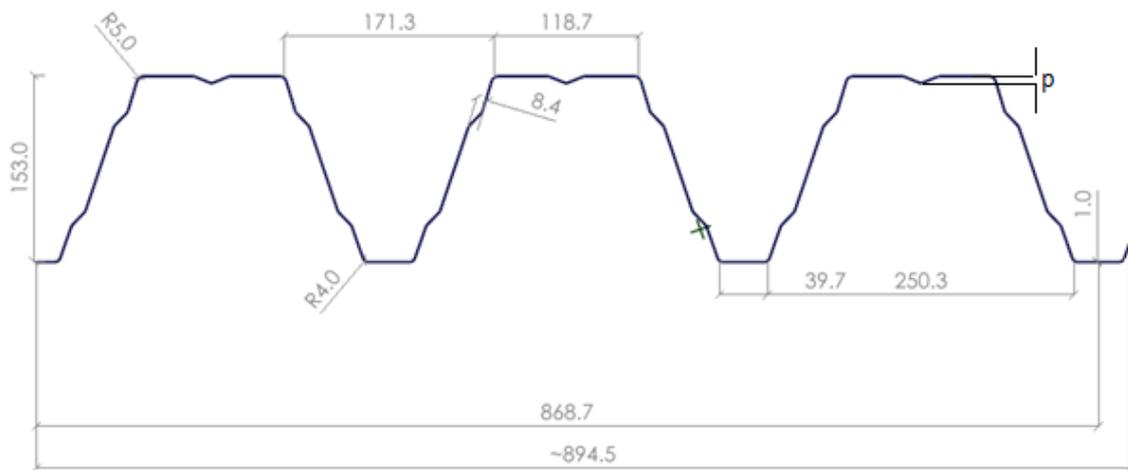
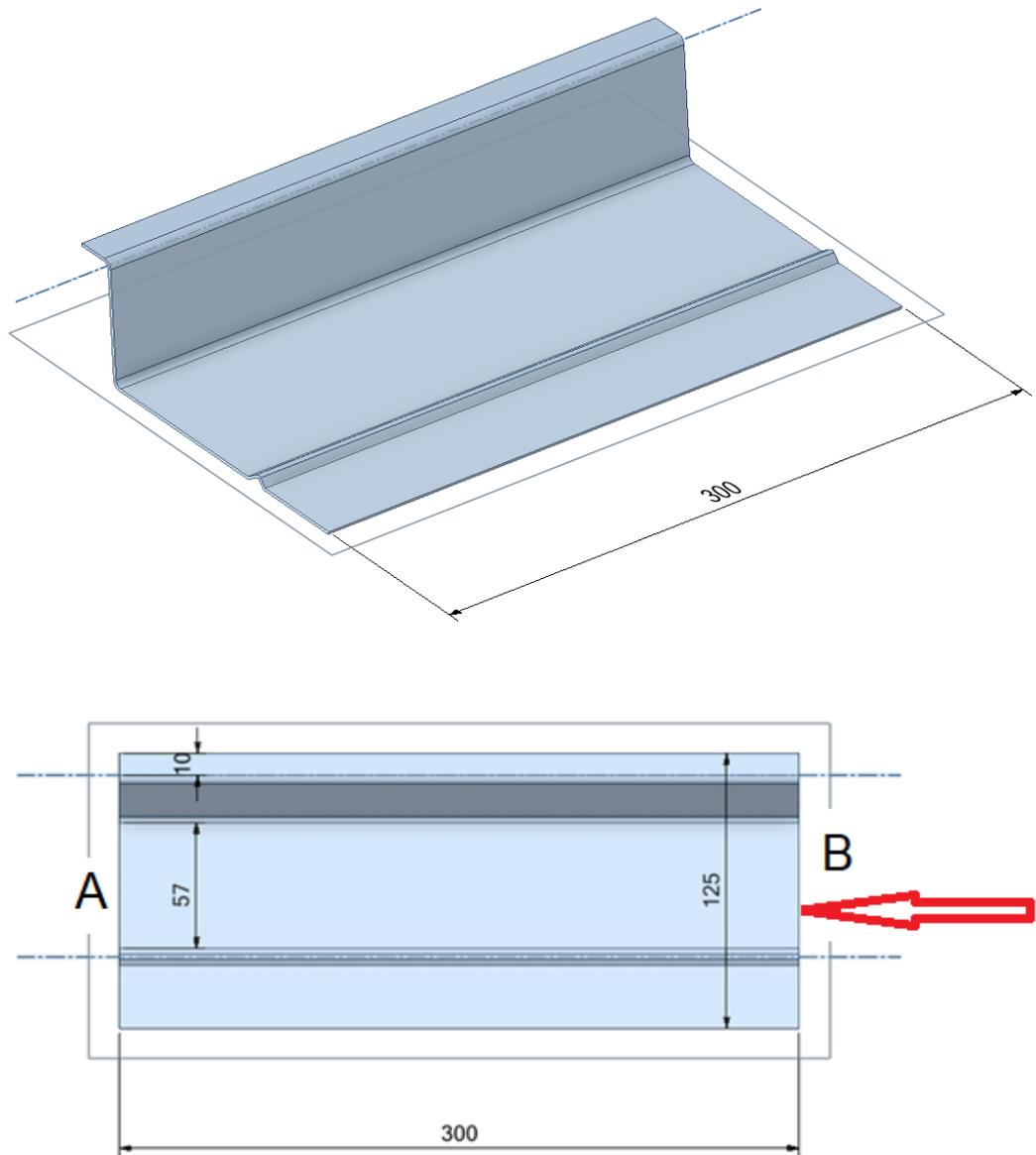


Fig. 25. Chapa perfil LG 153

Siguiendo la metrología utilizada en (Casariego, 2014) se han utilizado perfiles rectos por tratarse de un análisis local del comportamiento estructural. De esta forma, nos podemos imaginar que el arco está constituido por diversos tramos rectilíneos de pequeña longitud unidos entre sí.

3.3 Validación de los modelos

3.3.1 Modelo a compresión pura con elementos de interpolación no lineal



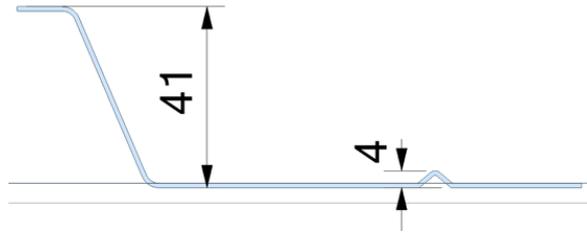


Fig. 26. Geometría de modelo a compresión

La carga de compresión se aplicó de forma distribuida en la sección B del extremo derecho manteniendo la sección A inmóvil. Se controló el desplazamiento longitudinal en mm de la sección B junto con la fuerza en N. que lo provocaba en cada momento. La representación de cada par de valores fuerza – desplazamiento dio como resultado las curvas no lineales que se presentan en cada simulación.

Los modelos que se emplearon fueron fruto de realizar numerosas pruebas para comprobar el nivel de precisión de los resultados. Inicialmente se empezó con modelos completos, pero tras múltiples pruebas, se optó por modelos partidos de forma longitudinal que permitieran un mejor aprovechamiento del mallado y del espacio disponible. Se intentó que la visualización, el nivel de definición y la continuidad de la zona plastificada fueran óptimos con el fin de poder interpretar de forma correcta los resultados que se iban obteniendo. Los análisis se llevaron a cabo utilizando el primer modo de pandeo como forma de imperfección y se complementó con el estudio de 6 magnitudes de imperfección adicionales. De esta forma se consiguió que:

- El tiempo de las simulaciones no fuera excesivo.
- El perfil no se viera afectado por fenómenos de pandeo global.
- Los modelos se comportaran correctamente.
- Las simulaciones no lineales convergieran en todos los casos.
- Se encontraran los modos de fallo mecánico de los perfiles.

Cabe mencionar que el estudio que estamos llevando a cabo es de tipo local y por lo tanto hemos trabajado con longitudes menores a un metro a pesar de que sabemos que los desarrollos de los arcos son mucho mayores. Por otro lado,

hemos intentado buscar siempre la mínima longitud que hiciera posible la resolución del problema con objeto de conseguir la máxima definición y el máximo aprovechamiento del espacio disponible.

El mallado empleado fue de tipo mecánico no lineal con elementos de orden cuadrático. Se empleó un método de barrido con sesgo densificado en el centro de la pieza con 95 divisiones y un factor de 5. Dicho método consiste en introducir como parámetro de entrada el número de elementos que se desea que incorpore el programa en una línea longitudinal a lo largo del perfil (95 en nuestro caso) junto con un parámetro adicional (5 en nuestro caso) para que el algoritmo incorpore elementos más pequeños en la zona central. Cuanto mayor es dicho número más diferencia se consigue entre el tamaño del mallado central y el de los extremos.

Se utilizó esta metodología para economizar al máximo el espacio disponible y a la vez conseguir un máximo nivel de definición y continuidad en la zona en la que se iba a provocar el fallo mecánico. En este sentido, tal y como se ha mencionado anteriormente, se aprovechó el hecho de que el problema presentaba simetría a nivel de geometría y de cargas y se decidió partir el modelo por el plano vertical longitudinal con objeto de aprovechar al máximo la geometría del mallado. El resultado conseguido presentó buena definición a todos los niveles y recogió con precisión las diversas incidencias a nivel de concentración de la plastificación. Los modelos que se presentan a continuación son una selección de las múltiples simulaciones realizadas en el proceso de validación.

Previamente se llevaron a cabo una serie de pruebas que por razones de economía de memoria se fueron borrando y tan sólo se presentan los resultados de una de ellas. Se trata de una prueba de mallado con barrido de 50 divisiones. Los resultados se pueden comparar con los obtenidos en el correspondiente capítulo de simulaciones que se llevaron a cabo con un mallado más fino. Observamos claramente que el nivel de definición y la nitidez del campo de tensiones es algo inferior a los valores que se pueden apreciar en los resultados finales obtenidos en las simulaciones definitivas.

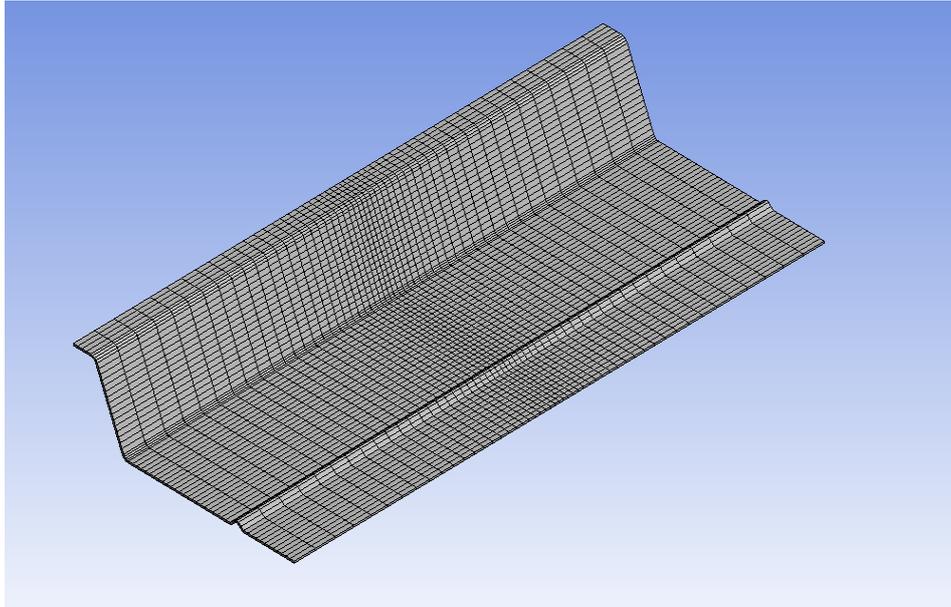


Fig.27.Prueba de mallado

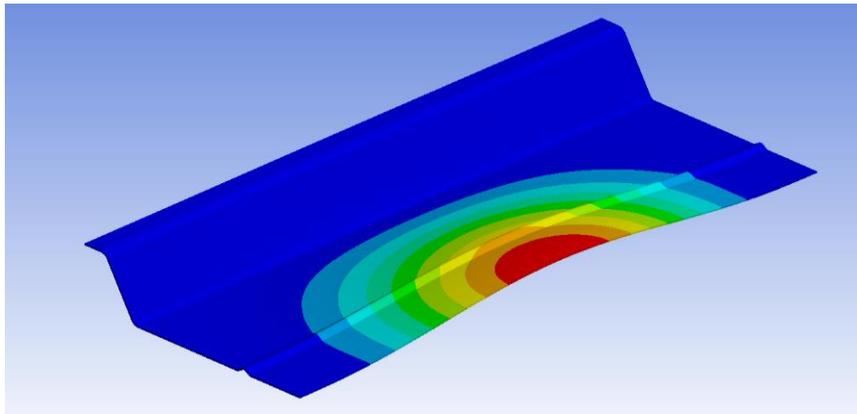


Fig.28.Prueba primer modo de pandeo

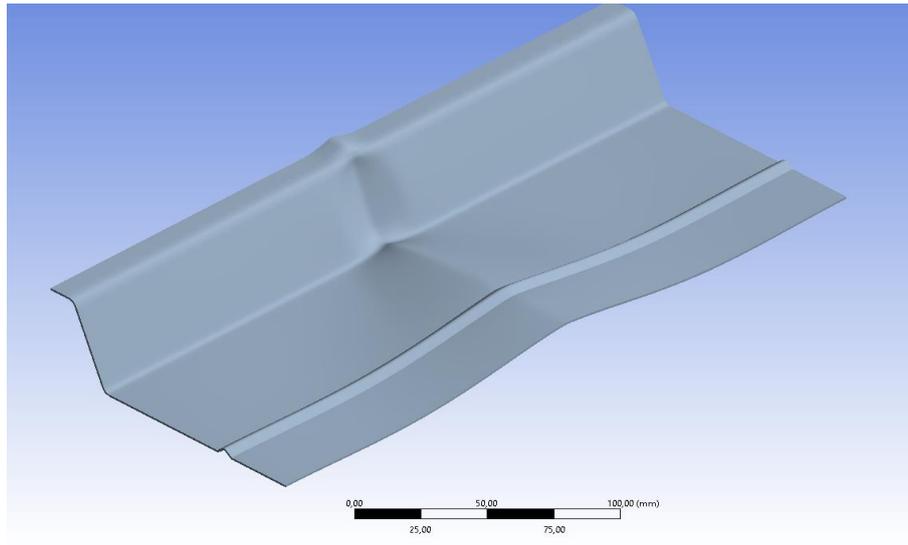


Fig.29.Prueba de mecanismo de fallo

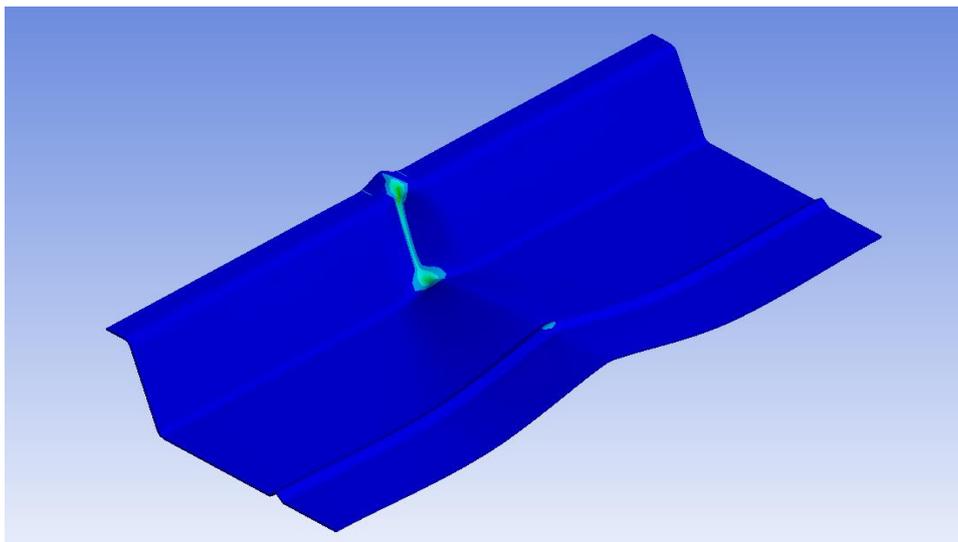


Fig.30.Prueba de plastificación

Observamos también que el modo de fallo mecánico muestra una gran similitud con los mecanismos que han sido estudiados en trabajos previos. A pesar de no tratarse de un perfil de sección trapezoidal con alas de la misma longitud, podemos distinguir de forma muy clara un comportamiento muy parecido al del típico abultamiento del ala superior acompañado de un hundimiento del alma y de una deformación característica de la zona del ala inferior. Por tratarse de un mallado con barrido de 50 divisiones no se obtiene tanta definición como en el

caso de las 95 divisiones que se han utilizado en la realización de las simulaciones definitivas. Las respuestas obtenidas en la solución son similares, sin embargo, se puede apreciar la tosquedad que presentan las líneas plásticas debido a que el nivel de definición del mallado es algo más pobre. Aunque se desarrolló de forma bastante clara la rótula, se obtuvieron problemas de convergencia al aplicar el método de Arc-length. Los mecanismos de colapso aparecieron para desplazamientos bastante cortos y en la mayoría de los casos se obtuvo una amplia zona de convergencia en la zona de post-colapso. En los casos en los que el fallo evolucionó de una forma más rápida se observó también un comportamiento más inestable en cuanto a la convergencia de la solución de tal forma que cualquier cambio en los datos o en algún detalle de las condiciones provocaba dificultades en la convergencia.

Las últimas versiones del programa Ansys Workbench seleccionan mediante un algoritmo el tipo de elemento que se adapta de forma más ajustada a la geometría y al problema a resolver. Para problemas de tipo mecánico no lineal y precisión cuadrática el programa selecciona el elemento denominado Hex 20 de la librería Ansys. De hecho, en los documentos de la literatura no se ha encontrado ningún estudio de perfiles llevado a cabo con elementos de tipo tetraédrico. El elemento Hex 20 posee la ventaja de ser de tipo cuadrático y de tener un gran nivel de definición debido a que posee 20 puntos e integración repartidos en los vértices y en las aristas del hexaedro. Cada uno de los nodos posee 6 grados de libertad (tres traslaciones y tres rotaciones según los ejes x,y,z) y es un elemento que está especialmente recomendado para realizar análisis no lineales. Además, posee un nivel de simetría óptimo que se adapta muy bien a las características de los perfiles que han sido objeto del presente estudio.

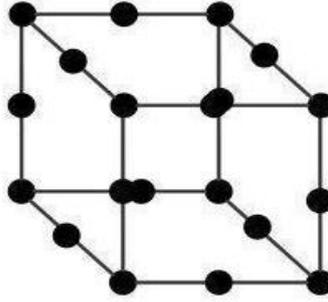


Fig.31. Elemento Hex 20.

Desde hace bastantes años ha ido creciendo la utilización de elementos sólidos tridimensionales en la simulación de chapas metálicas. Esto es debido a que la potencia de los ordenadores ha ido aumentando de forma exponencial y por lo tanto no compensa utilizar elementos de tipo Shell con menos grados de libertad y con menor definición en los resultados. La ventaja más importante de este tipo de elemento frente a los elementos de superficie consiste en la posibilidad de utilizar ecuaciones constitutivas tridimensionales sin necesidad de hacer uso de modelos simplificados de tensión plana. De esta forma se consiguen resultados más fiables y con mayor precisión. Es por ello que se decidió utilizar este tipo de elemento en nuestro trabajo.

En cuanto a la nomenclatura de los nodos, comentar que en las últimas versiones de Ansys se ha adoptado un método más estandarizado y más parecido al de otros programas de Elementos Finitos. En bastantes documentos de la literatura anterior a 2014 se utilizaba todavía la nomenclatura antigua con identificadores propios del programa que debían ser consultados en cada caso para conocer el tipo de elemento y sus características.

3.3.2 Modelo a compresión pura con elementos de interpolación lineal

Al intentar conseguir el colapso con elementos de tipo lineal se obtuvo que el sistema no convergió al introducir el primer modo de pandeo. Esto da idea de la

inestabilidad del comportamiento mecánico de los perfiles que se están estudiando. Unas pequeñas variaciones en los datos de entrada dan como resultado un cambio muy importante en la solución. Se presentan a continuación los resultados correspondientes al campo de tensiones para pequeñas deformaciones junto con el modo de deformación del primer modo:

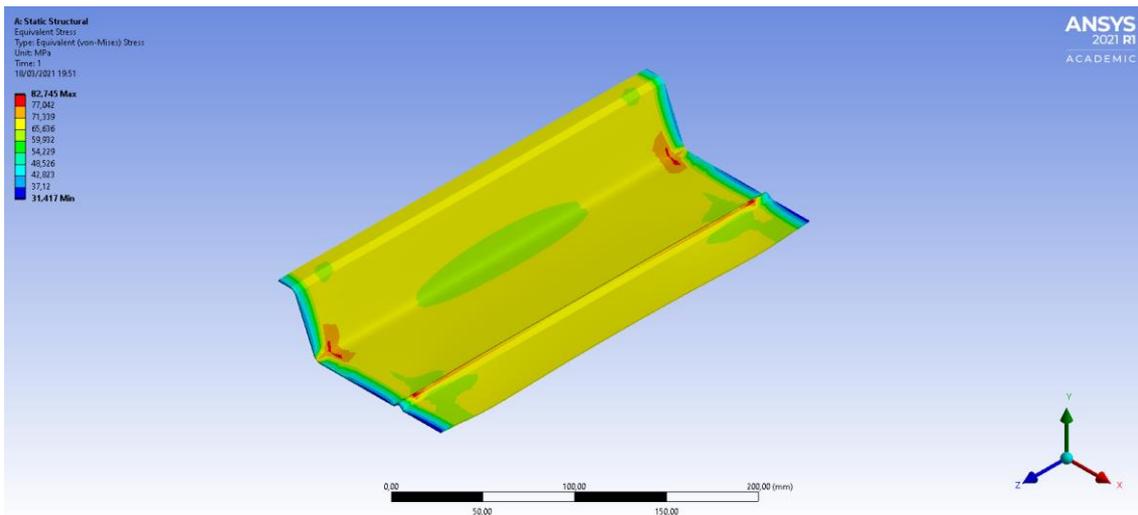


Fig.32.Prueba de tensiones

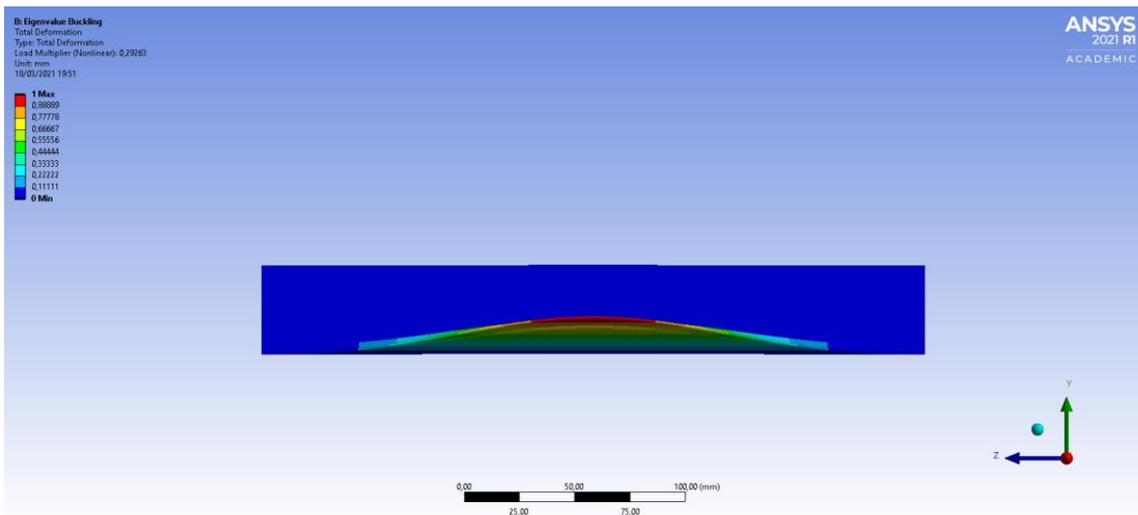


Fig.33.Prueba del primer modo de pandeo

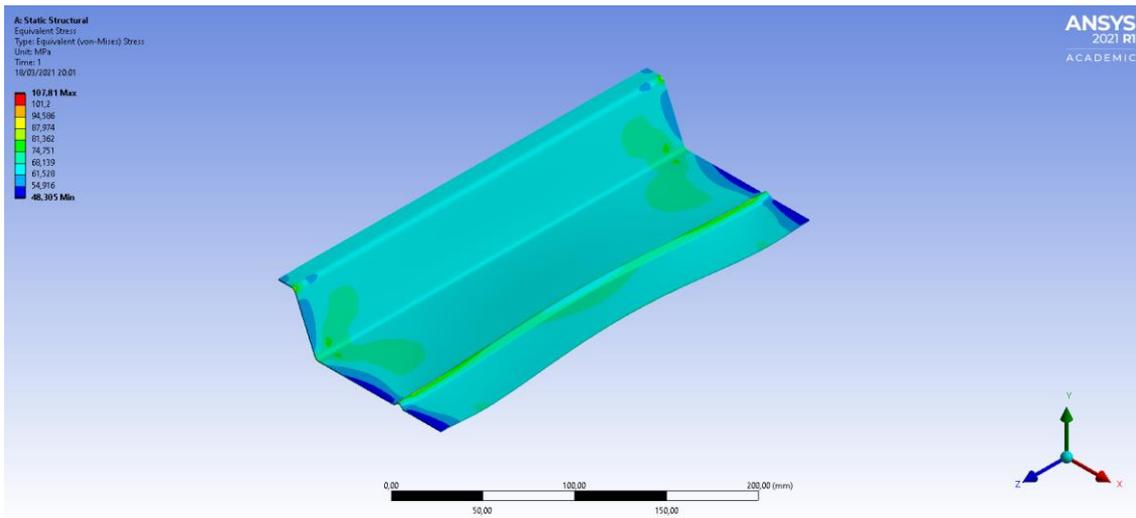


Fig.34.Prueba de tensiones

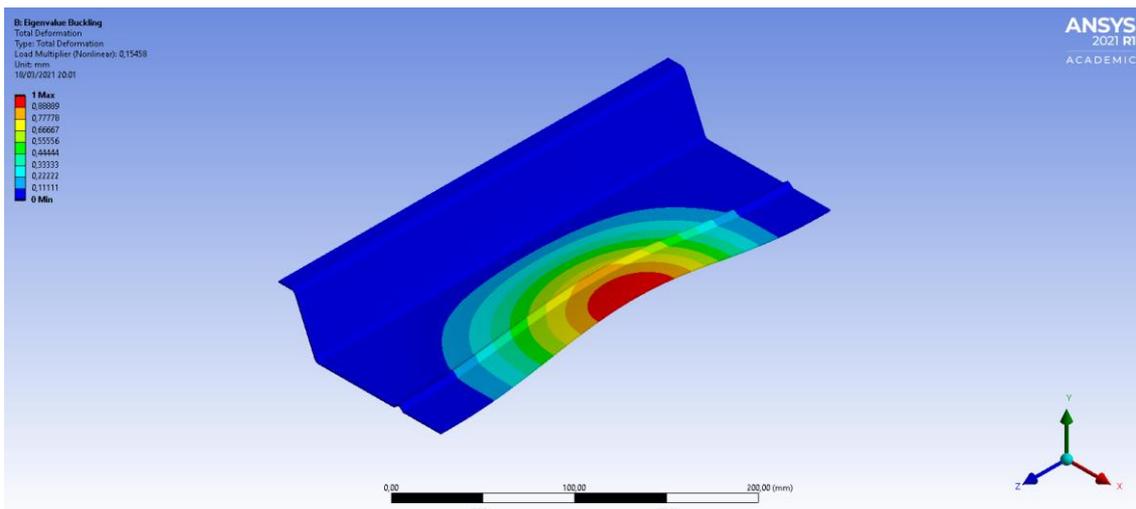


Fig.35.Prueba del primer modo de pandeo

Observamos que hay unas zonas azules de tensiones con valores cercanos a los 10/20 MPa y unas zonas verdes en forma de V con valores que llegan a los 75 MPa. El resto de la pieza tiene un comportamiento bastante homogéneo (color esmeralda) con valores muy próximos a 65 MPa.

Sin embargo, tal y como se ha dicho, para el estudio no lineal, incorporando el primer modo de pandeo como imperfección, no se obtuvo convergencia.

Se ha comprobado por otro lado que para elementos finitos de tipo lineal el algoritmo del programa elige el Hex 8. Dicho elemento tiene 8 puntos de integración y por lo tanto, al hallar los desplazamientos y proceder a las correspondientes interpolaciones se obtienen resultados más pobres. Una muestra de ello se puede apreciar en las imágenes del campo de tensiones que se acaban de mostrar. Por lo tanto, de forma resumida, podemos decir que los elementos de interpolación lineal nos dan menor definición en los mapas visuales ya que el programa utiliza menos nodos para hacer los cálculos.

En consecuencia, se decidió emplear un mallado que nos diera mayor precisión, aunque pudiera repercutir en un aumento del tiempo de proceso. En concreto, se empleó el elemento de tipo mecánico no lineal de orden cuadrático Hex 20 con un factor de 5 para la compactación de la malla en la zona central.

Como comentario adicional, decir que al principio se llevaron a cabo numerosas pruebas con modelos partidos de forma transversal de tal forma que cada tramo se correspondía con un tamaño de elemento diferente. Aunque se obtuvieron algunos resultados aceptables, en muchos casos las simulaciones daban problemas de resolución en las zonas de partición. No hay que olvidar que la inestabilidad ha sido una constante en el comportamiento de los perfiles que se han estudiado. Todo parecía indicar que si las discontinuidades se eliminaban del problema habría más probabilidades de conseguir la convergencia de los modos de fallo. Es por esta razón por la que se decidió probar con modelos de mallado por barrido con un factor de sesgo. El efecto de densificación de la malla se conseguía de la misma forma que para un mallado por partes, pero con la ventaja añadida de que las transiciones entre las diversas zonas se conseguían asegurando totalmente la continuidad del mallado. Nuestra experiencia particular es que fue una buena decisión y se pudieron llevar a cabo todas las simulaciones utilizando este método. De hecho, se puede llegar a afirmar que si no se hubiera hecho de esta forma tal vez no se podrían haber resuelto algunos casos. En un inicio también se planteó la posibilidad de emplear elementos de tipo superficial

ya que como es bien sabido, en muchos casos, esto puede suponer ahorro en cuanto al coste en tiempo de computación. Ocurre, sin embargo, que tras hacer las primeras pruebas con elementos tridimensionales se vio que dicho coste era totalmente asumible y que, por lo tanto, dándolo por válido, se obtendrían mejores resultados finales.

Comparativa de modelos a compresión pura

Lo dicho anteriormente nos permite afirmar que:

- En ambos casos los modelos partidos por el plano central son una buena opción para llevar a cabo los análisis.
- En ambos casos se ha conseguido un mallado muy estructurado y adaptado a la geometría.
- En ambos casos se ha conseguido densificar la malla en el centro de la pieza.
- Los elementos de tipo lineal no permiten llevar a cabo el estudio de la zona de post colapso debido a que no se obtiene convergencia. Los elementos de tipo no lineal sí permiten este tipo de análisis.
- Al estudiar la zona previa al colapso, los elementos de tipo lineal tienden a dar resultados de menor precisión que los elementos de tipo no lineal por el hecho de tener menos nodos.
- No existe una gran diferencia entre el tiempo de proceso con elementos lineales y el tiempo de proceso con elementos no lineales.

De forma resumida:

	MALLADO ESTRUCTURADO	DENSIFICACION CENTRAL	CONVERGENCIA NL	PRECISIÓN	LENTITUD
LINEAL	SI	SI	NO	MENOR	NO
NO LINEAL	SI	SI	SI	MEJOR	NO

3.4. Simulaciones del perfil LG40

Perfiles LG40 estudiados

Los tres perfiles de tipo LG 40 estudiados son los siguientes:

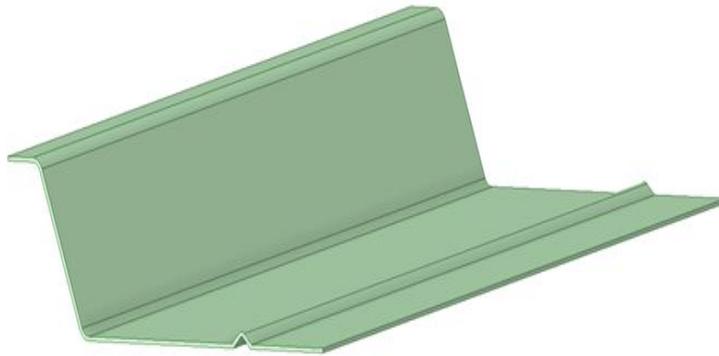


Fig.36. Perfil LG40 con rigidizador completo

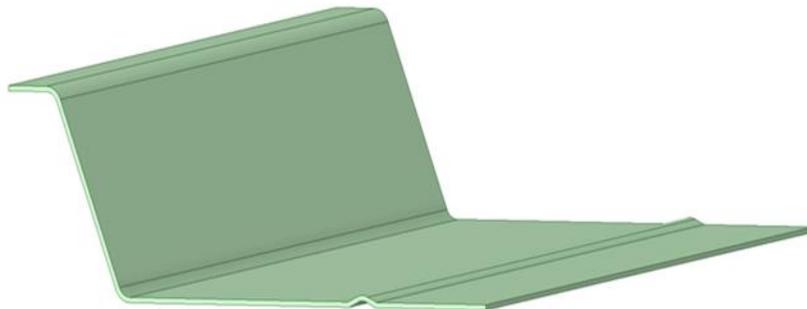


Fig.37. Perfil LG40 con rigidizador rebajado

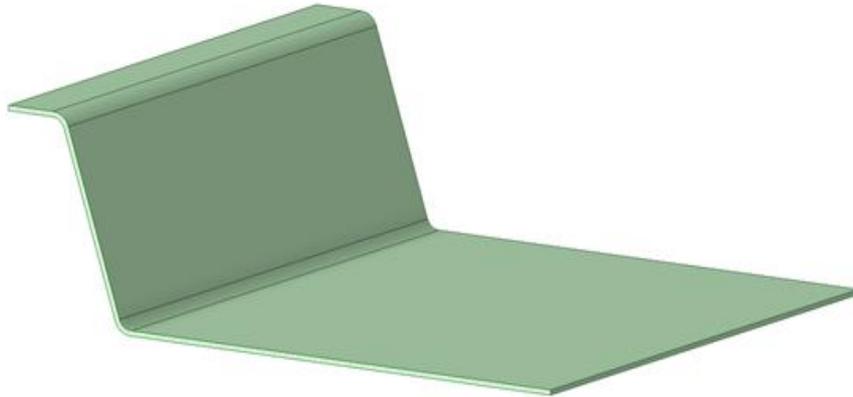


Fig.38. Perfil LG40 sin rigidizador

El primero de ellos tiene un rigidizador con la máxima profundidad y se corresponde con el perfil tal y como se fabrica actualmente. El segundo es un perfil que tiene prácticamente la misma geometría que el primero, pero con el rigidizador rebajado a la mitad y el último es un perfil como el primero, pero sin rigidizador. De esta forma, al hacer el análisis mecánico de estas tres categorías podremos captar cómo influye la profundidad del rigidizador en el comportamiento mecánico del elemento.

Para cada uno de los perfiles se estudiaron los esfuerzos internos de compresión pura provocados por una fuerza distribuida aplicada en el extremo derecho.

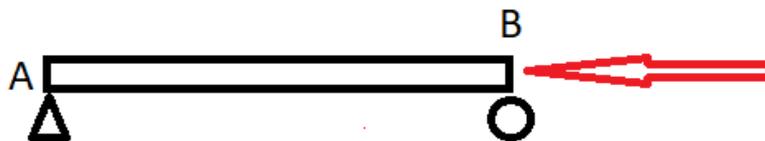


Fig.39. Solicitación de compresión pura

Las dimensiones generales de los perfiles fueron de 300 mm. Se aplicaron cargas variables hasta llegar a un buen nivel de plastificación del perfil y se

aplicaron solicitaciones de compresión en el extremo B manteniendo fija la sección A.

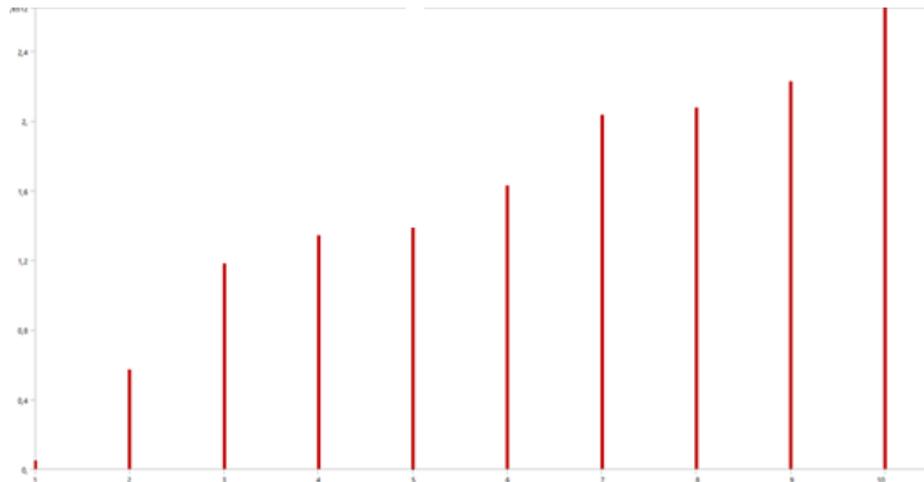
3.4.1 Simulaciones del perfil LG40 con rigidizador completo

En el análisis de los modos de pandeo se observaron los siguientes valores:

MODO	V. P.
1	5,03E-02
2	0,571
3	1,179
4	1,341
5	1,386
6	1,626
7	2,034
8	2,074
9	2,226
10	2,651

Tabla 1. Modos LG40 con rigidizador.

La evolución de los modos de pandeo se ha representado en un gráfico de barras donde podemos ver con claridad que la ratio de crecimiento de los valores propios no es totalmente lineal, sino que presenta ciertas diferencias en cada tramo en función del modo que se esté considerando.



Los cinco primeros modos de pandeo tienen el siguiente aspecto:

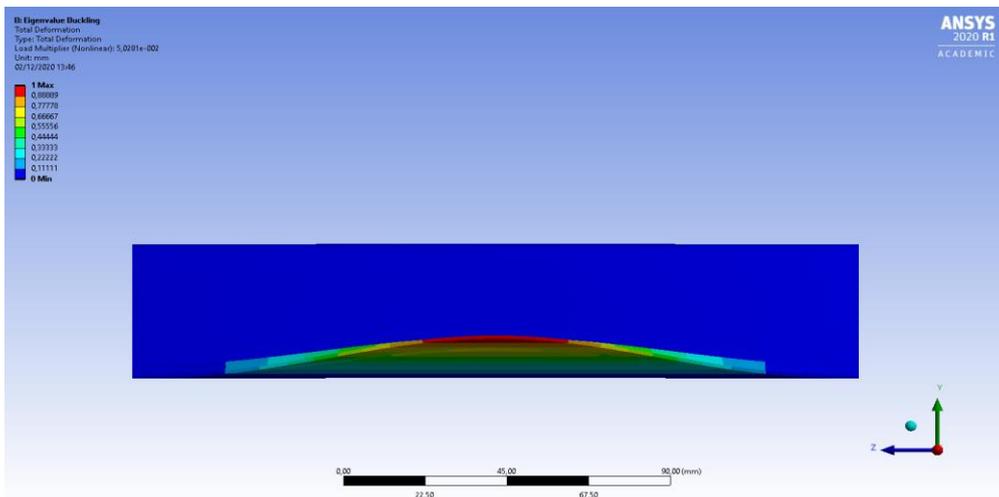


Fig.40.Modo 1

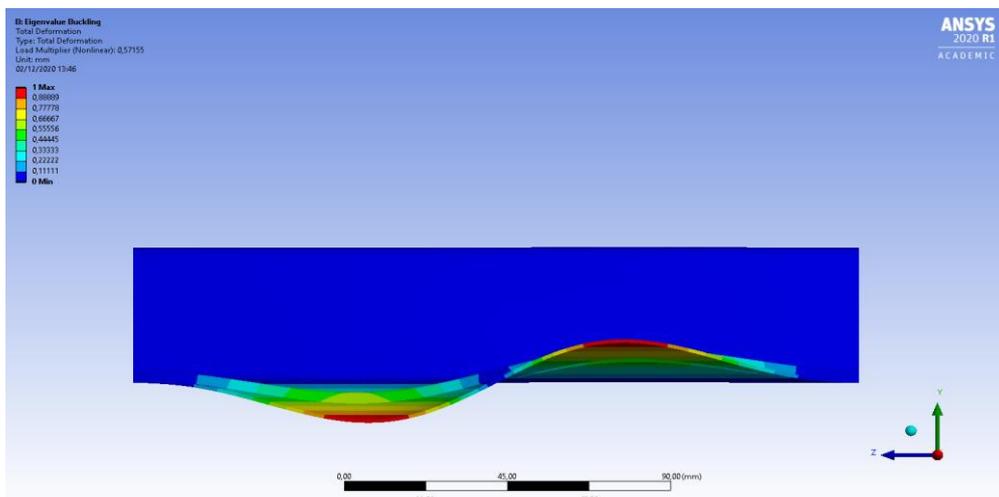


Fig.41.Mod0 2

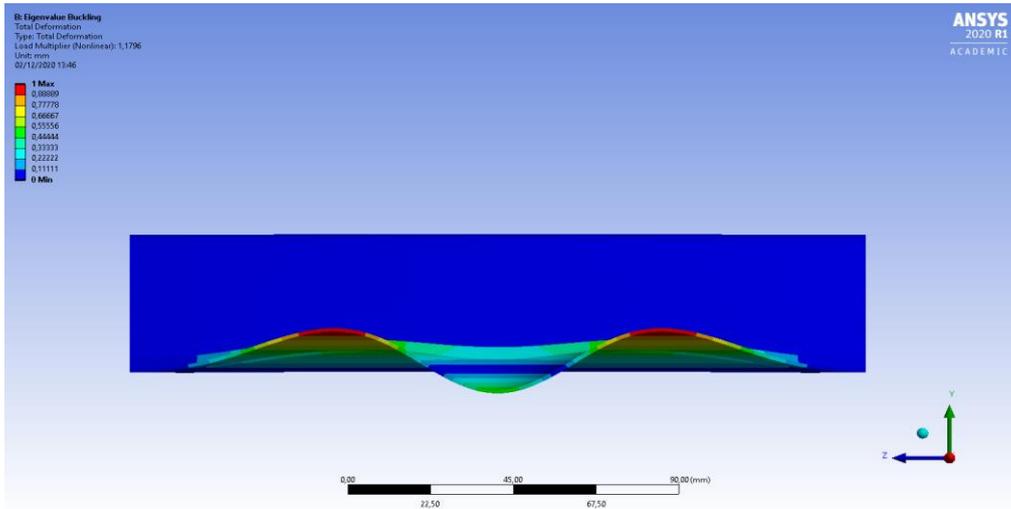


Fig.42.Mod0 3

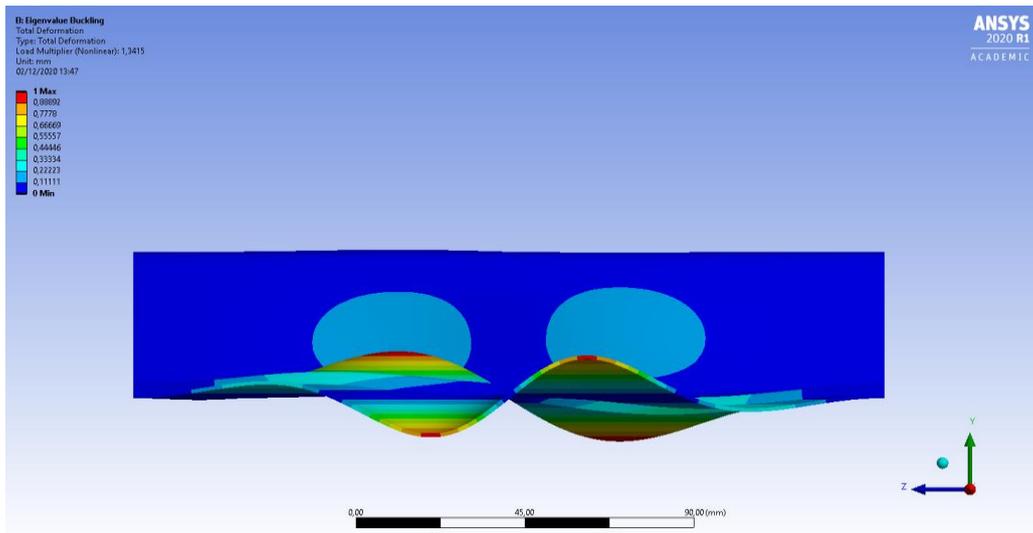


Fig.43.Mod0 4

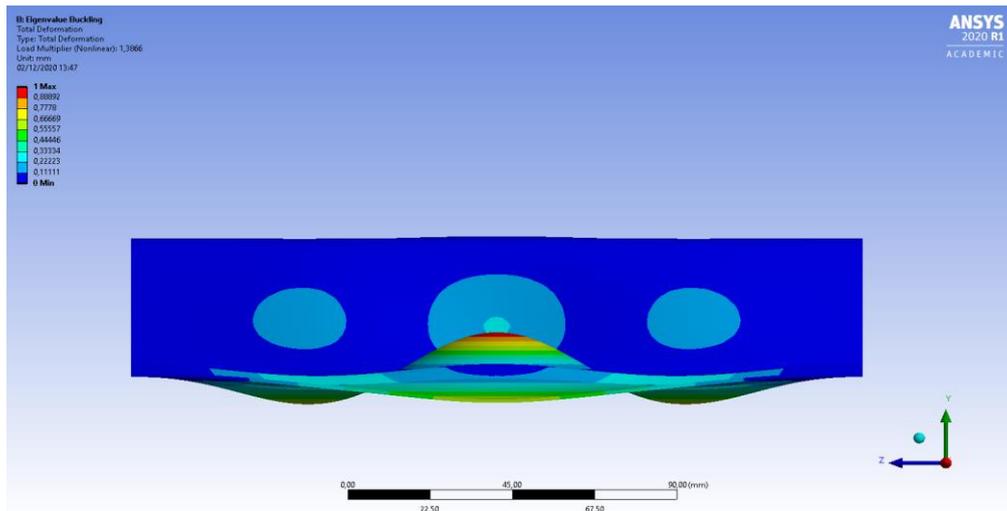


Fig.44.Mod0 5

De lo que se deduce que:

- Todos los modos de pandeo generan una geometría sinusoidal en el ala inferior del perfil.
- Los modos de pandeo impares tienden a ser simétricos, aunque la secuencia se pierde a partir del tercero.
- A partir del tercer modo existe una ligera deformación del alma del perfil.
- La geometría de los modos se distribuye a lo largo de toda la longitud del perfil.
- La deformación total máxima no supera el milímetro en ningún caso.

Tras introducir el primer modo como imperfección procedimos a realizar el estudio no lineal mediante prueba y error. Para ello hubo que realizar 15 simulaciones consecutivas con el fin de determinar cuál era el nivel de sobrecarga que era capaz de soportar el sistema y en qué condiciones se conseguía la convergencia. En primer lugar, se intentó resolver el problema por el método de Arc-length y a continuación por el método de Newton-Rapson. Se buscaba que el patrón de colapso fuera claro y que tuviera un buen nivel de plastificación. Tras fracasar con 10 intentos con el método de Arc-length se decidió pasar al método de Newton-Rapson que finalmente convergió y arrojó los valores que se representan en el siguiente gráfico.

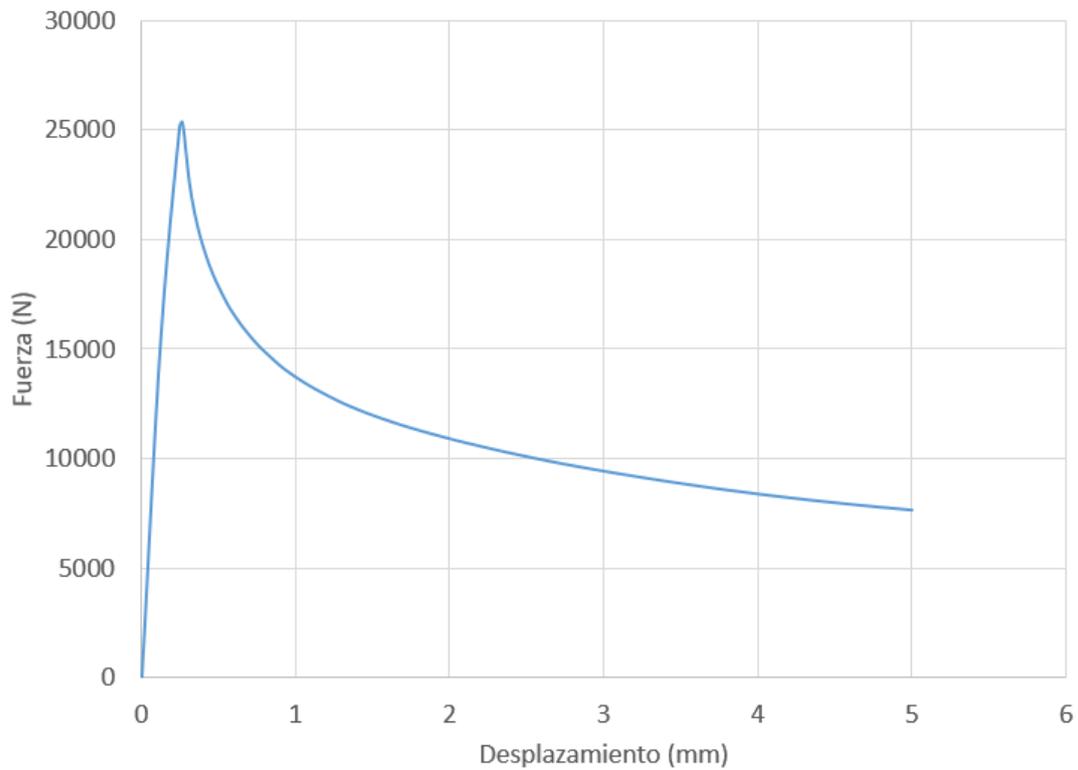
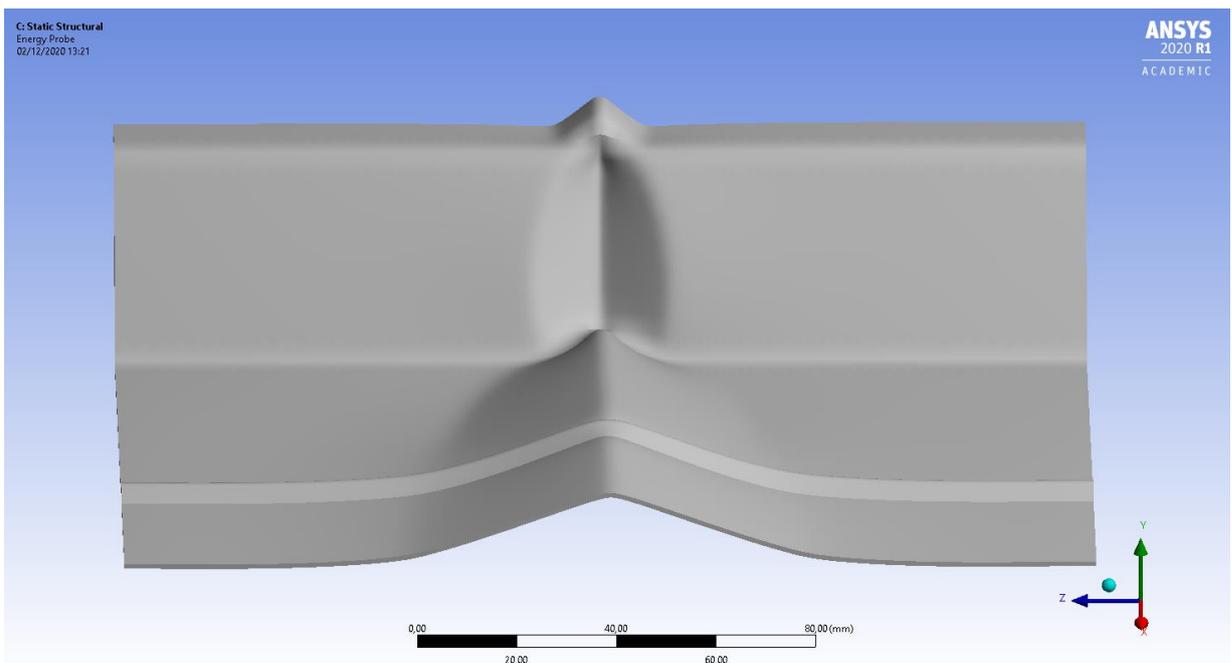
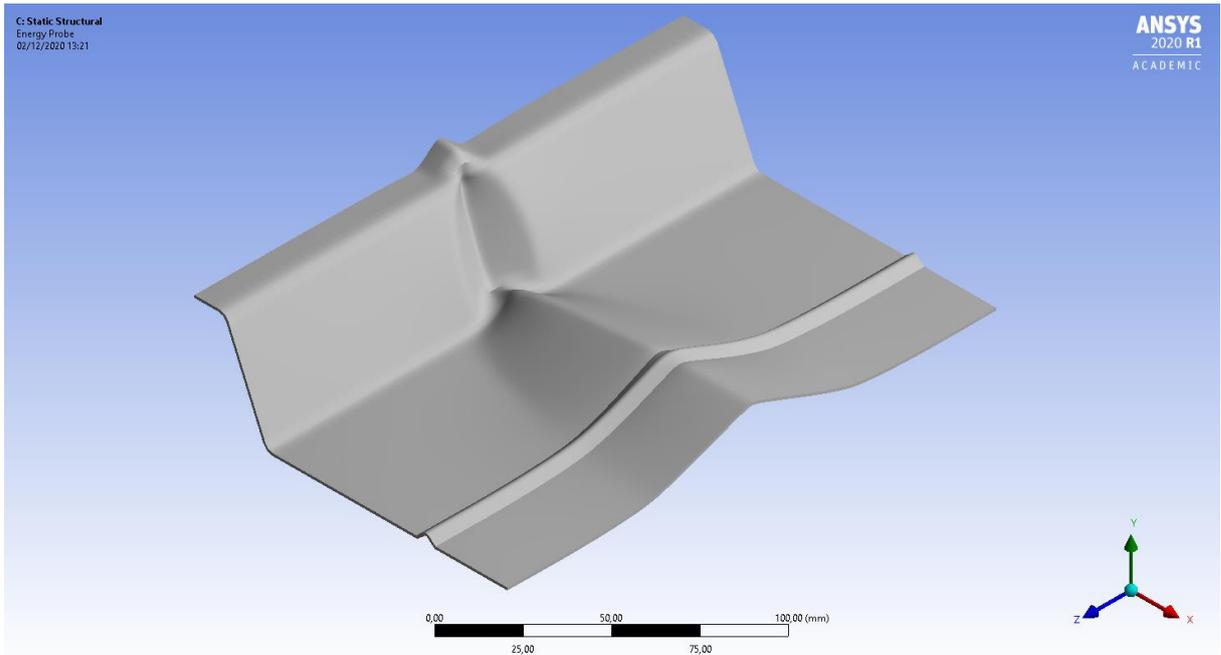


Fig.45.Diagrama fuerza – desplazamiento

Observamos claramente que éste es el típico comportamiento mecánico que se espera de un perfil estructural de chapa que falla localmente por compresión. Tras un recorrido en su mayor parte lineal provocado por la propia rigidez de la sección del perfil se llega a un punto de máxima carga de 25.357 N (área efectiva 92 mm²) que desemboca en un post-colapso no lineal para acabar de disipar plásticamente la energía potencial residual del sistema. El perfil se debilita cada vez más de forma suave debido a la evolución del propio proceso disipativo. Se comprueba claramente que la carga resistente se puede definir a partir de la intersección de la recta de rigidez con la correspondiente curva de plastificación post-colapso (Casariego 2014).

El aspecto del mecanismo de fallo obtenido es el que se presenta en las siguientes figuras:



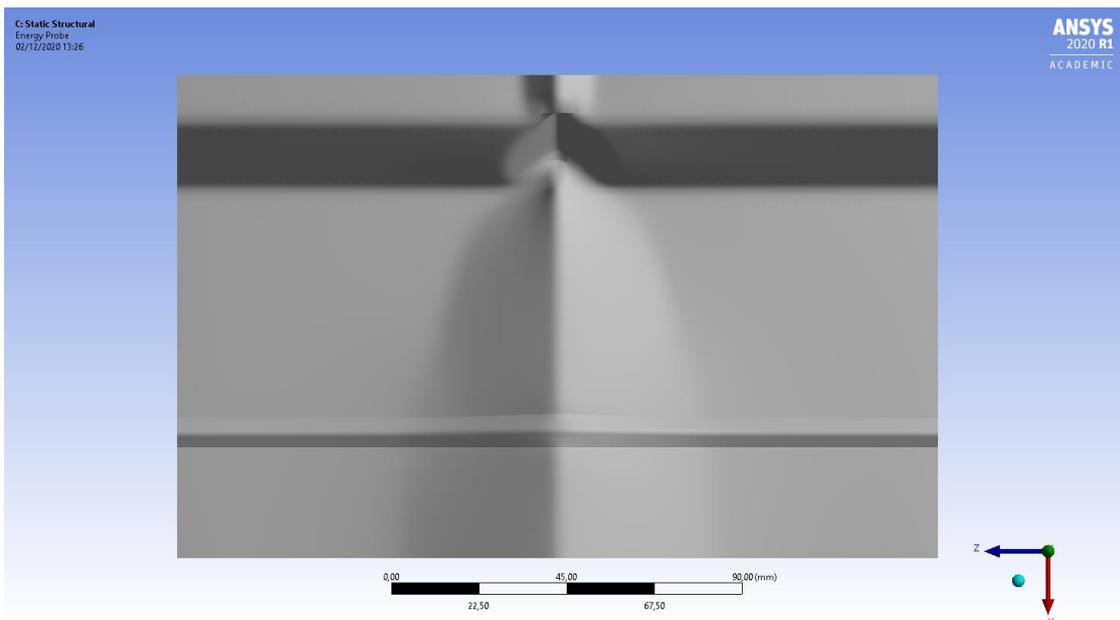
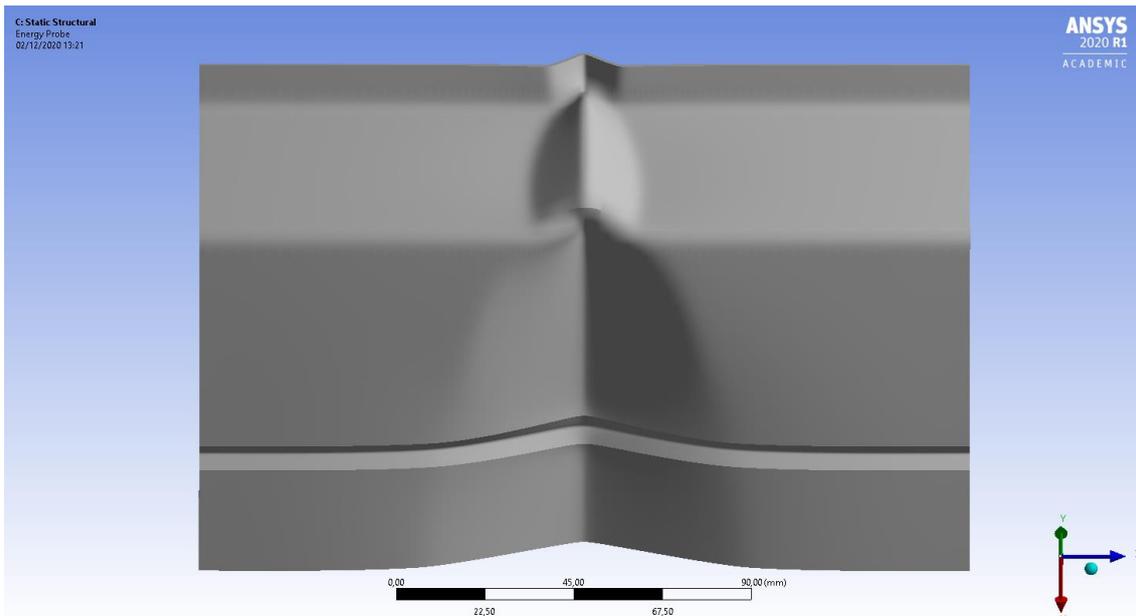
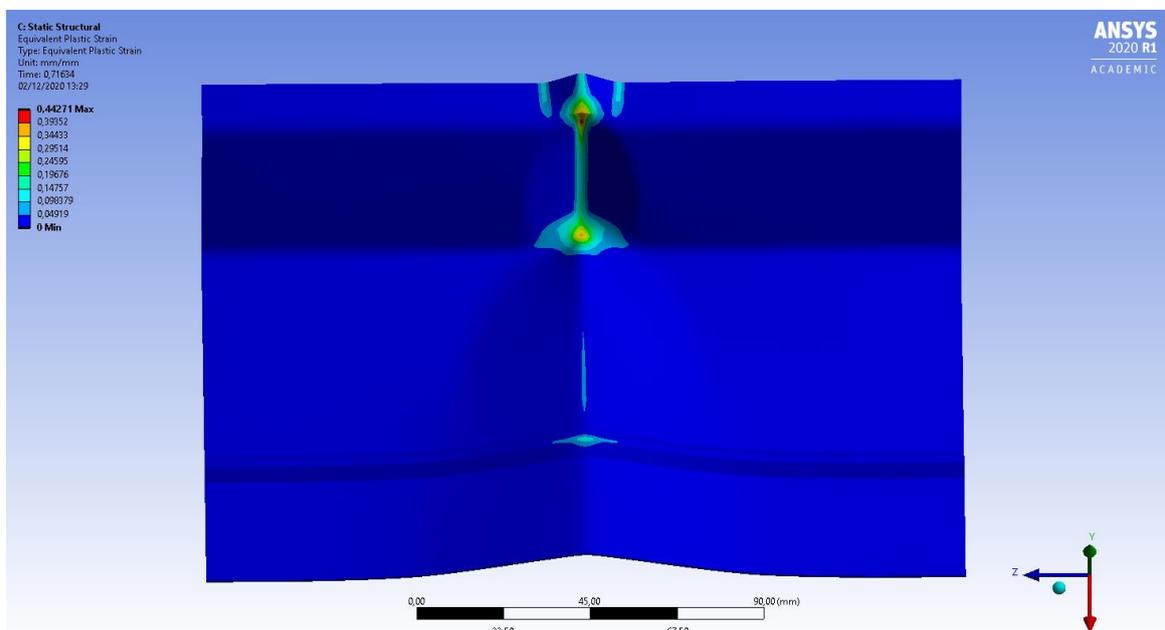
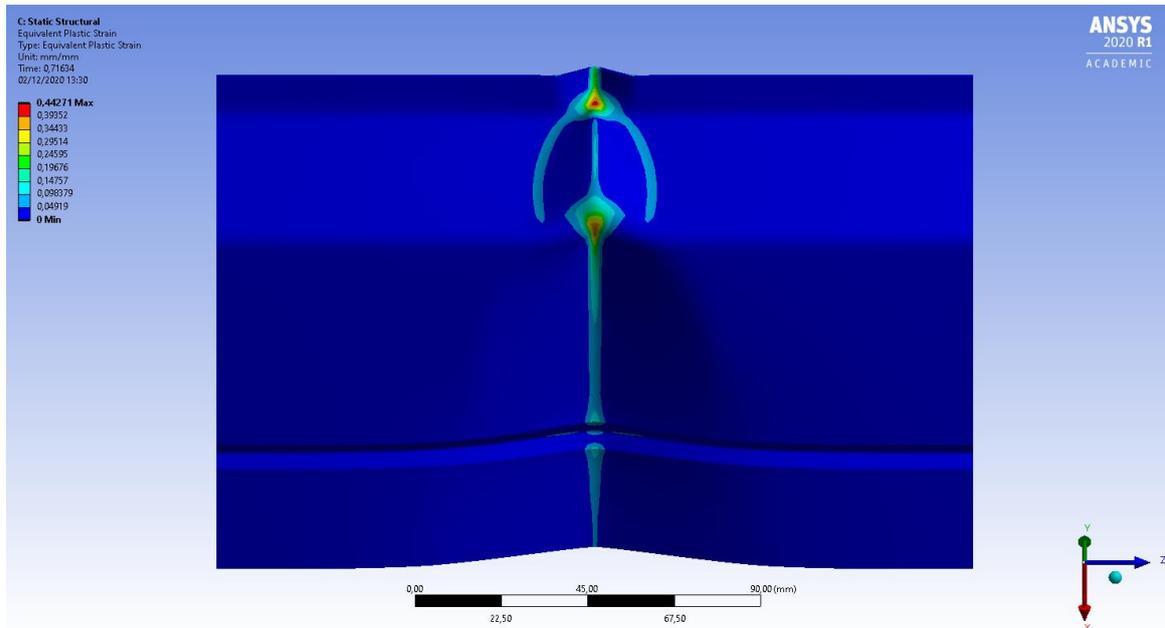


Fig.46.Imágenes del colapso del perfil

que nos permite constatar que se trata claramente de un patrón tipo B muy similar al que aparece en los estudios de perfiles trapezoidales llevado a cabo por Casariego (Casariego 2014).

En las imágenes que vienen a continuación se puede apreciar que el nivel de plastificación del perfil es bastante intenso a pesar de que la deformación máxima fue tan sólo de 5mm.



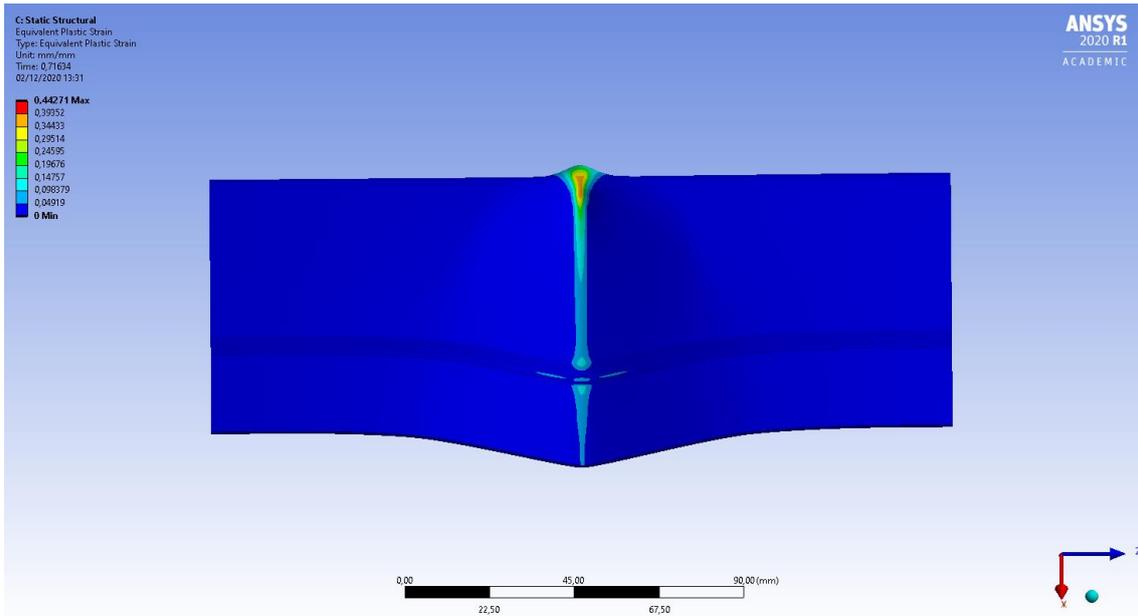


Fig.47.Imágenes de la plastificación del perfil

Adicionalmente, se hizo un estudio de sensibilidad a las imperfecciones tal y como recomienda el Eurocódigo de tal forma que se obtuvieron los siguientes resultados:

IMPERFECCION (mm)	CARGA ÚLTIMA (N)
-1	25357
-0,5	25357
-0,25	25357
0,25	25357
0,5	25357
1	25357

Tabla 2. Imperfecciones LG40 rigidizador completo.

Todas las simulaciones que acabamos de comentar se han hecho aplicando las siguientes condiciones de contorno:

- Desplazamientos de traslación nulos en direcciones x, y, z, en un extremo de la pieza.

- Desplazamientos de traslación nulos en direcciones x, y y desplazamiento impuesto en z en el extremo opuesto de la pieza.
- En los bordes: desplazamiento nulo en x, y giros impedidos en y y z.

3.4.2 Simulaciones del perfil LG 40 con rigidizador rebajado

Tal y como se ha comentado más adelante, nos hemos impuesto como objetivo esencial del presente análisis conocer la influencia del rigidizador sobre la resistencia última del perfil y por ende, del arco estructural del que forma parte. Para ello hemos rebajado la geometría del rigidizador hasta la mitad y hemos repetido el análisis completo del mismo. Más adelante se llevará a cabo el estudio prescindiendo del todo el rigidizador. Pasamos, por lo tanto, a estudiar a continuación la segunda geometría propuesta en el presente estudio. Bajo las condiciones habituales sometemos al perfil a un análisis de modos de pandeo que arrojó los siguientes resultados:

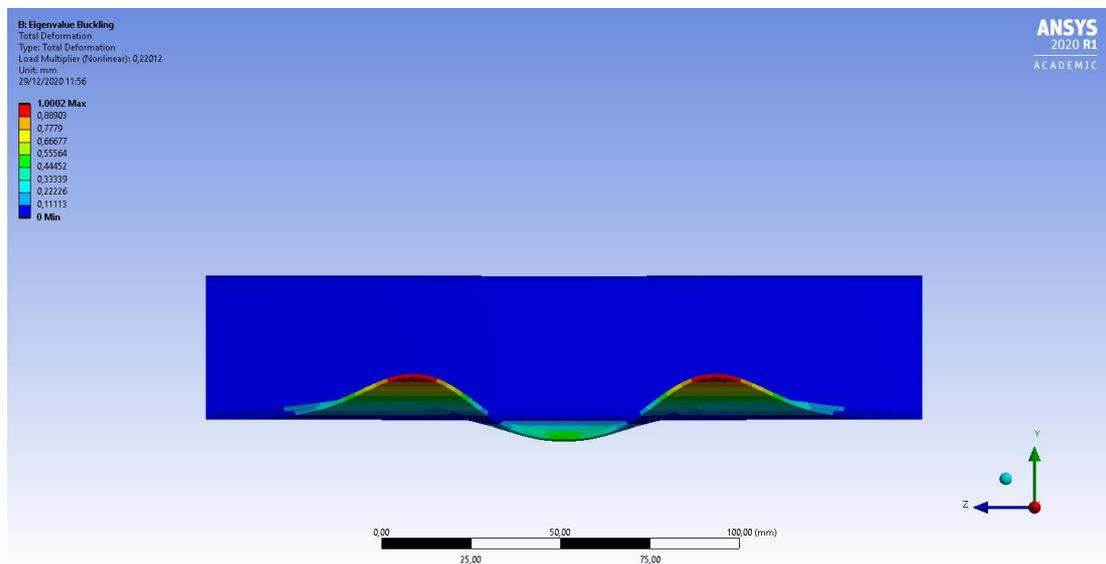


Fig.48.Mod0 1

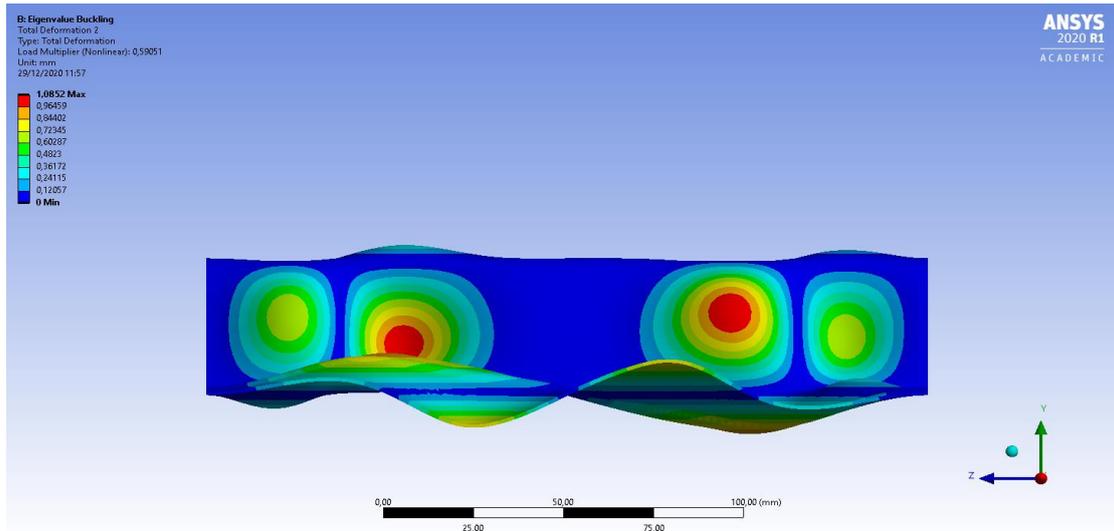


Fig.49.Mod0 2

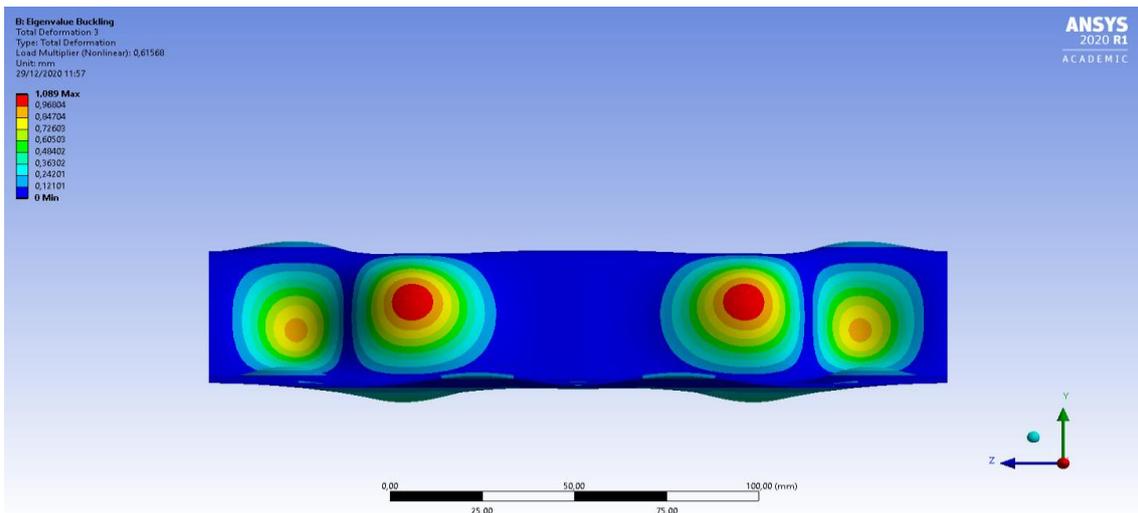


Fig.50.Mod0 3

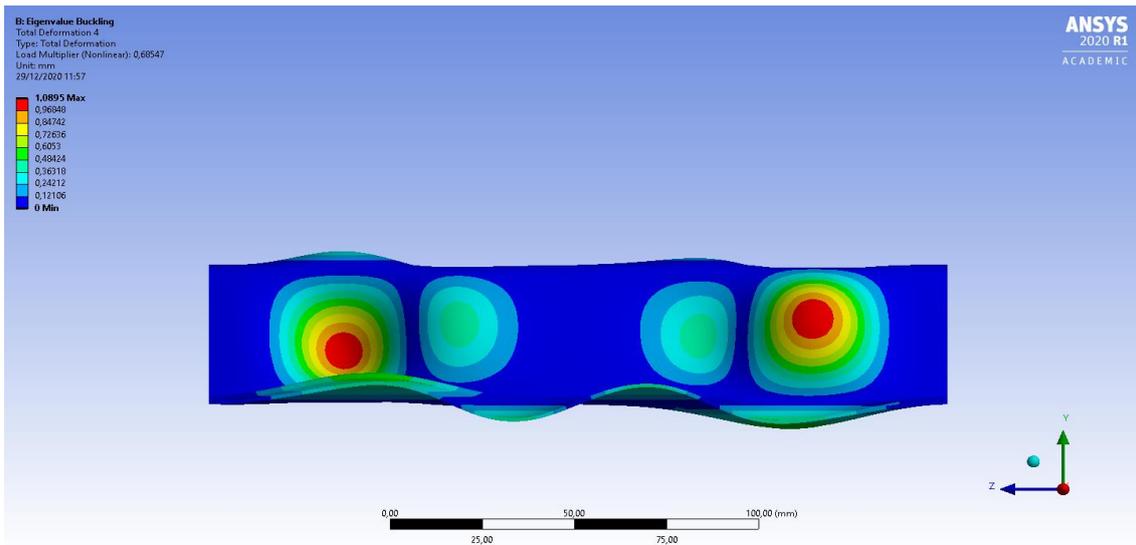


Fig.51.Modo 4

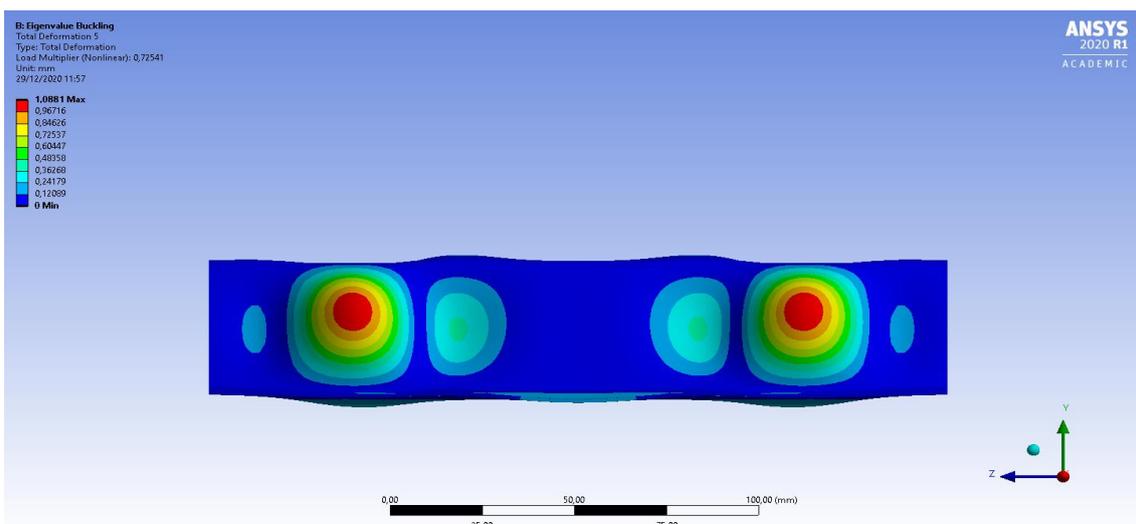


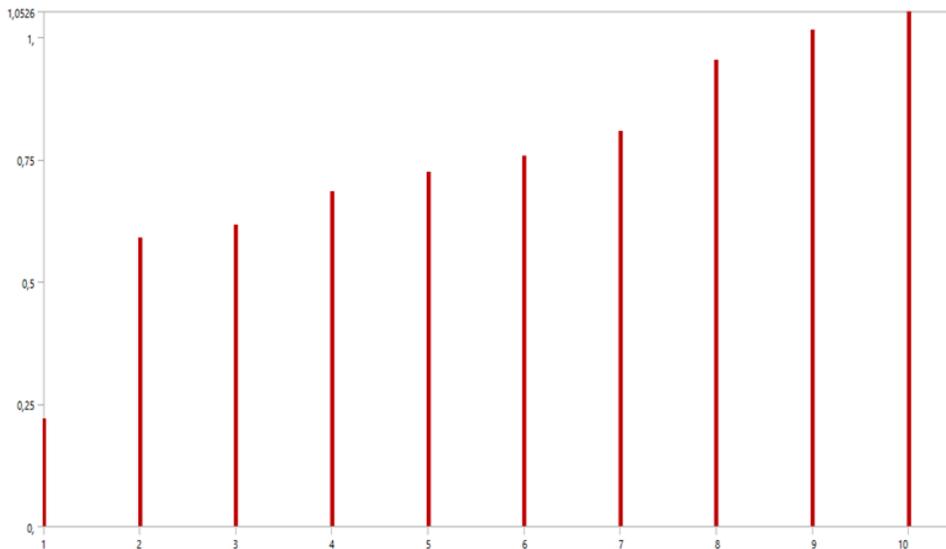
Fig.52.Modo 5

En este caso lo que vemos es que tan sólo el primer modo de pandeo no genera deformación en la pared del alma del perfil. En todos los modos se forma una deformación sinusoidal en el ala inferior y aparece un plano de simetría central en los modos pares. Las deformaciones del alma aparecen siempre desplazadas hacia los extremos con dos valores máximos muy destacados.

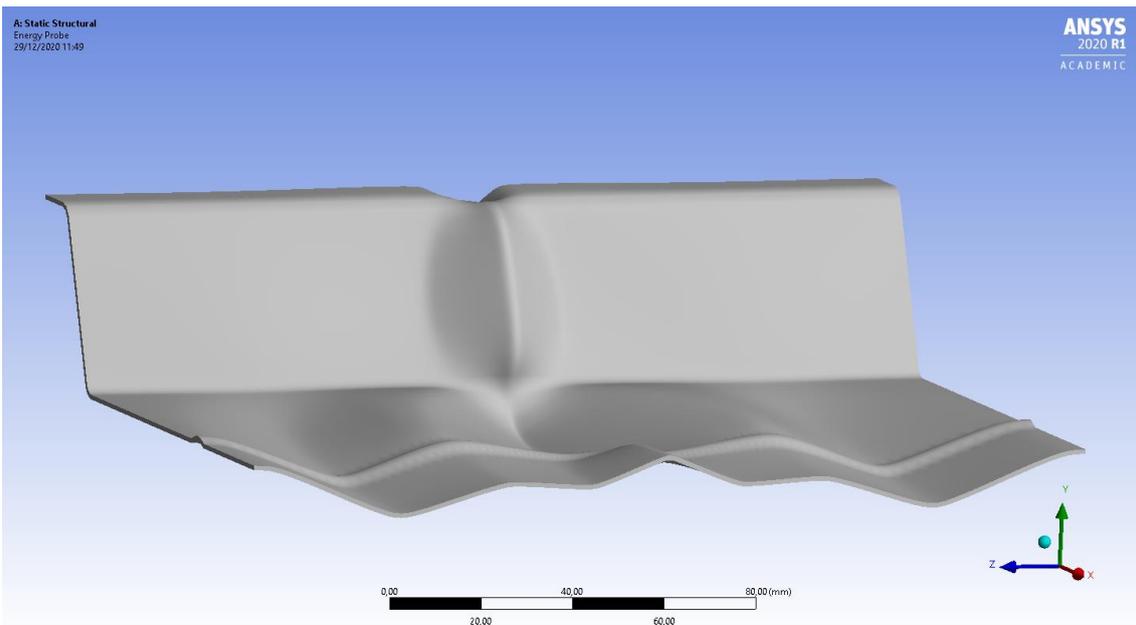
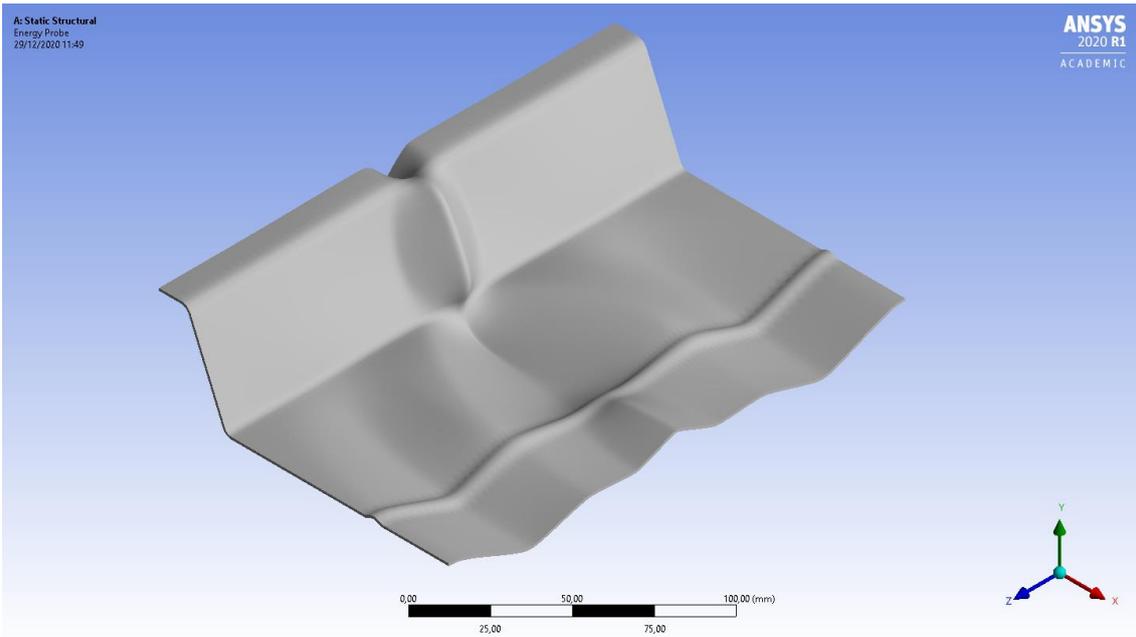
Los valores que han generado dichos modos son los siguientes:

MODO	V.P.
1	0,220
2	0,590
3	0,615
4	0,685
5	0,725
6	0,756
7	0,807
8	0,953
9	1,015
10	1,052

Tabla 3. Modos LG40 con rigidizador rebajado.



El posterior análisis no lineal post-pandeo permitió establecer el patrón de colapso tras 15 intentos consecutivos. El resultado es el que se puede apreciar en las siguientes figuras:



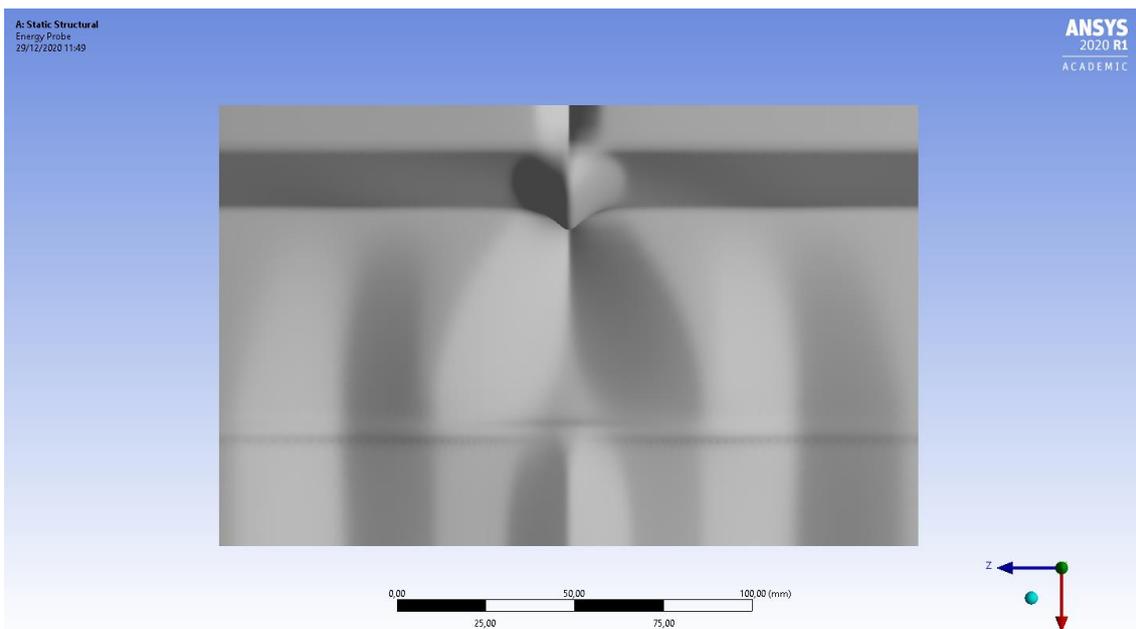
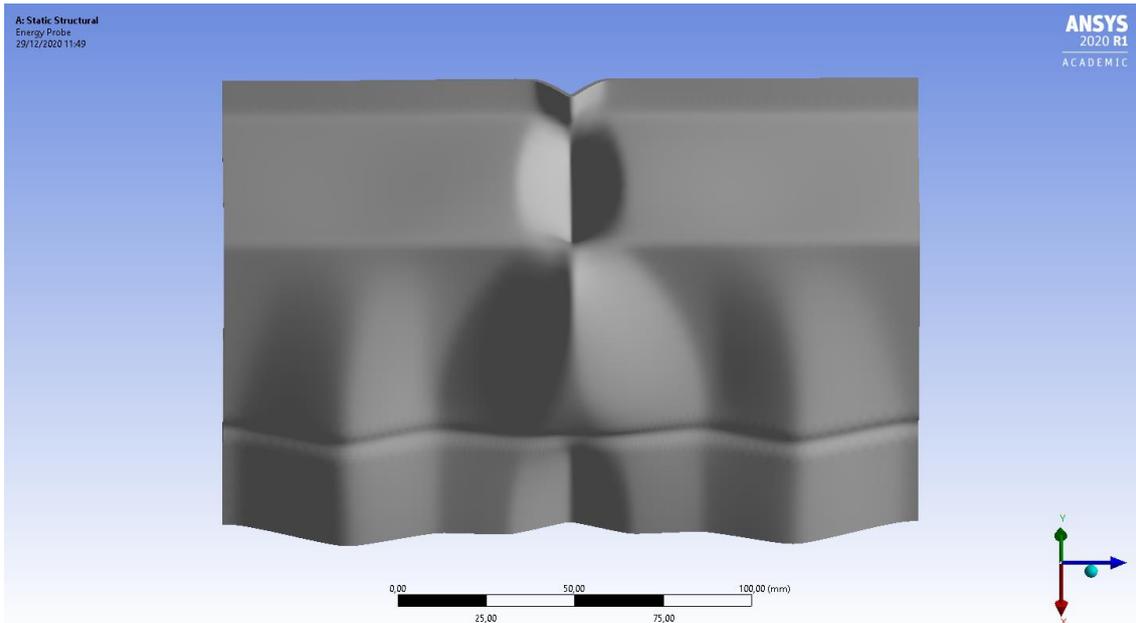
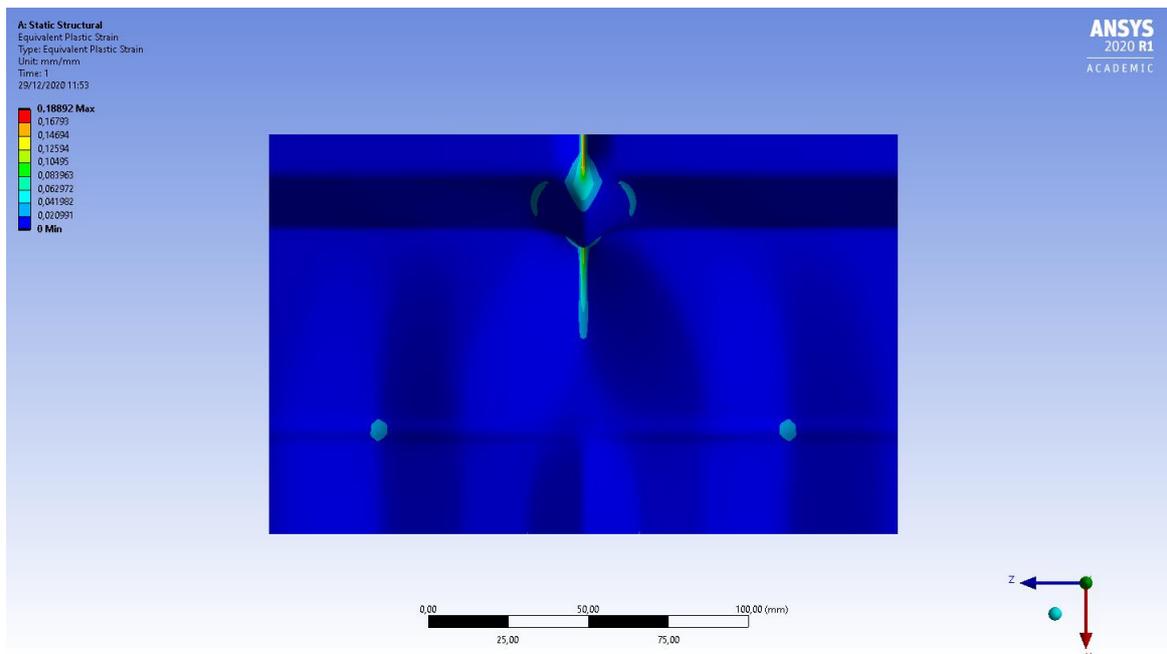


Fig.53.Imágenes del colapso del perfil

Aparece un hundimiento en la zona central del ala superior junto con un abultamiento característico de la zona central del alma como reacción lógica a dicho hundimiento. Obsérvese que el patrón que se ha obtenido tiene una geometría opuesta a la que aparecía en el perfil con rigidizador completo. En

este caso tenemos un modo de deformación de tipo A por hundimiento del ala superior. El ala inferior se adapta a esta situación generando una deformación hacia abajo tal y como es habitual en la deformación plástica de perfiles conformados en frío. Parece interesante destacar que adicionalmente aparece una protuberancia secundaria hacia arriba en el extremo del seno de la deformación del alma que no suele verse habitualmente en el análisis de otras tipologías. Esto puede ser debido a la gran amplitud del ala inferior en comparación a otras geometrías más estudiadas como las de tipo trapezoidal con longitud de onda constante, donde el alma superior y el alma inferior suelen tener amplitudes muy similares.

El nivel de plastificación alcanzado se puede apreciar de forma clara en los siguientes mapas de valores equivalentes:



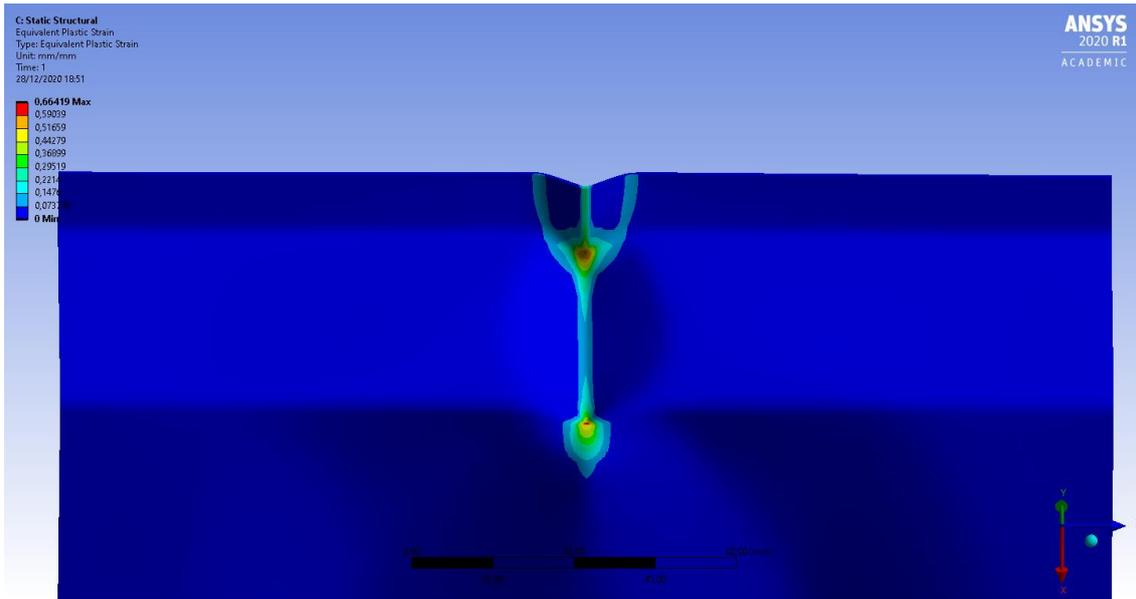


Fig.54.Imágenes de la plastificación del perfil

La plastificación se concentra en la protuberancia central del ala superior y en el abultamiento del ala. Es precisamente en este abultamiento donde se alcanzan los valores máximos. En la vista posterior podemos observar que se genera una geometría muy característica con una línea plástica que recorre dicho abultamiento de abajo hacia arriba y luego se ramifica desde el punto de máxima deformación en tres líneas que recorren los laterales y el centro de la deformación superior. También podemos observar varias zonas de gran plastificación en la vista frontal por delante donde destaca la línea central del hundimiento que también aparecía en la otra vista. Por otro lado, se percibe que la deformación en la zona del ala inferior es mucho más suave y progresiva por lo que no se llegan a ver niveles de plastificación tan pronunciados.

La relación entre la fuerza de compresión y el correspondiente desplazamiento quedan reflejados en el siguiente gráfico cuyo máximo se alcanza para un valor de 34.647 N:

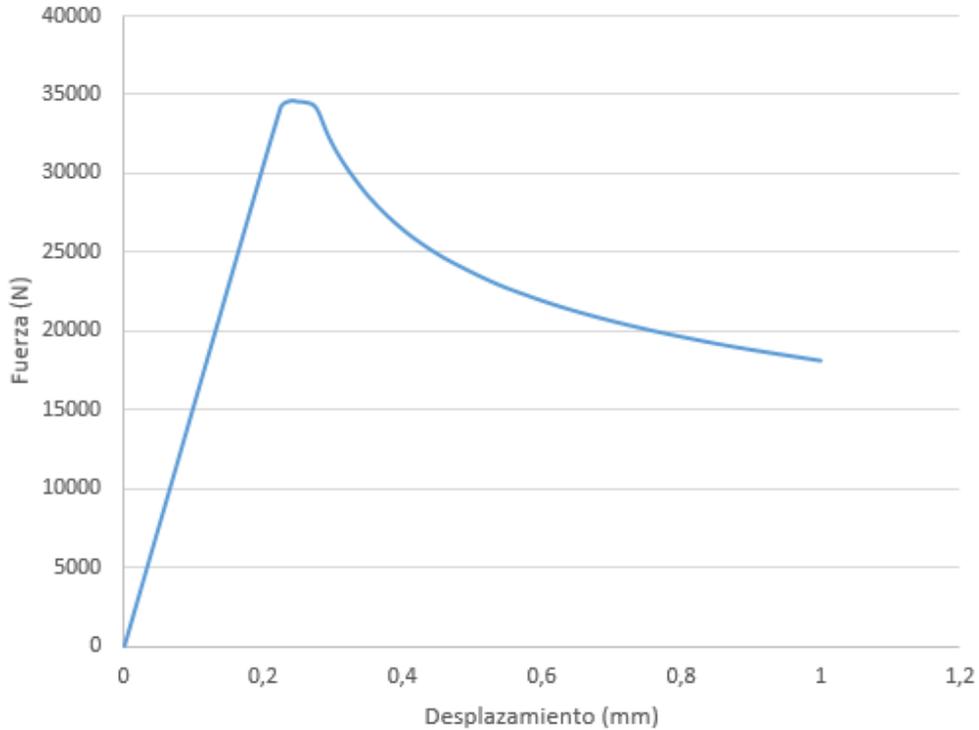


Fig.55.Diagrama fuerza – desplazamiento

siendo el área efectiva que se corresponde con el perfil de 126 mm². Del análisis de sensibilidad a las imperfecciones se obtienen los siguientes resultados:

IMPERFECCION (mm)	CARGA ÚLTIMA (N)
1	34647,35
0,5	34647,35
0,25	34647,35
-0,25	34647,35
-0,5	34647,35
-1	34647,35

Tabla 4. Imperfecciones LG40 con rigidizador rebajado

Y de esta forma vemos que no se puede establecer ningún tipo de relación con los valores de carga que es capaz de soportar la estructura. Todas las simulaciones se hicieron teniendo en cuenta la no linealidad del material y la no linealidad provocada por las grandes deformaciones. Las condiciones de contorno que se establecieron para hacer el estudio fueron las siguientes:

- Desplazamientos nulos en x, y, z, en un extremo de la pieza.
- Desplazamientos nulos en x, y y desplazamiento impuesto de en z, en el extremo opuesto de la pieza.
- Condiciones en los bordes: desplazamiento impedido en x, y giros impedidos en y y z.

3.4.3 Simulaciones del perfil LG40 sin rigidizador

Parece lógico pensar que, complementando el estudio de la geometría con rigidizador a dos niveles con el estudio de la geometría sin rigidizador, podemos llegar a tener una visión muy completa de la influencia del mismo en el comportamiento mecánico y en la resistencia del perfil. Es por ello que, siguiendo la metodología habitual, se llevó a cabo un análisis exhaustivo del pandeo no lineal a compresión bajo las condiciones habituales.

La detección del patrón de colapso para este perfil requirió invertir bastante tiempo. Es por ello que hacemos una descripción algo más detallada del proceso seguido. La solución obtenida ha resultado ser muy diferente que la de los casos anteriores, como se verá en los párrafos siguientes.

Se empezó haciendo el estudio con una longitud del perfil de 300 mm sin éxito. Se decidió entonces probar con una longitud de 900 mm que arrojó el siguiente primer modo:

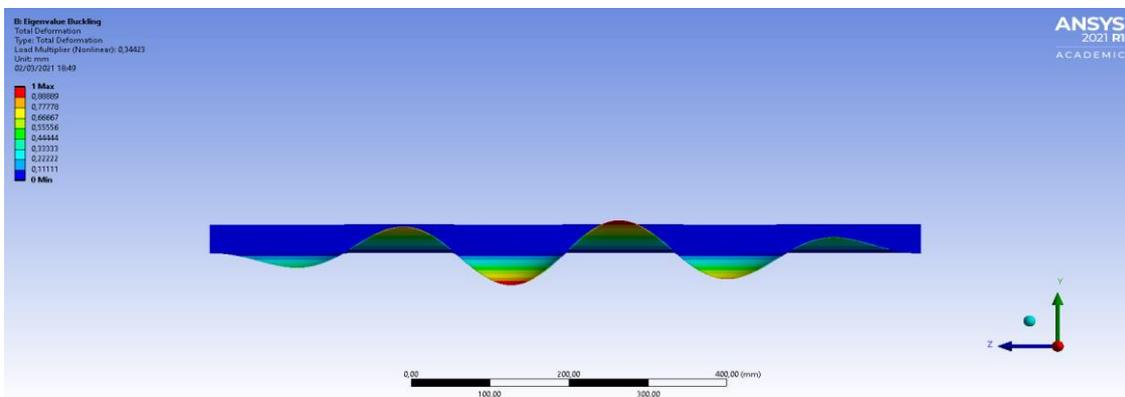


Fig.56.Modo de pandeo

Al hacer el análisis no lineal con el primer modo como imperfección nos encontramos que el sistema no convergió tras 10 intentos. Se volvió a hacer el estudio de valores propios para obtener otro modo de pandeo que tampoco permitió dar con la deformación del patrón de colapso lo cual nos hizo pensar que sería imposible hallar el modo de deformación buscado.

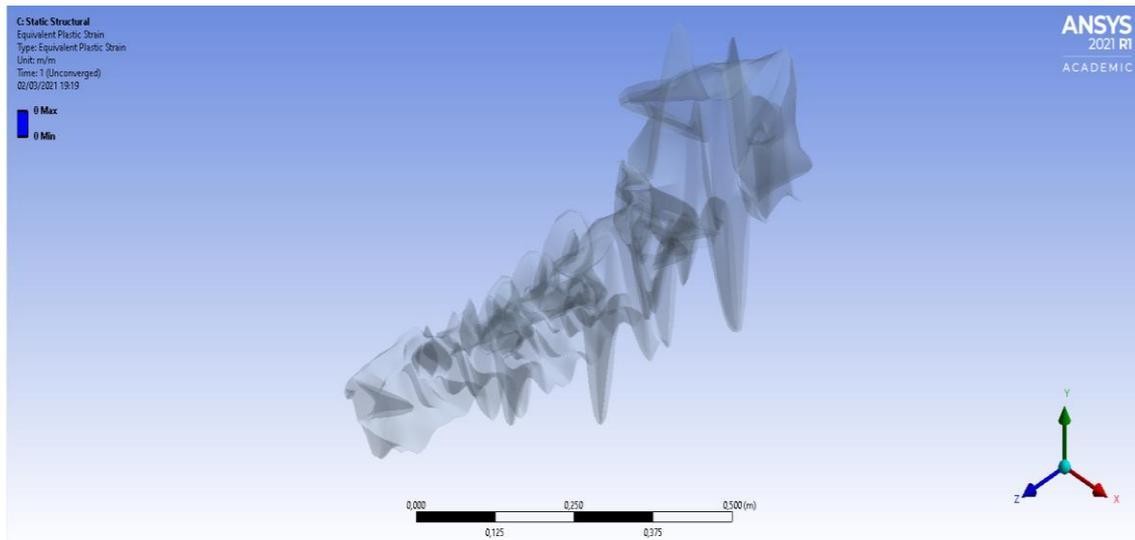


Fig.57. Convergencia fallida

A pesar de ello se volvió a hacer una prueba adicional con una longitud de 400 mm obteniéndose el siguiente gráfico para el mapa de deformaciones del primer modo de pandeo:

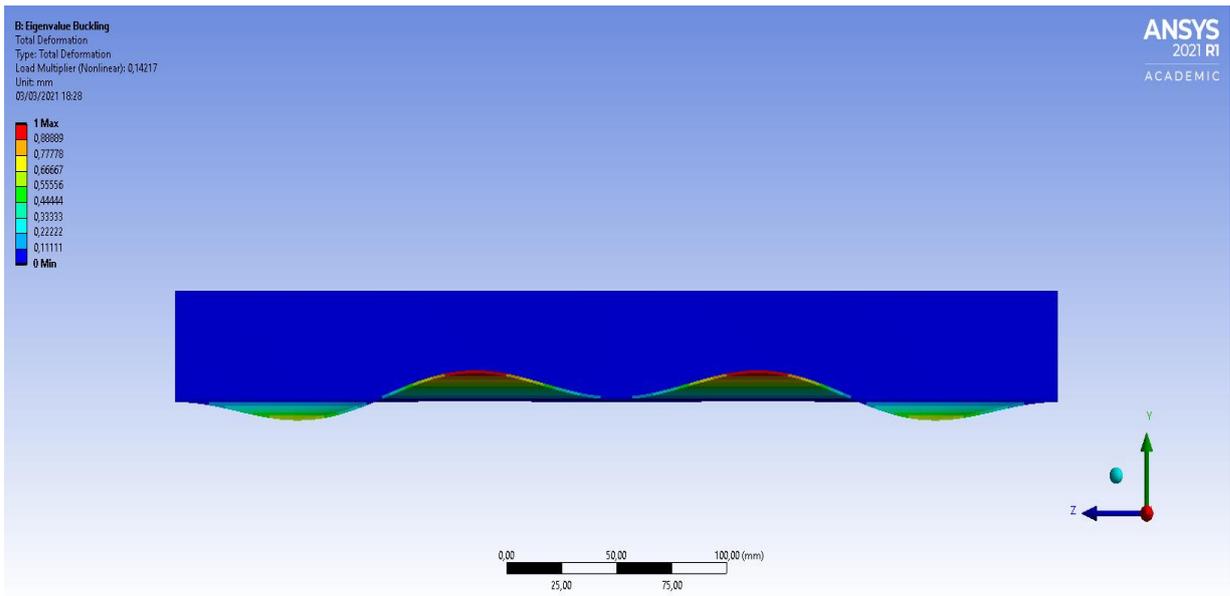


Fig.58.Modo de pandeo

Que era totalmente simétrico y arrojaba el siguiente patrón de colapso:

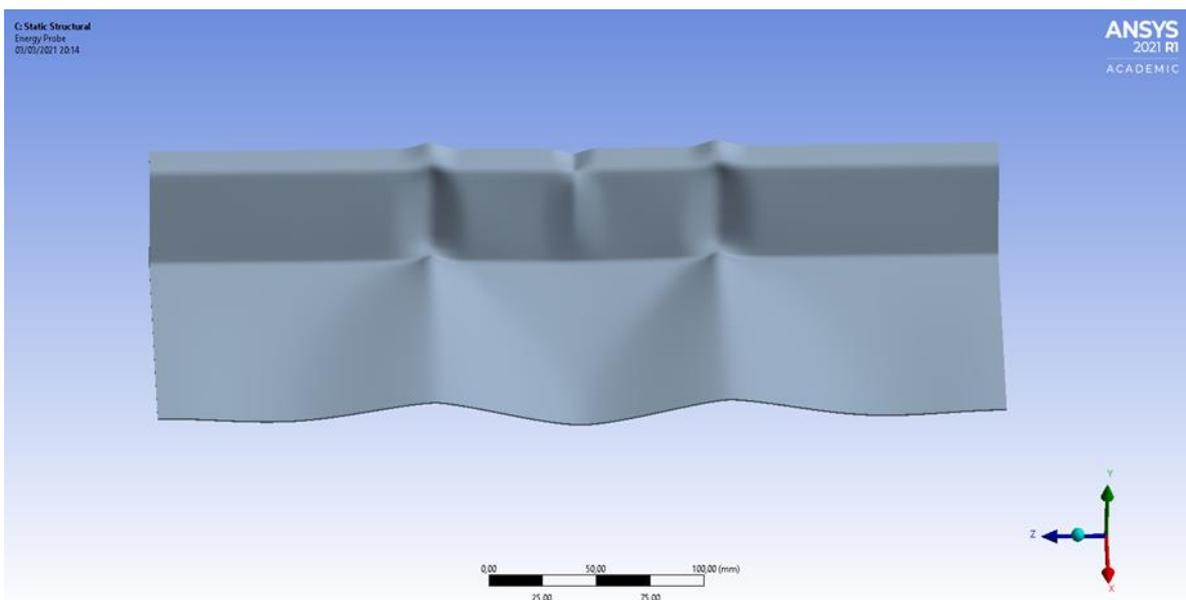


Fig.59.Imágen del colapso de perfil

Este resultado fue inesperado y parece ser especialmente interesante ya que da como resultado tres zonas de deformación:

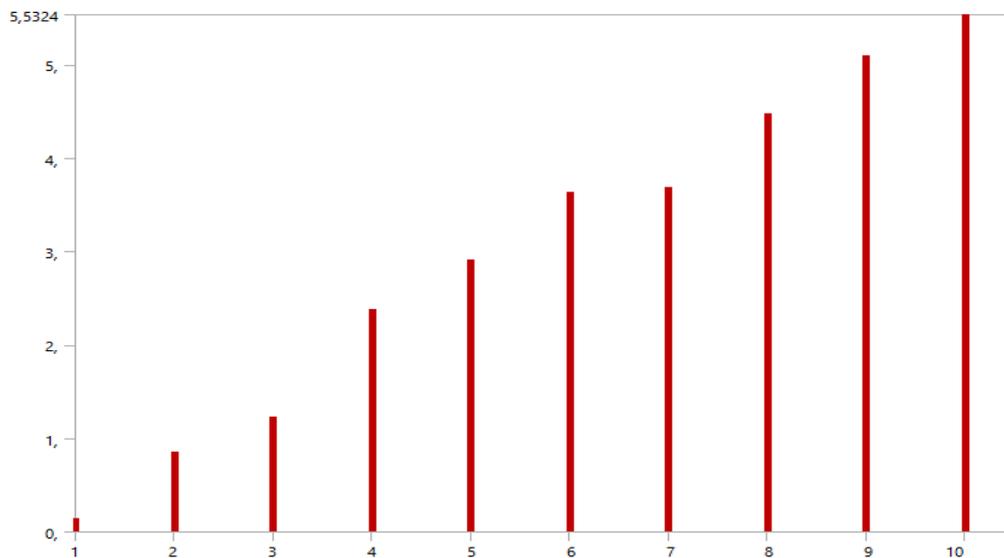
- Una de tipo A en el centro del perfil
- Dos de tipo B equidistantes a 1/6 de distancia respecto al centro.

En ninguno de los casos estudiados se obtuvo un comportamiento semejante y de hecho no parece haber mucha información al respecto en la bibliografía.

Se dan a continuación más detalles sobre el comportamiento mecánico de este perfil. Los valores asociados a los modos de pandeo fueron:

MODO	V. P.
1	0,142
2	0,848
3	1,227
4	2,375
5	2,906
6	3,632
7	3,688
8	4,470
9	5,087
10	5,532

Tabla 5. Modos perfil LG40 sin rigidizador.



Con unos modos de deformación como los que pueden observar en las siguientes imágenes:

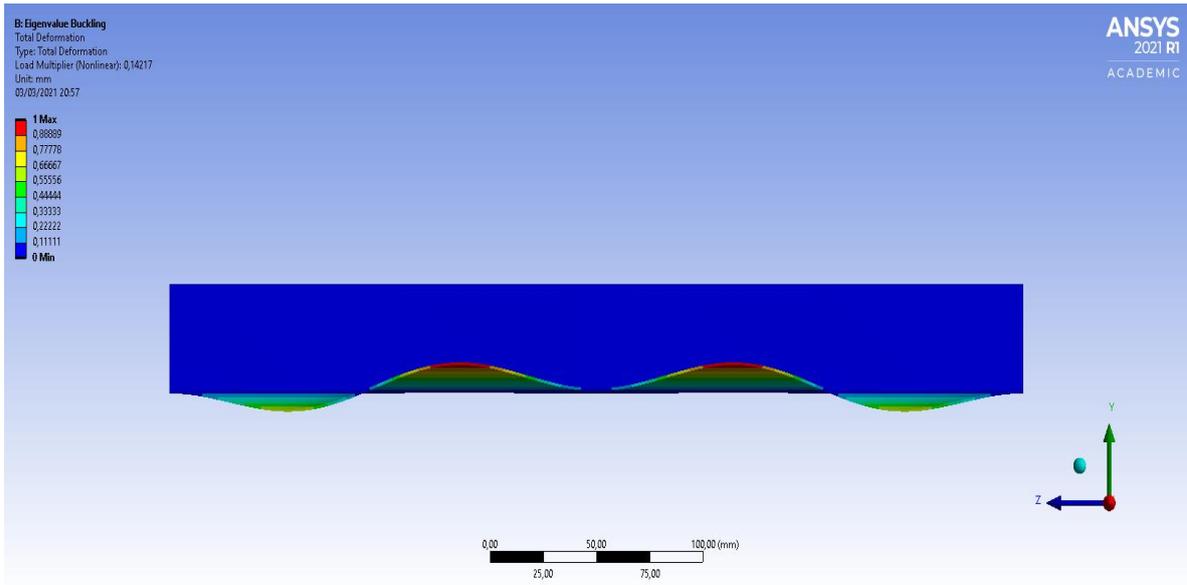


Fig.60.Modo 1

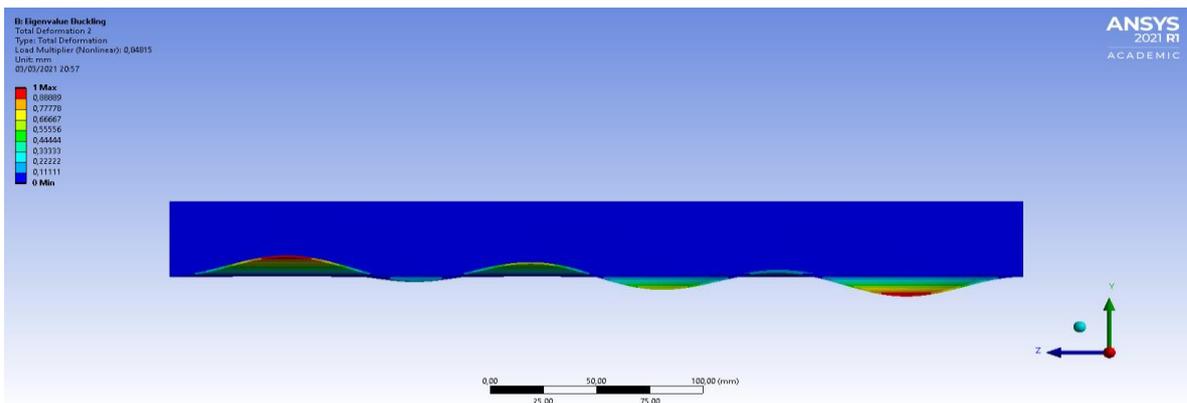


Fig.61.Modo 2

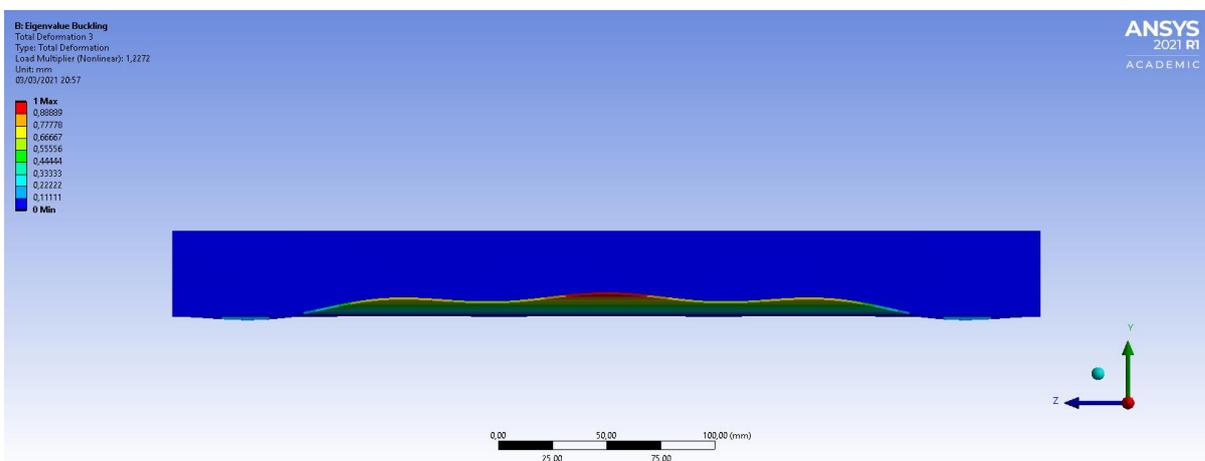


Fig.62.Modo 3

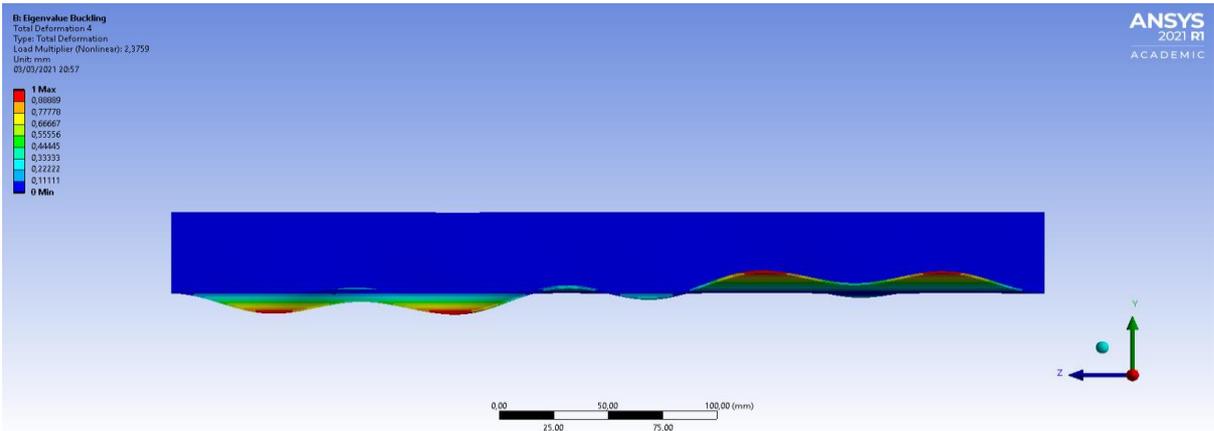


Fig.63.Modo 4

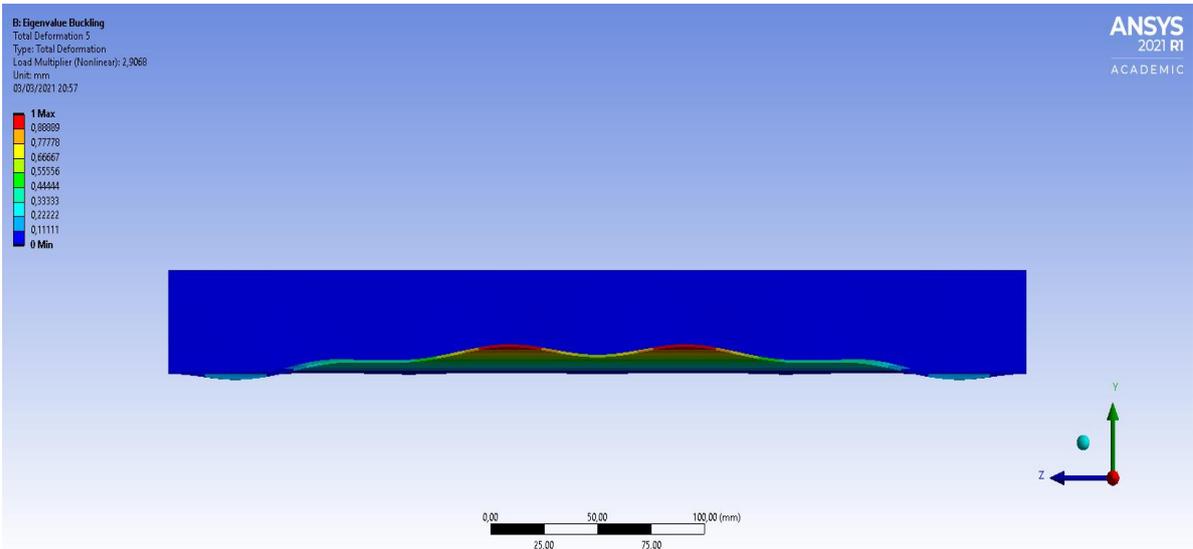
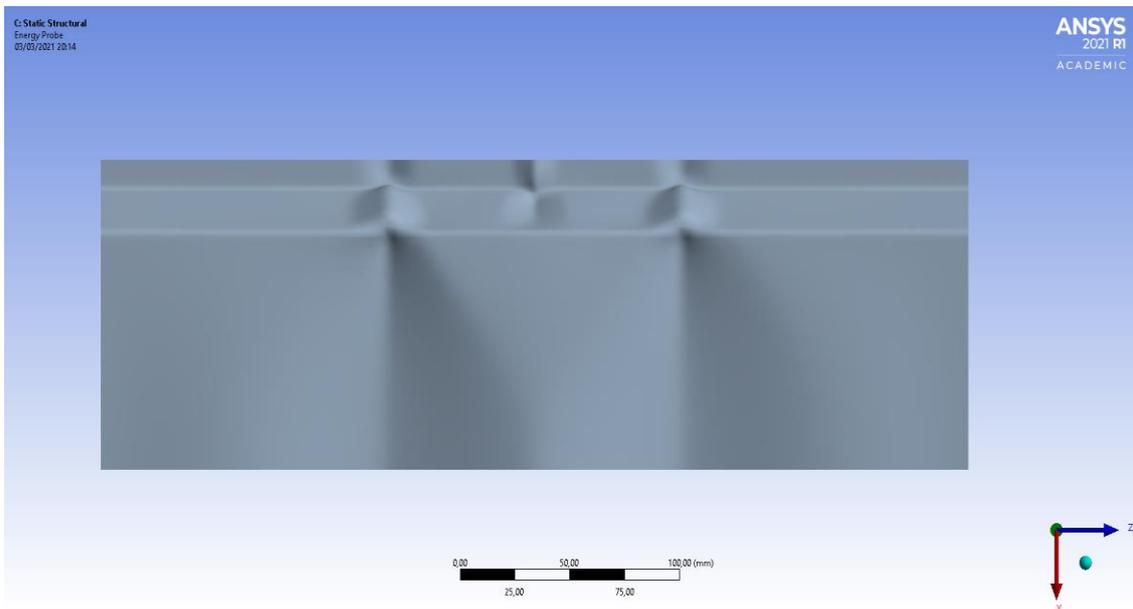
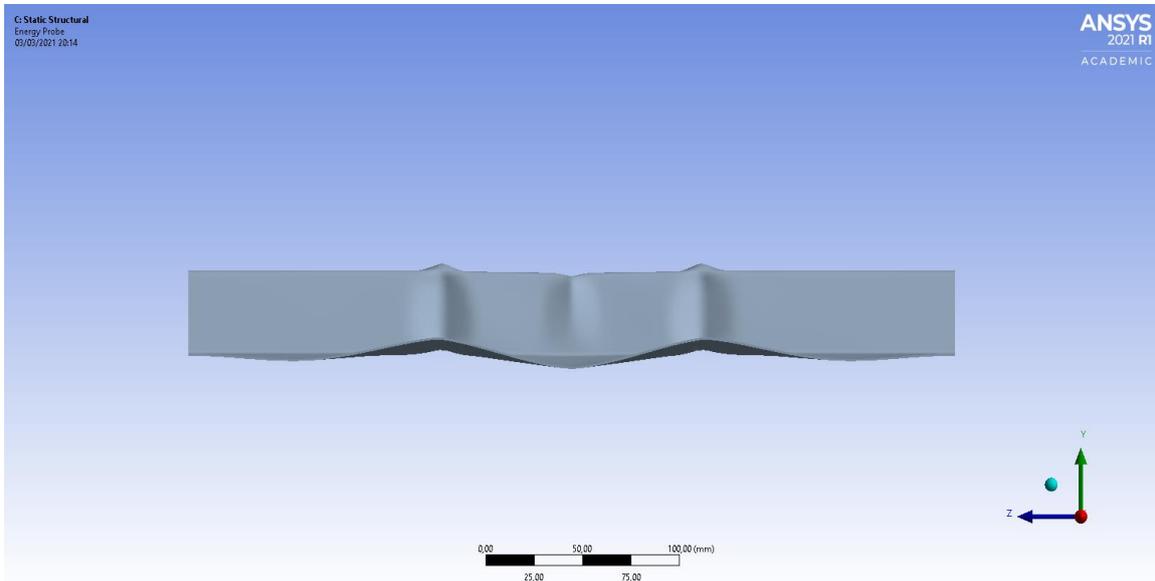


Fig.64.Modo 5

La secuencia cumple con las siguientes observaciones:

- Todas las deformaciones se producen en el ala inferior con un aspecto ondulado sinusoidal.
- El primer modo es simétrico y la simetría se va alternando entre los modos impares y los modos pares.
- Los cinco primeros modos están constituidos por menos de seis semiondas.

Al entrar en colapso se obtuvo una geometría que se ha comentado un poco más arriba y cuyos detalles adicionales se pueden apreciar en las siguientes imágenes:



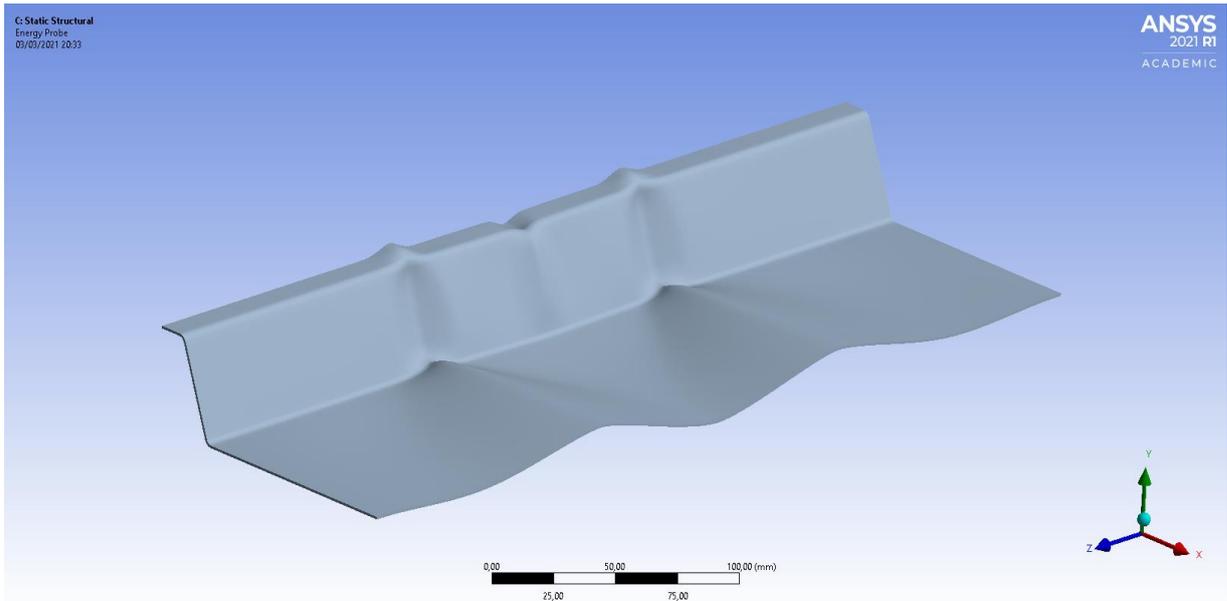
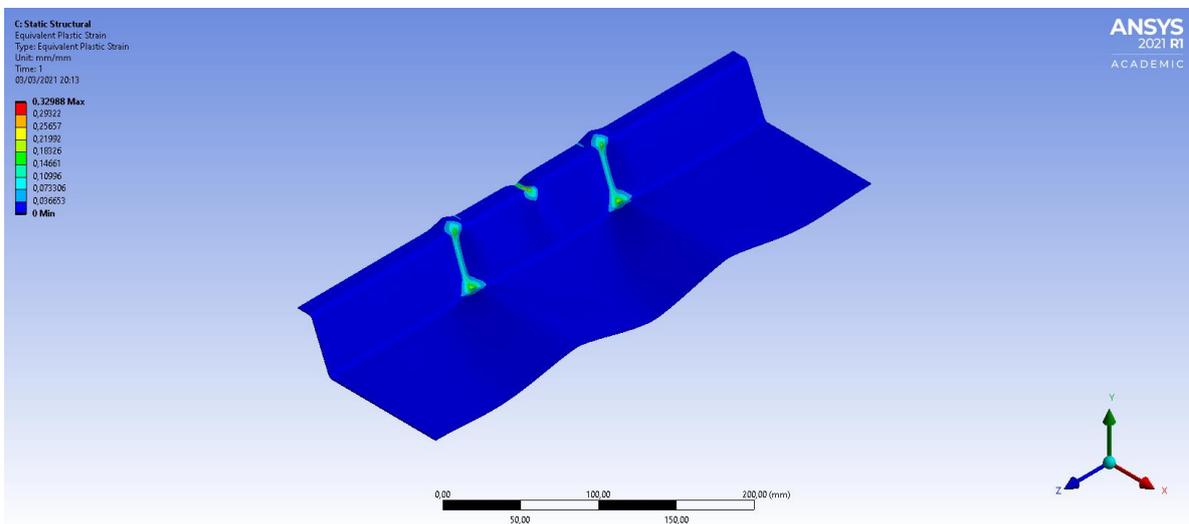


Fig.65.Imágenes del colapso del perfil

Se puede observar que la plastificación fue bastante intensa en las zonas correspondientes a las tres “rótulas” y aparecen en todos los casos en las líneas que se han hundido hacia el interior.



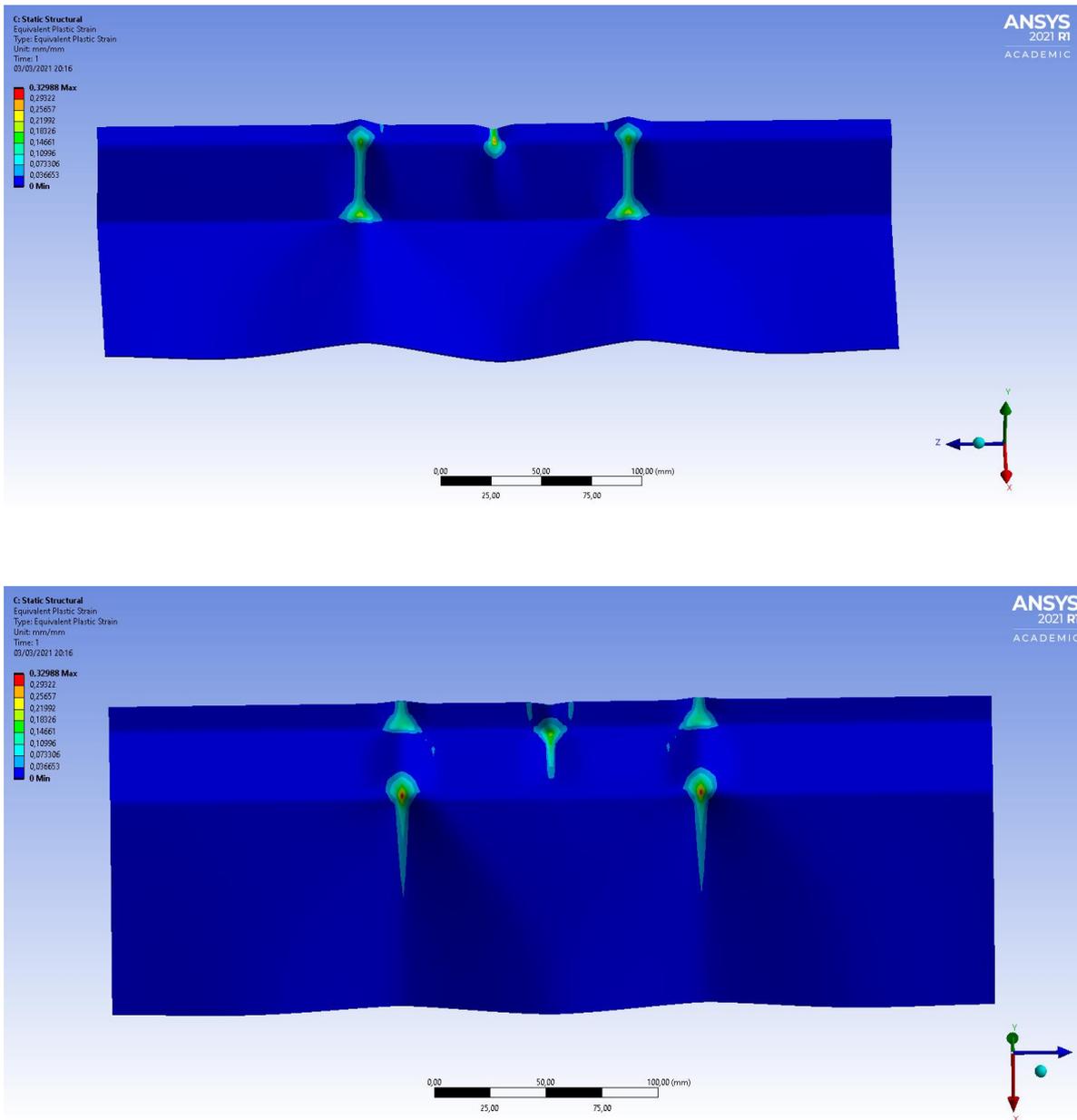


Fig.66. Imagen de la plastificación del perfil

La curva de compresión arrojó una carga última de 22.616 N:

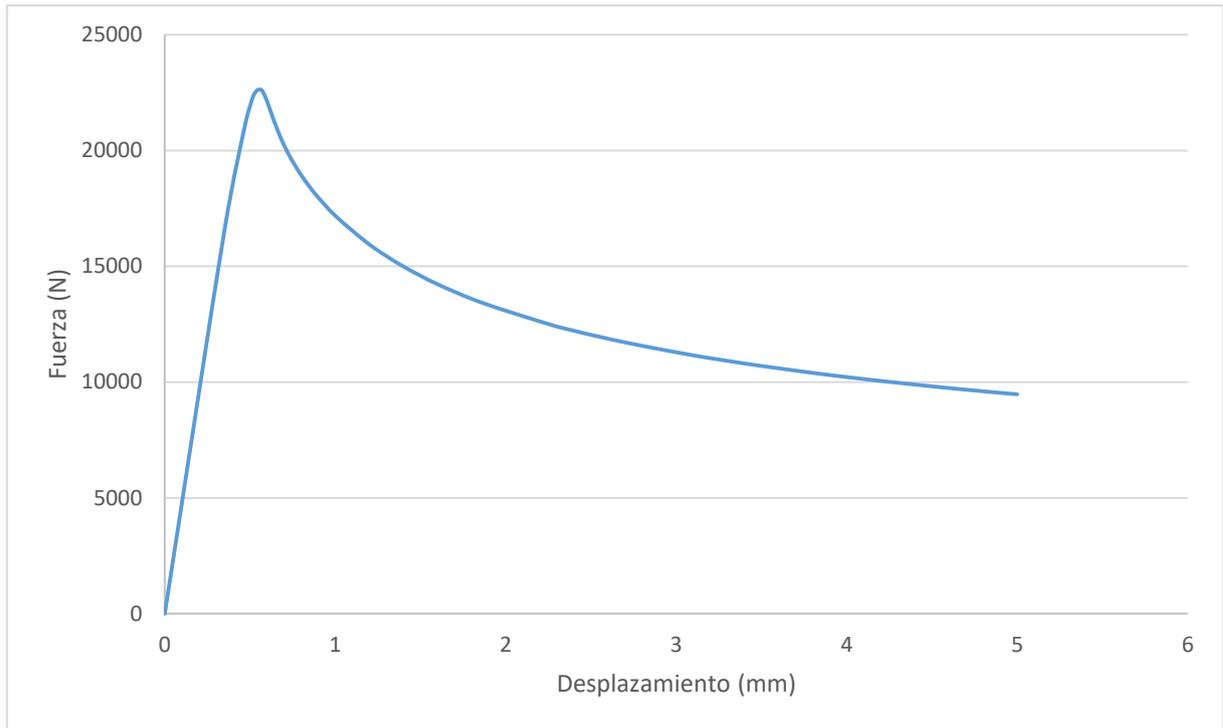
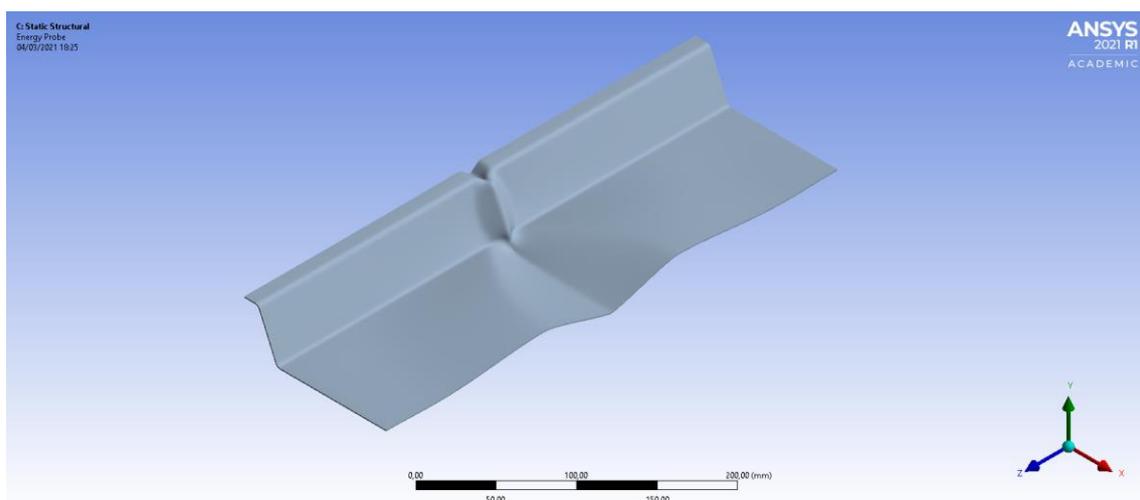


Fig.67. Diagrama fuerza – desplazamiento

El resultado que acabamos de comentar se obtuvo aplicando la metodología de Newton-Rapson. Ocurre, sin embargo, que al aplicar el método de Arclength apareció un mecanismo de fallo totalmente distinto, con una única zona central de máxima plastificación:



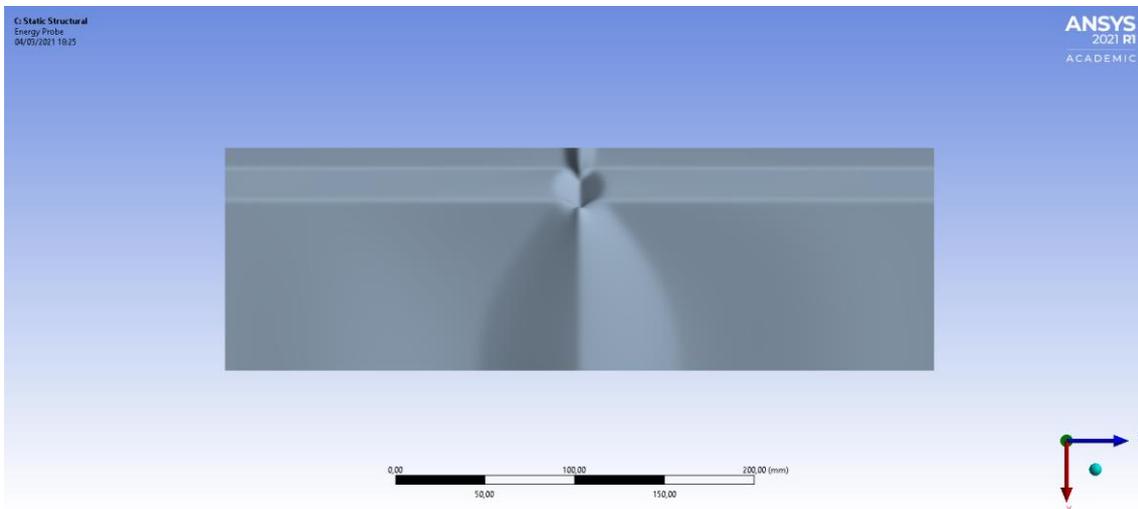
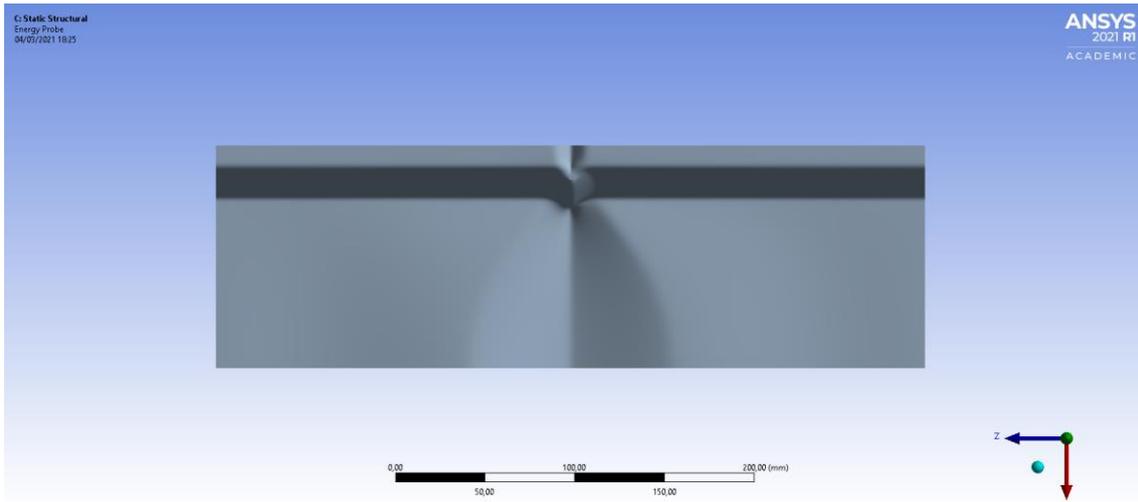
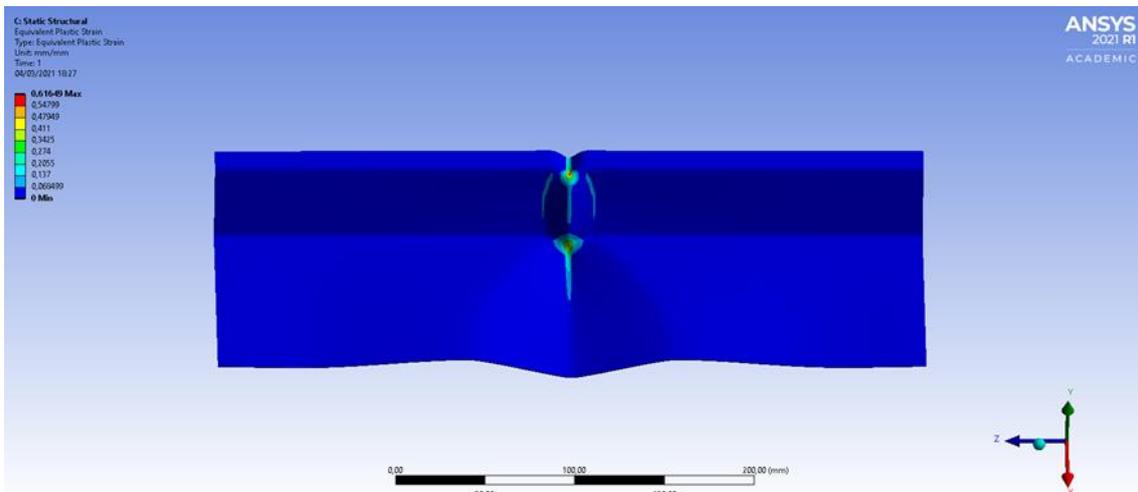


Fig.68.Imágenes del colapso del perfil



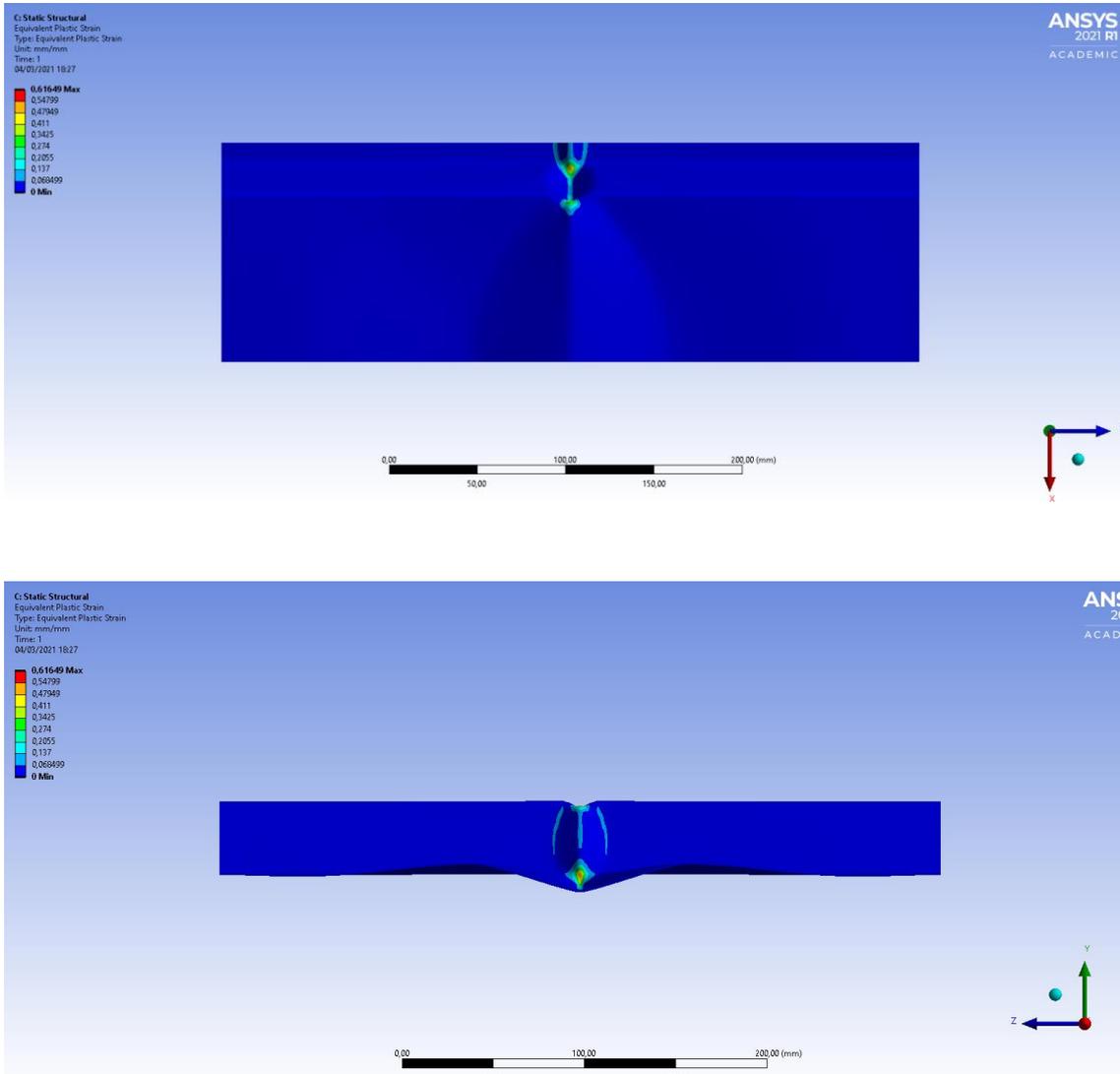


Fig.69. Imagen de la plastificación del perfil

El mayor valor de la fuerza se consiguió para 22.619 N. lo cual es todavía más sorprendente ya que es prácticamente el mismo resultado que hemos visto que se obtuvo con el patrón anterior. Esto nos sirvió para corroborar que la carga resistente a compresión era correcta. La correspondiente sección efectiva es de 82,25 mm² y el gráfico completo de fuerza frente a deformación tiene el siguiente aspecto:

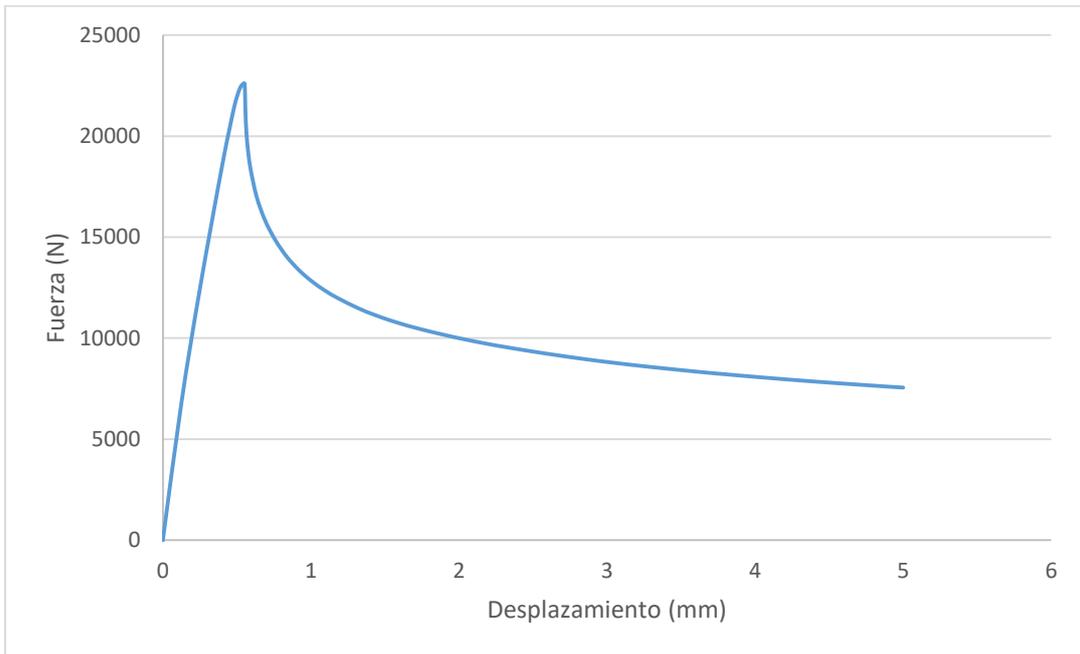


Fig.70.Diagrama Fuerza - desplazamiento

El análisis de imperfecciones arrojó un comportamiento similar al observado en los análisis anteriores:

IMP (mm)	F. ULT. (N)
1	22.619
0,5	22.619
0,25	22.619
-0,25	22.619
-0,5	22.619
-1	22.619

Tabla 6. Imperfecciones LG40 sin rigidizador

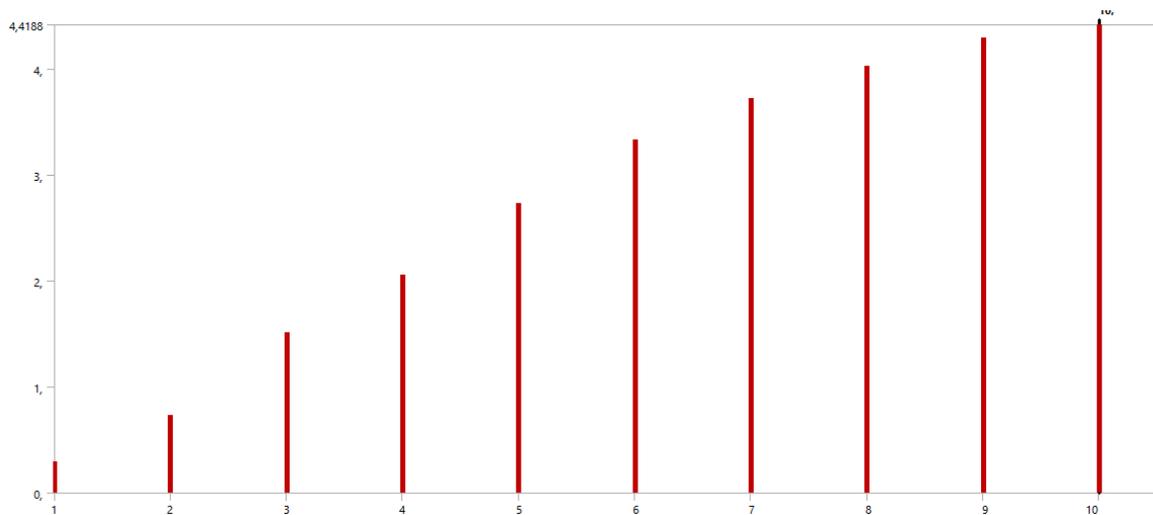
A pesar de no ser la tónica habitual del presente trabajo, se presenta adicionalmente un análisis completo del comportamiento no lineal con el segundo modo de pandeo como imperfección y una longitud del perfil de 200 mm. Cabe mencionar que el estudio se empezó con este modo.

El estudio de los valores propios del sistema con 200 mm arrojó los siguientes resultados con incremento entre 0,2 y 0,8 aproximadamente:

MODO	V.P.
1	0,29562
2	0,73573
3	1,5158
4	2,0586
5	2,7365
6	3,3309
7	3,7257
8	4,0258
9	4,2943
10	4,4188

Tabla 7. Modos perfil LG40 sin rigidizador.

La tendencia de estos modos de pandeo se puede apreciar en la siguiente gráfica:



Y las deformaciones de los 5 primeros modos son las siguientes:

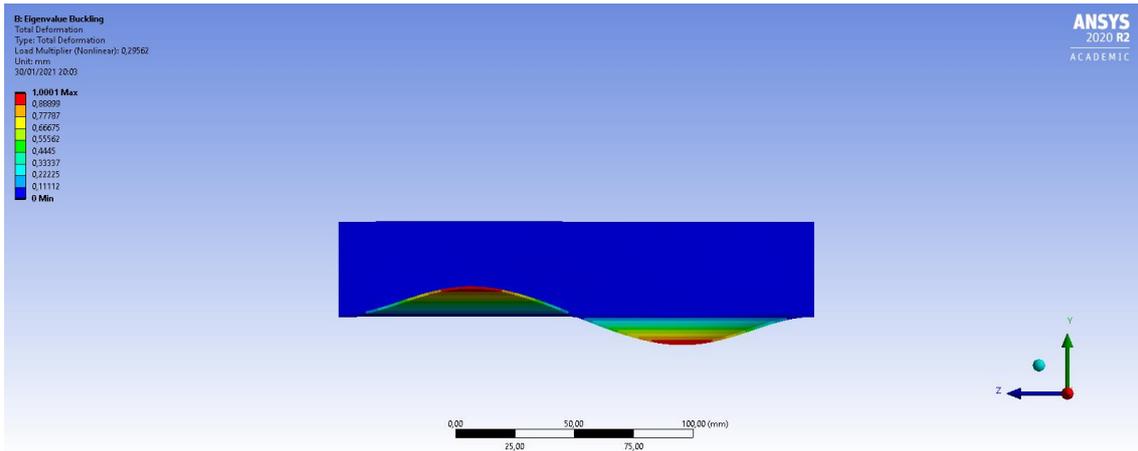


Fig.71.Mod0 1

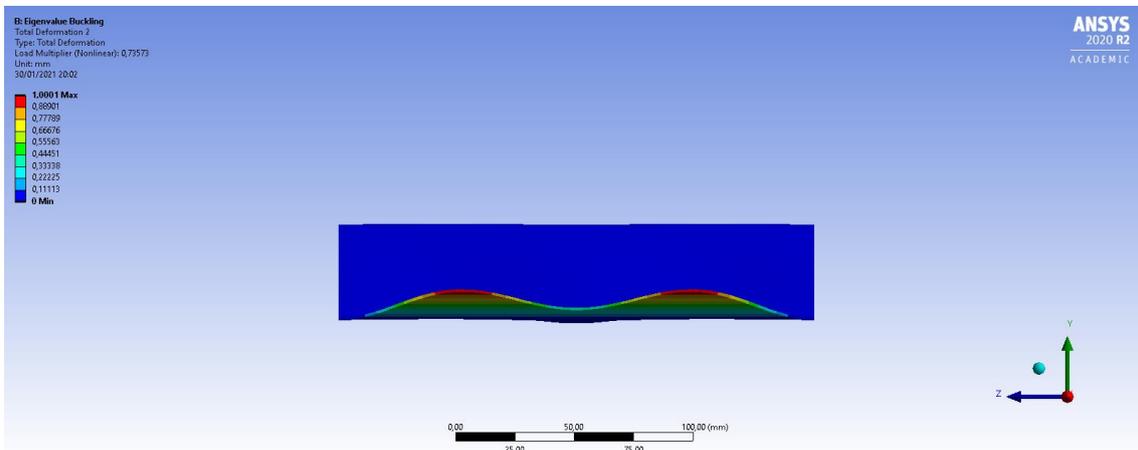


Fig.72.Mod0 2

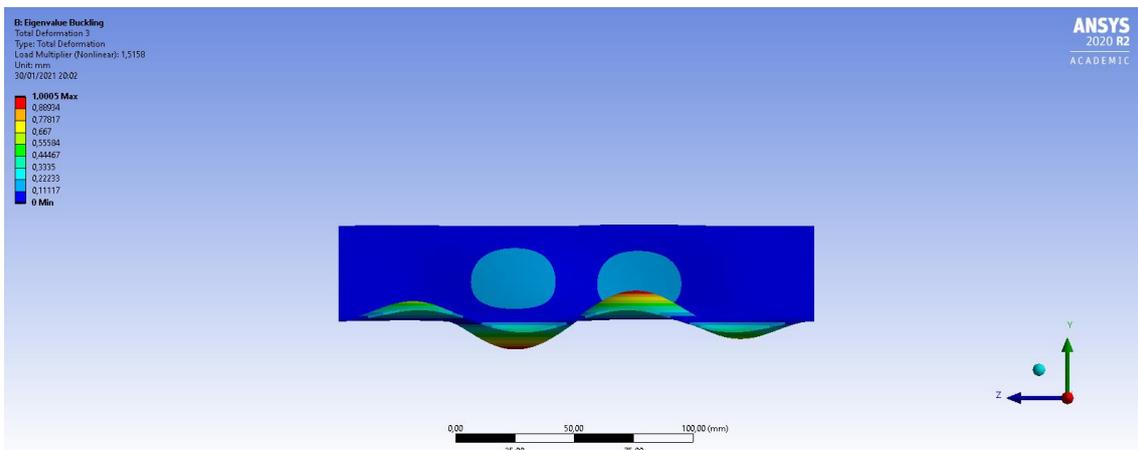


Fig.73.Mod0 3

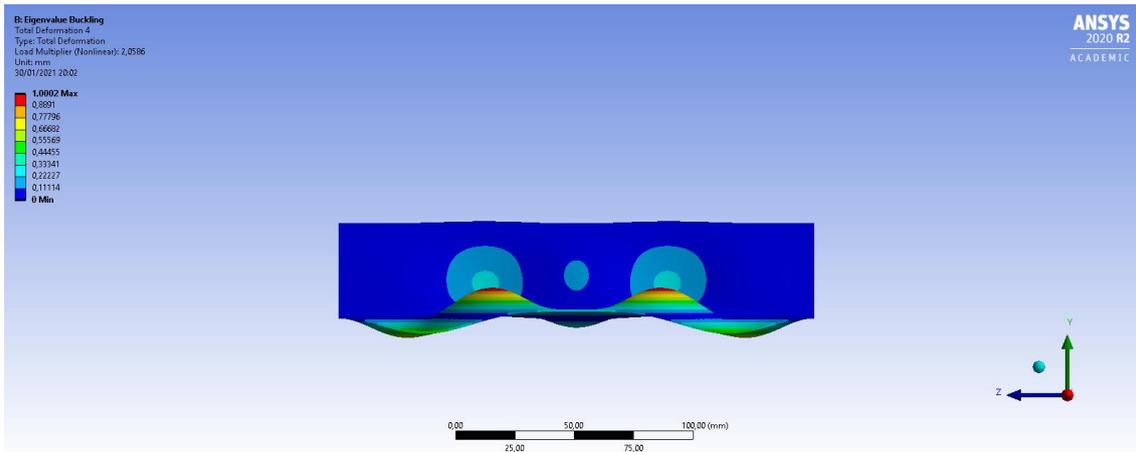


Fig.74.Modo 4

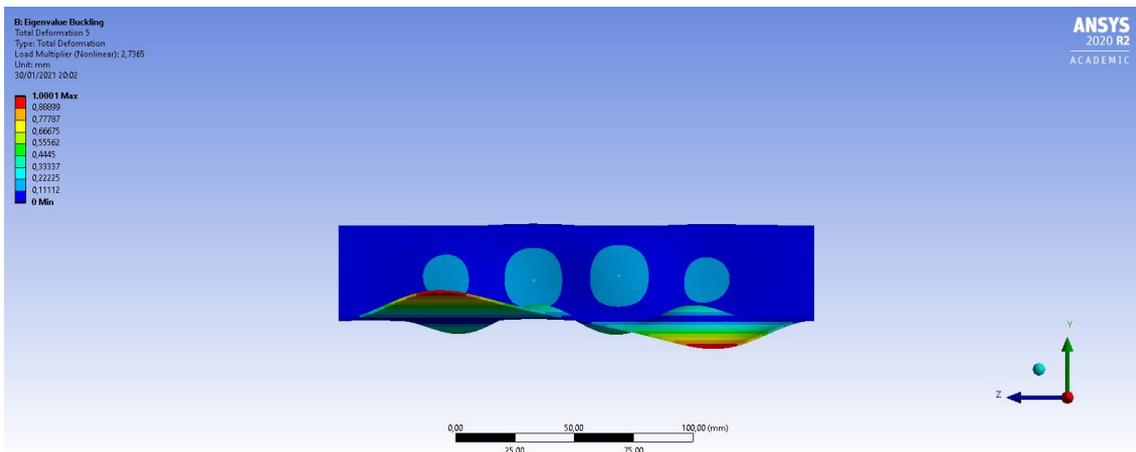


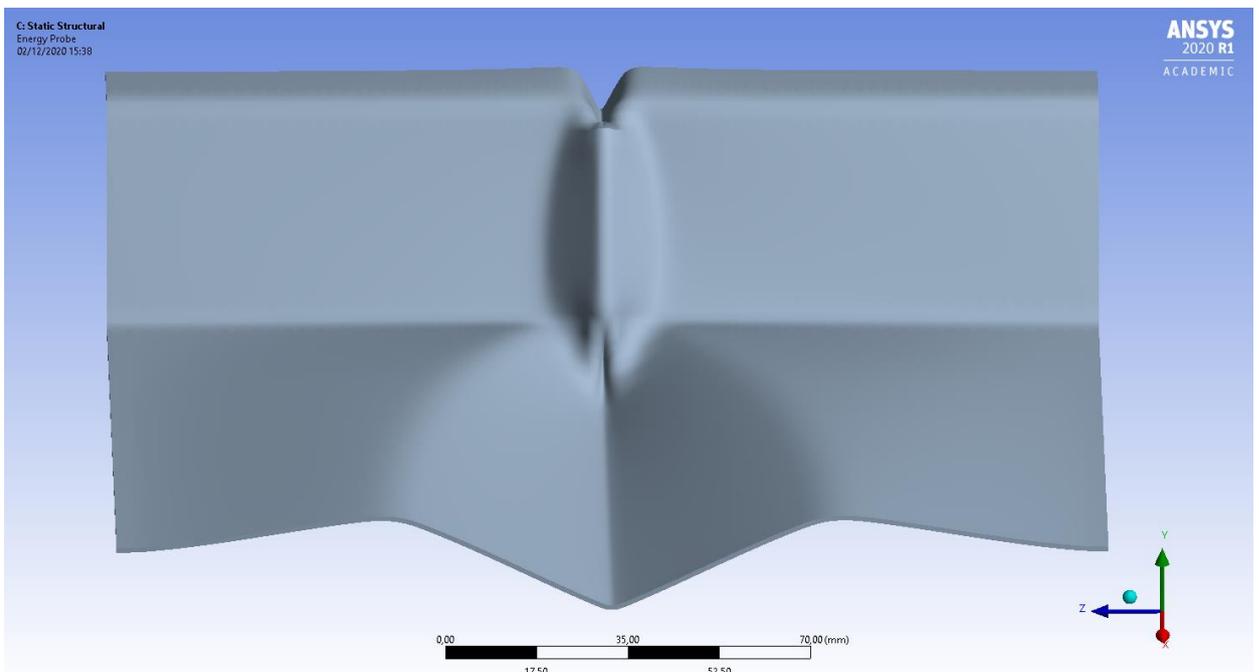
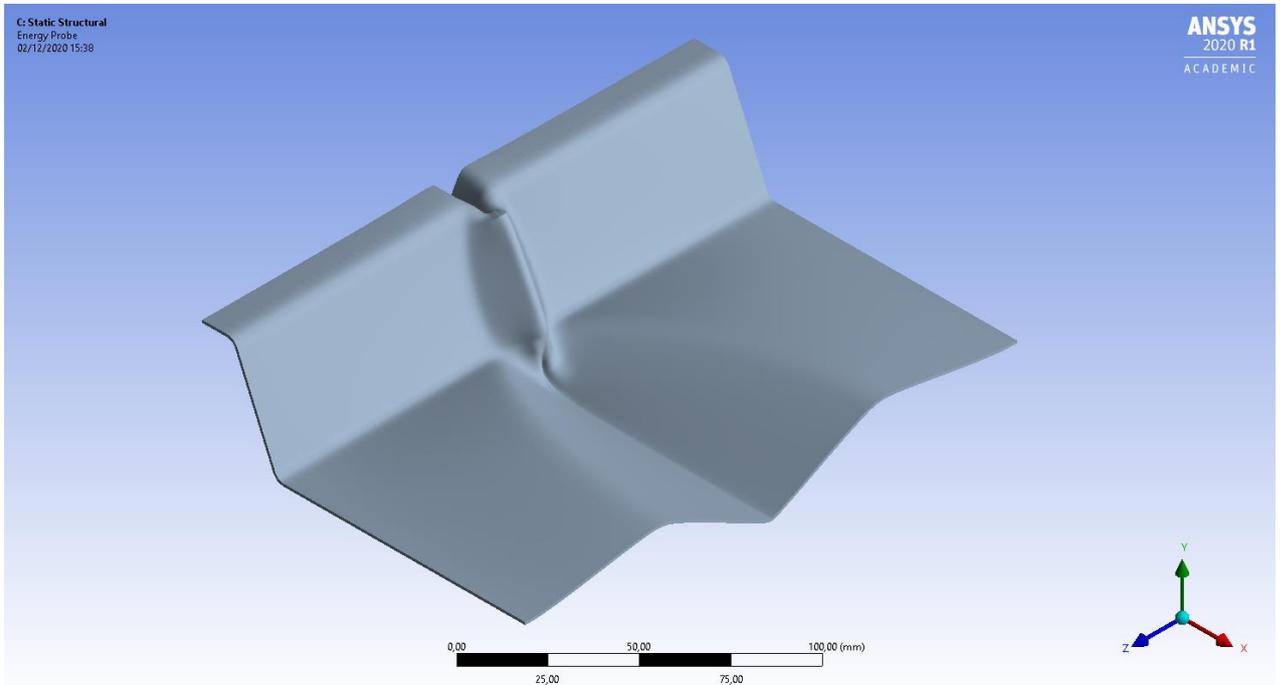
Fig.75.Modo 5

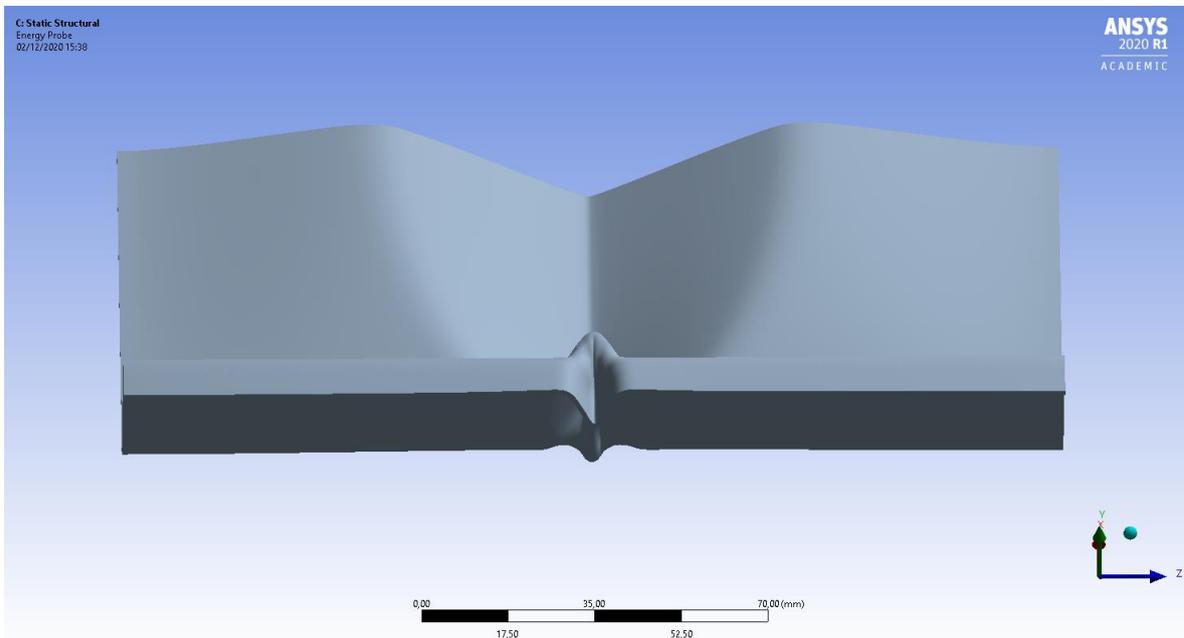
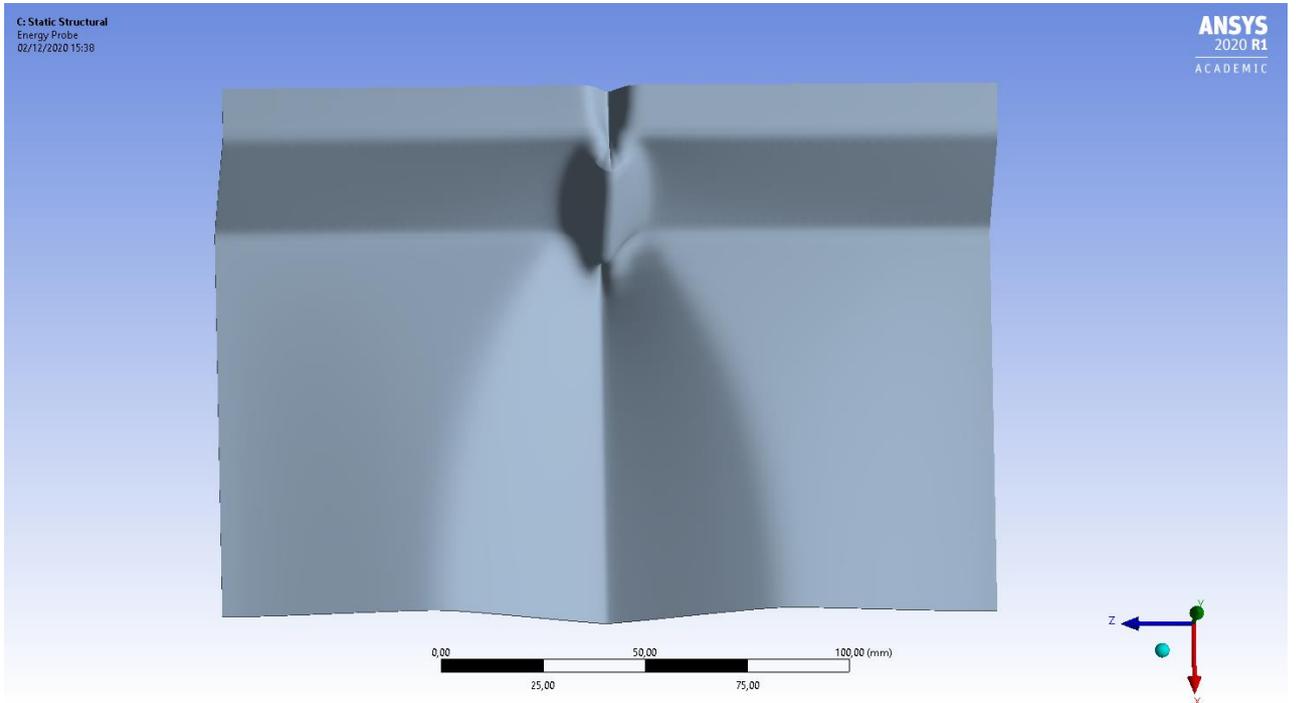
Se puede apreciar que:

- Los cinco modos provocan ondulaciones amplias y sinusoidales sobre todo el recorrido del ala inferior del perfil.
- A partir del tercer modo también se provocan deformaciones por hundimiento del alma del perfil.
- Existe una cierta correlación entre las deformaciones que se provocan en el ala inferior y en el alma.
- Los modos impares (1,3,5) provocan deformaciones antisimétricas.

- Los modos impares (2,4) provocan deformaciones simétricas.

Al introducir la imperfección y proceder al análisis no lineal por el método de Arclength con un recorrido de 10 mm, se observó el siguiente comportamiento:





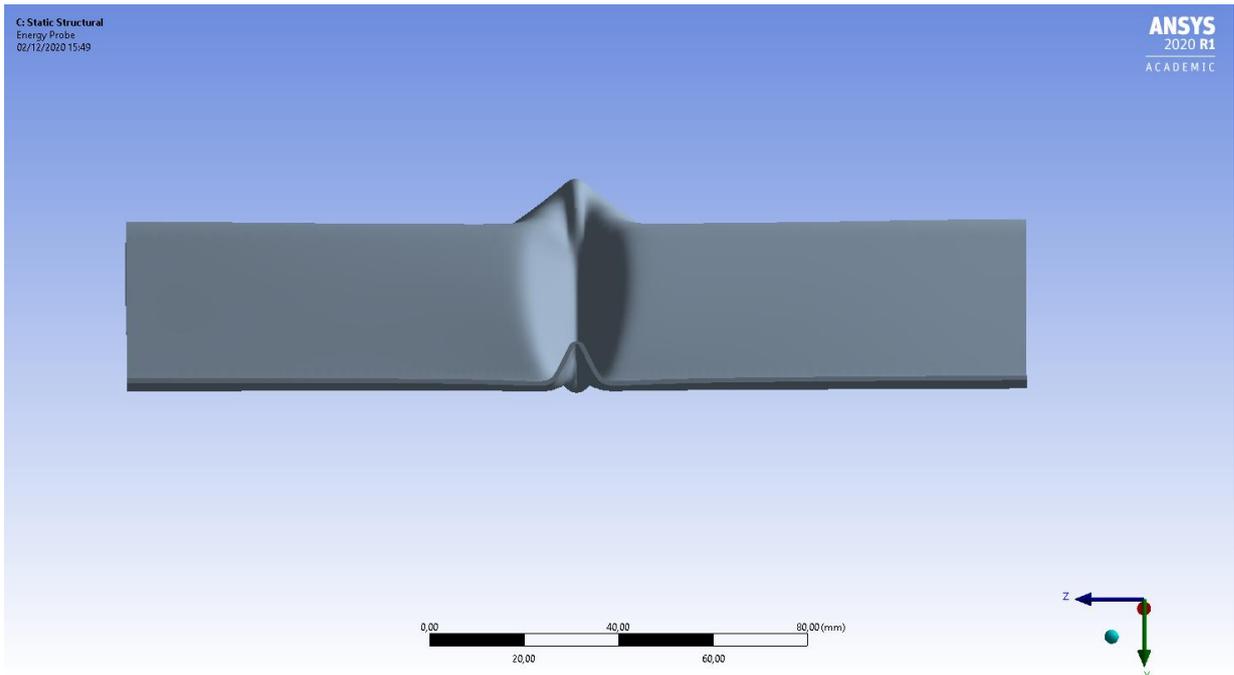
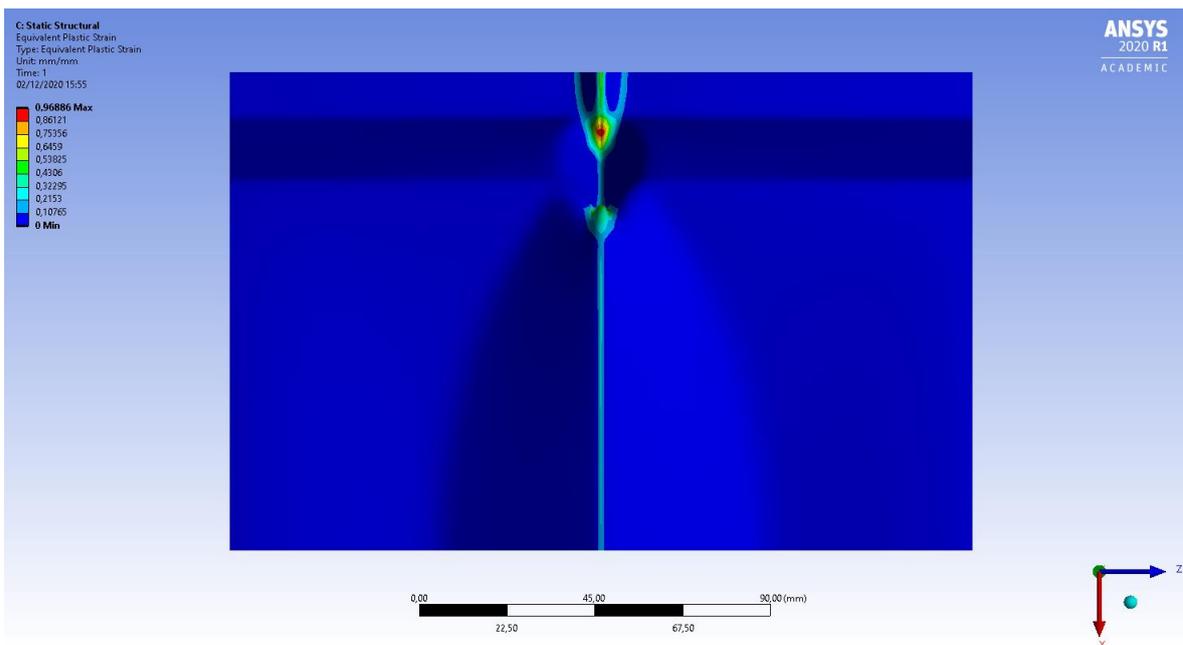
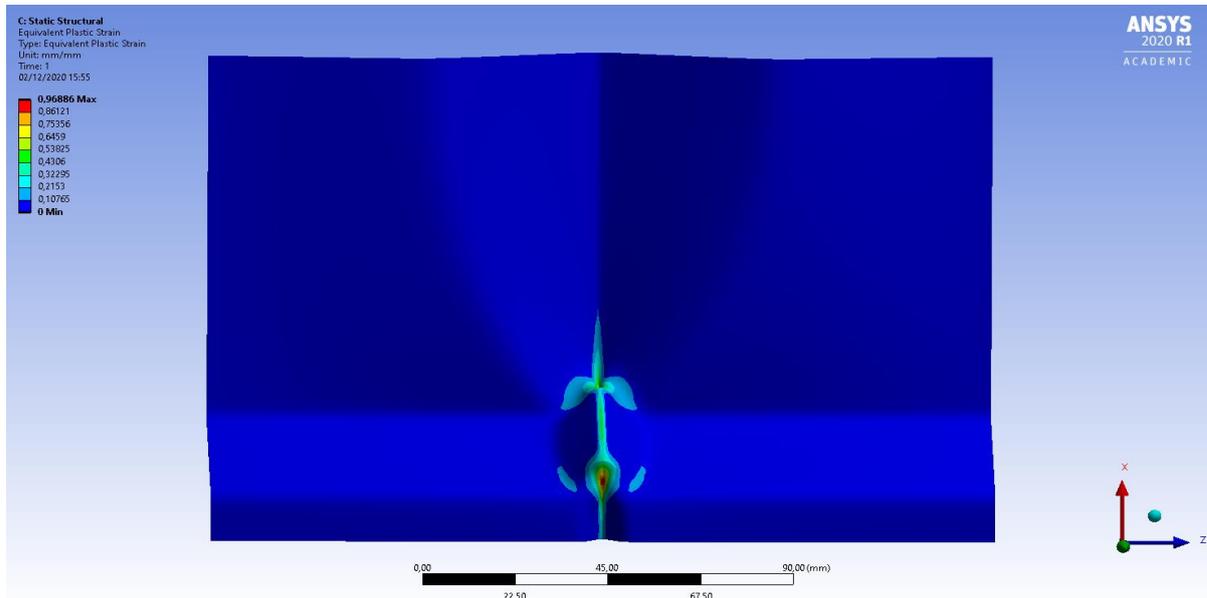
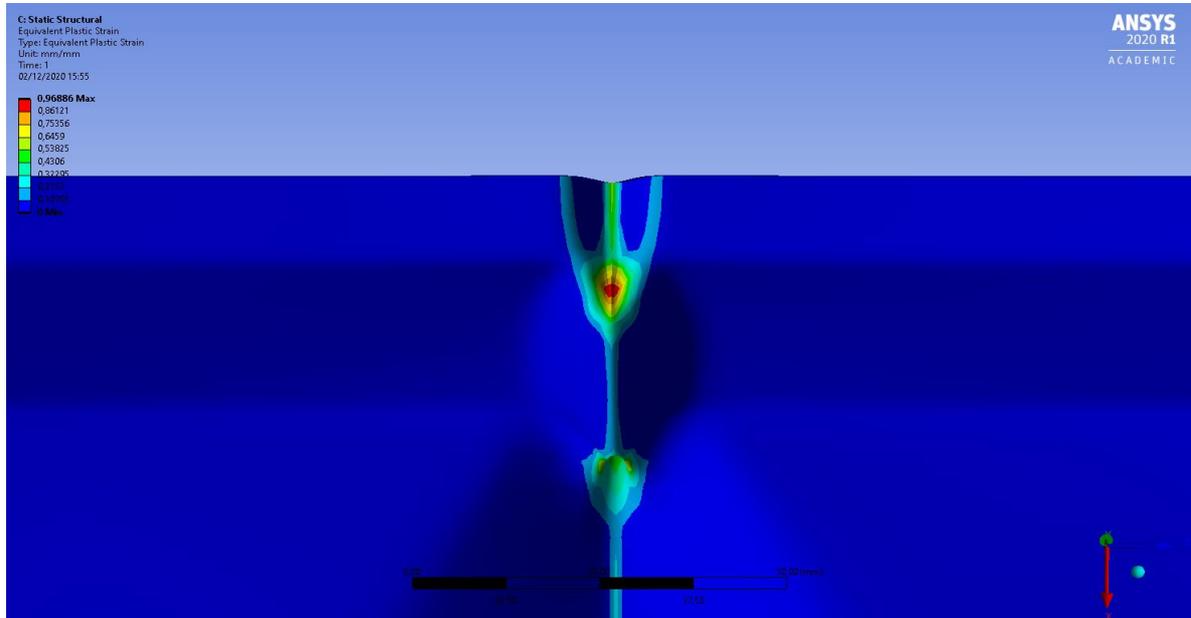


Fig.76.Imágenes del colapso del perfil

Donde podemos apreciar una clara analogía con el primer modo de pandeo recientemente analizado. El nivel de plastificación alcanzado se muestra a continuación:





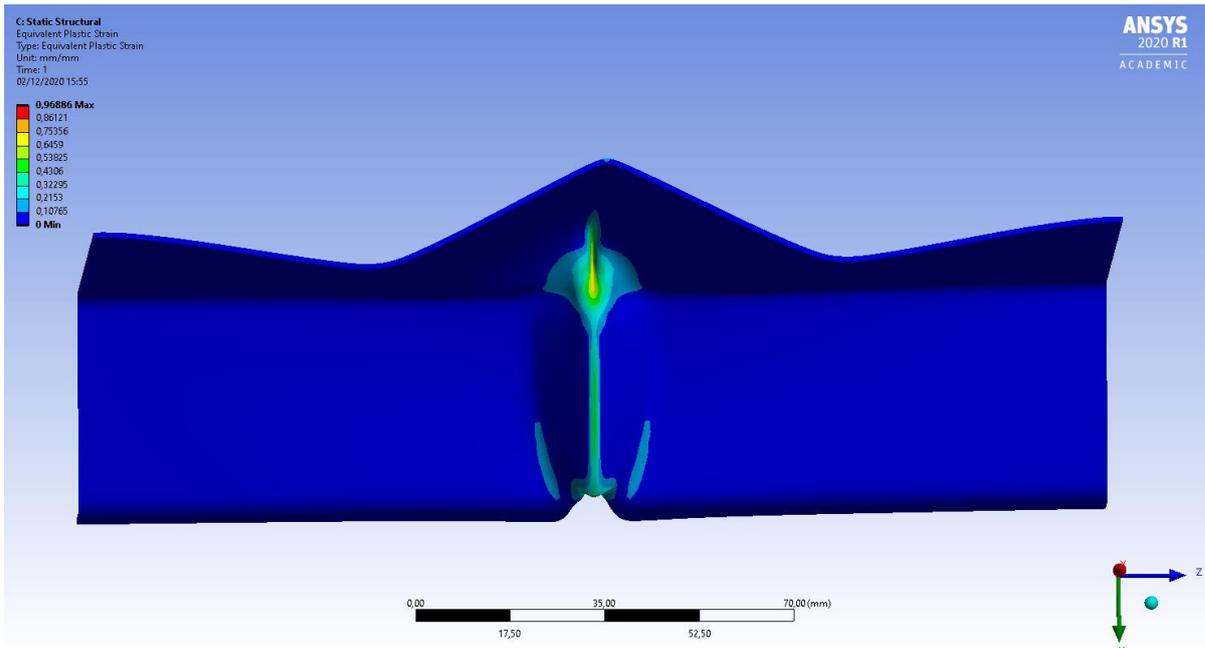


Fig.77. Imágenes de la plastificación del perfil

Los valores de la curva fuerza-desplazamiento se representan a continuación:

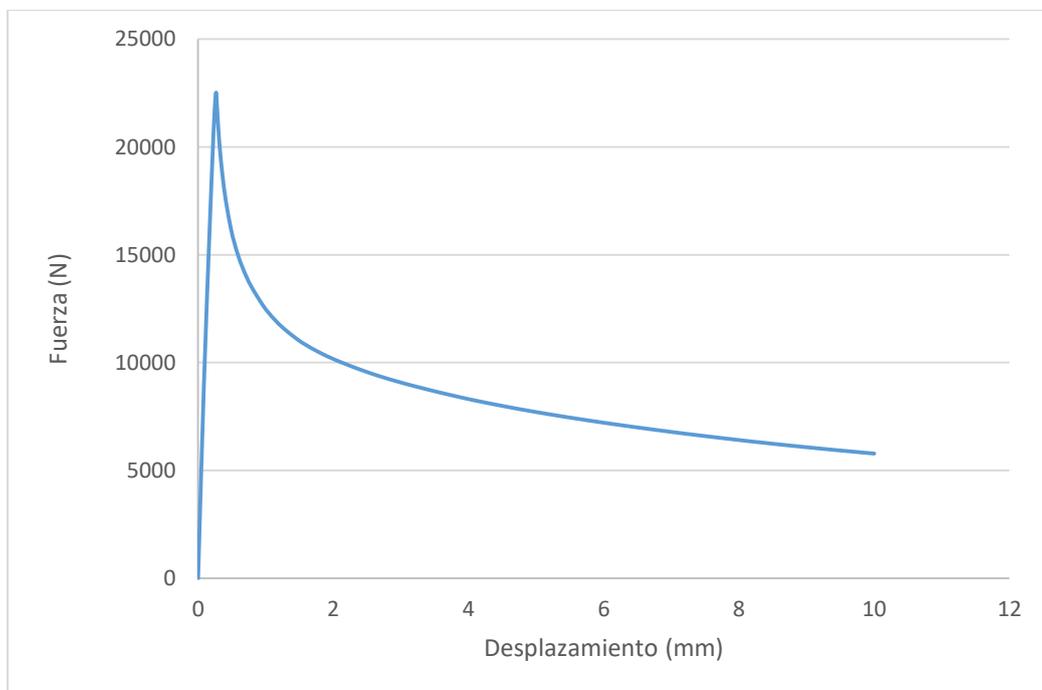


Fig.78. Diagrama fuerza – desplazamiento

Y observamos que es muy similar a la del primer modo, sin llegar a ser exactamente igual. Las imperfecciones quedan recogidas en la siguiente tabla, donde percibimos el comportamiento que viene siendo habitual en todos los análisis a compresión presentados hasta el momento.

IMP (mm)	CARGA ULT. (N)
1	22.523,9
0,5	22.523,9
0,25	22.523,9
-0,25	22.523,9
-0,5	22.523,9
-1	22.523,9

Tabla 8. Imperfecciones LG40 sin rigidizador.

Para realizar todas las simulaciones del presente apartado se emplearon las siguientes condiciones iniciales:

- Desplazamientos nulos en x, y, z, en un extremo de la pieza.
- Desplazamientos nulos en x, y y desplazamiento impuesto de en z, en el extremo opuesto de la pieza.
- En los bordes: desplazamiento nulo en x, y giros impedidos en y y z.

Volviendo al caso de la segunda simulación comentada, puede ser interesante destacar que parece haber una cierta correlación entre el primer modo de pandeo y la deformación final del patrón obtenido, sobre todo en la zona del ala inferior.

Como comentario final, remarcar de nuevo que el perfil estudiado da dos soluciones en función del tipo de solución que elijamos (NR ó AL). Lógicamente, las dos soluciones se adaptan a las ecuaciones diferenciales y a las condiciones de contorno introducidas. Esto muestra de forma muy clara que:

- Algunas soluciones son muy inestables y dan lugar a valores muy diferentes en función de una pequeña perturbación. Sobre todo, cuando se trata de soluciones en régimen no lineal.
- El papel del analista es esencial para poder interpretar de forma correcta la validez de la solución obtenida. En nuestro caso concreto el hecho de obtener dos soluciones no es crítico ya que las dos soluciones se corresponden con un único valor de carga resistente y de módulo efectivo.

3.5 Simulaciones del perfil LG153

Perfiles LG153 estudiados

Los tres perfiles de tipo LG153 estudiados son los siguientes:

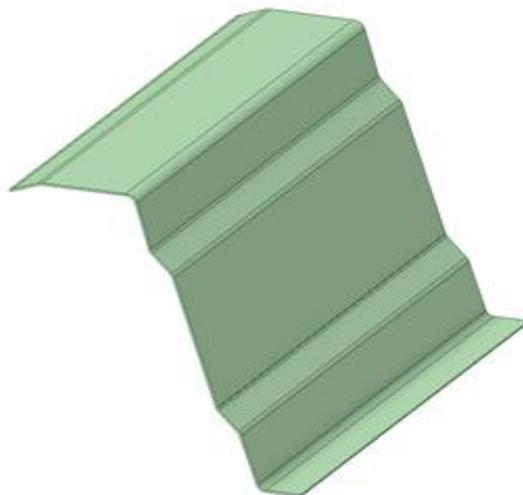


Fig.79. Perfil LG153 con rigidizador completo

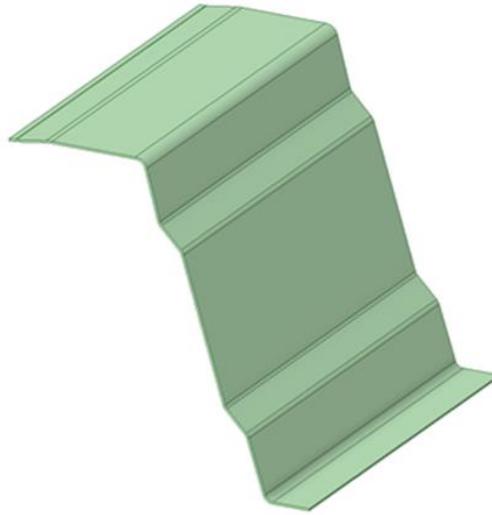


Fig.80. Perfil LG153 con rigidizador rebajado

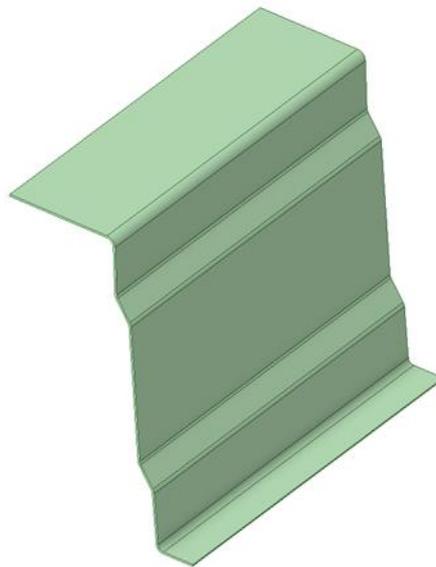


Fig.81. Perfil LG153 sin rigidizador

La situación es parecida a la del perfil LG 40 pero en este caso el plano vertical de simetría pasa por el centro de los rigidizadores y tan solo vemos la mitad del mismo. Al igual que pasaba con el LG 40, el primer perfil tiene un rigidizador con

la máxima profundidad. El segundo es un perfil que tiene la misma geometría que el primero pero con el rigidizador rebajado a la mitad y el último es un perfil como el primero pero sin rigidizador.

3.5.1 Perfil LG153 con rigidizador completo

Tal y como se hizo con los perfiles de tipo LG153, se procedió a llevar a cabo un estudio de valores propios bajo una sollicitación a compresión pura.

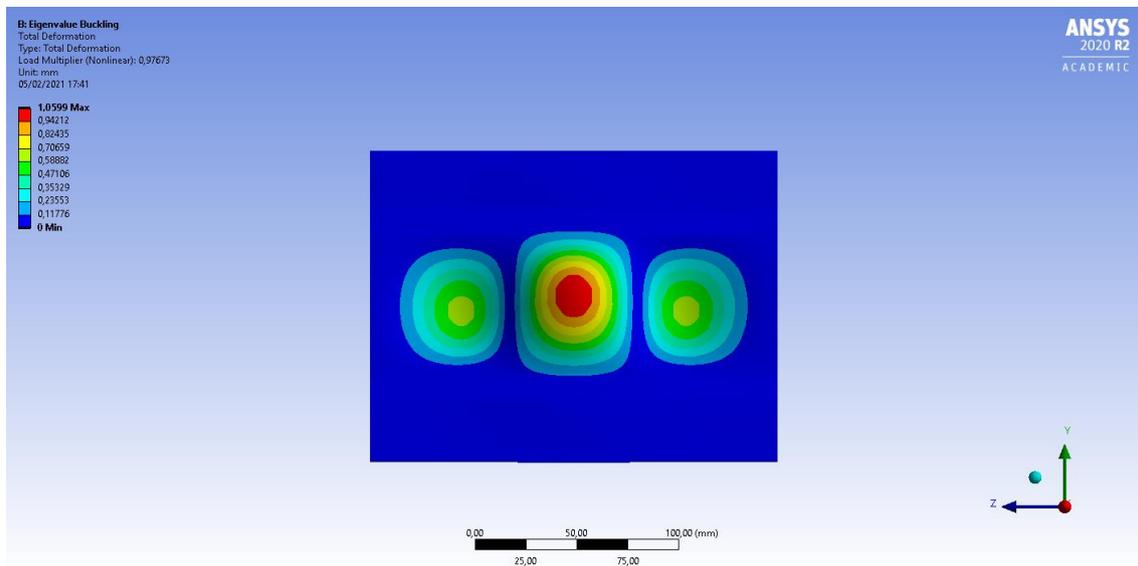


Fig.82.Mod0 1

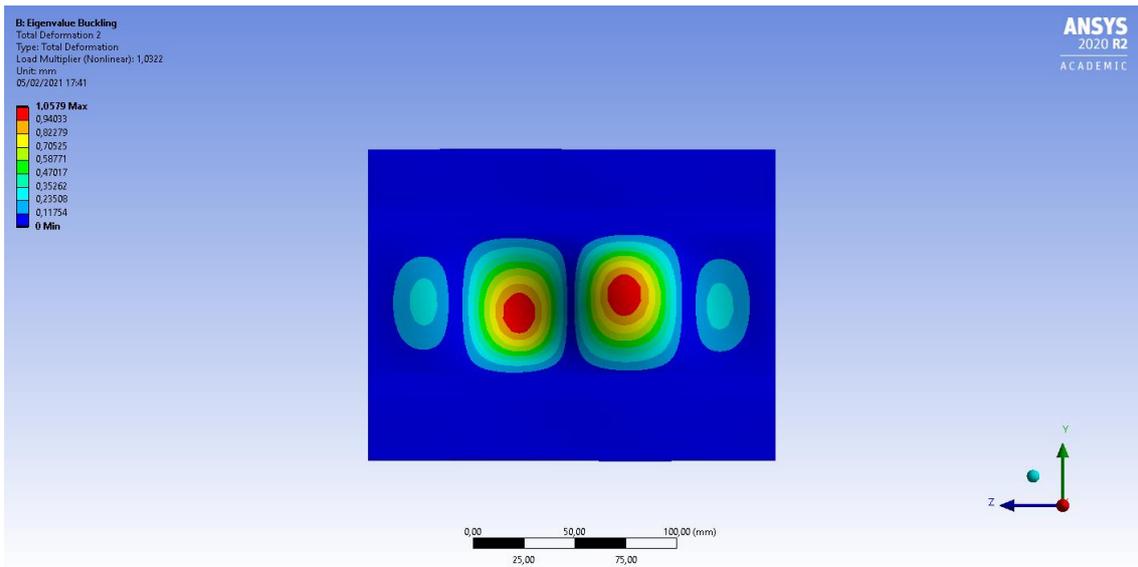


Fig.83.Modo 2

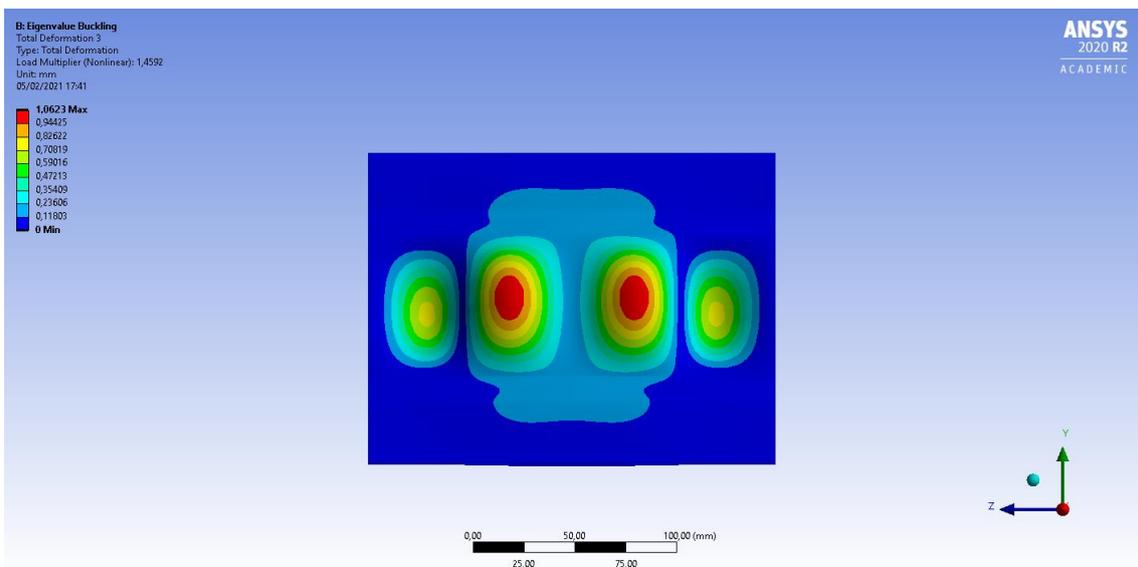


Fig.84.Modo 3

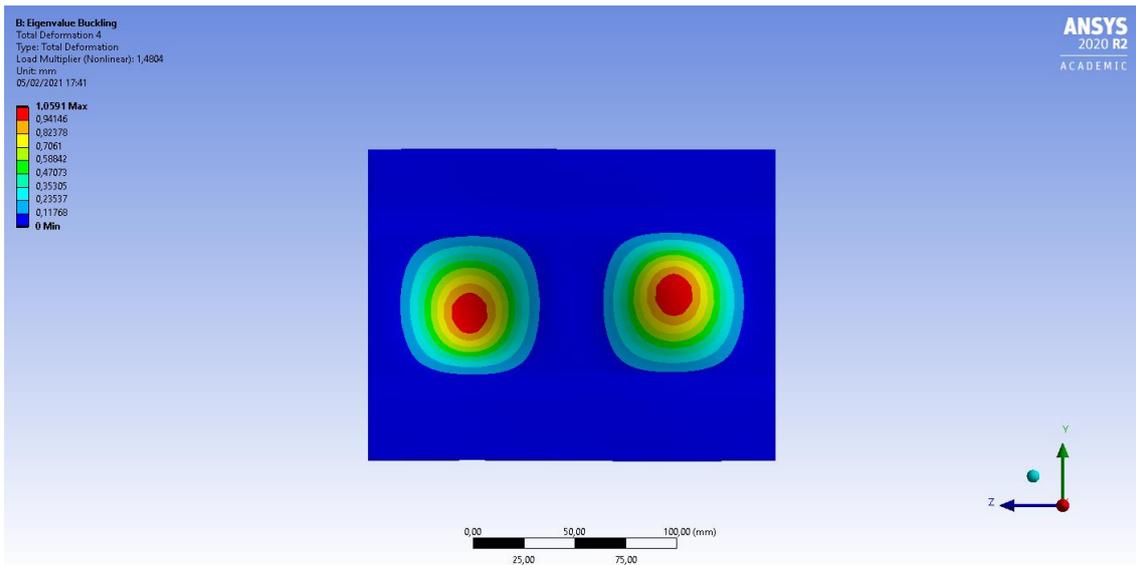


Fig.85.Modo 4

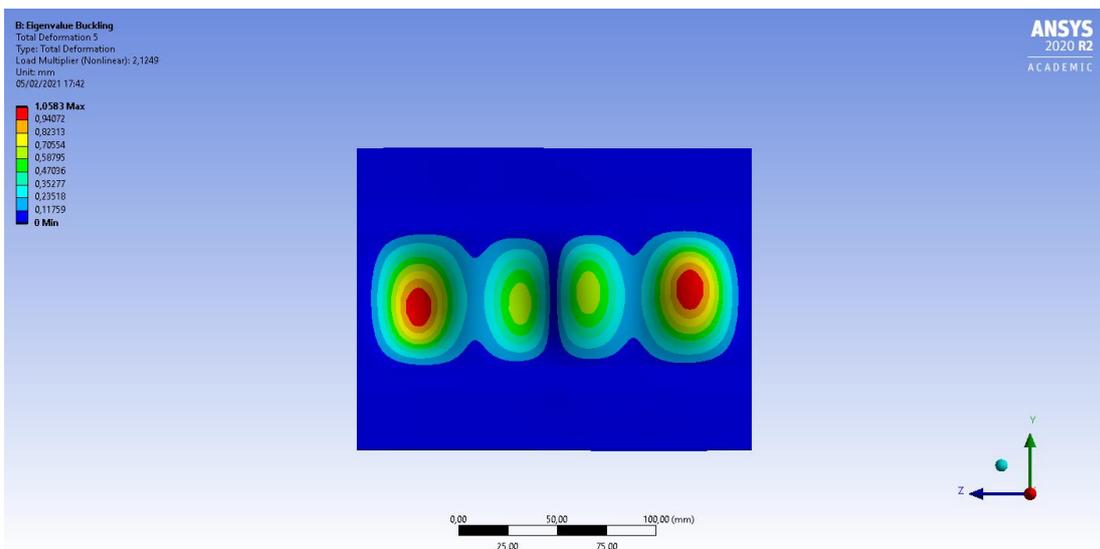


Fig.86.Modo 5

Analizando la secuencia se puede observar que:

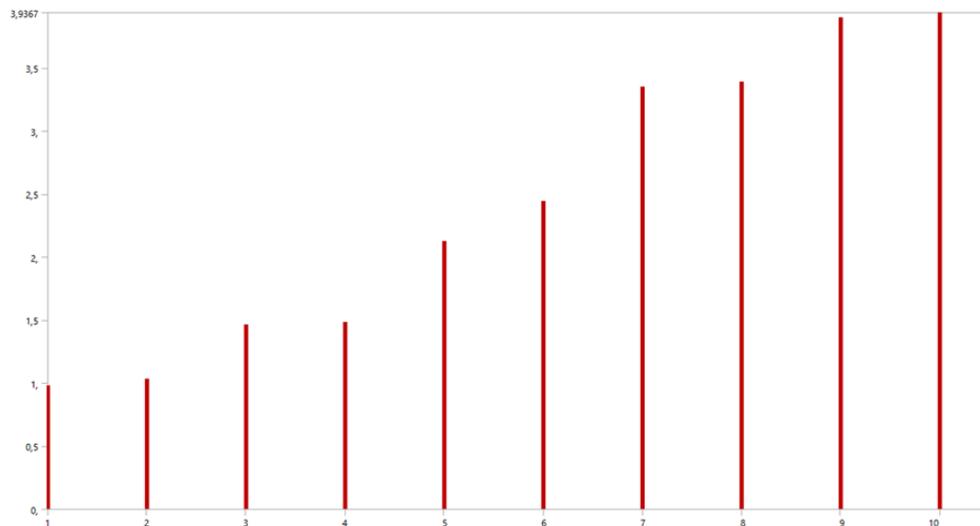
- Las deformaciones de todos los modos se concentran en el tercio medio del alma del perfil sin llegar a tocar el ala superior ó inferior y se distribuyen de forma homogénea a lo largo de toda su longitud.
- Los modos impares 1,3,5, son simétricos.
- Los modos pares 2,4,5 son asimétricos.

- La secuencia de aparición de abultamientos no es progresiva ya que se corta en el cuarto modo en el que se producen menos abultamientos que en el modo previo.

Los valores asociados a los modos fueron:

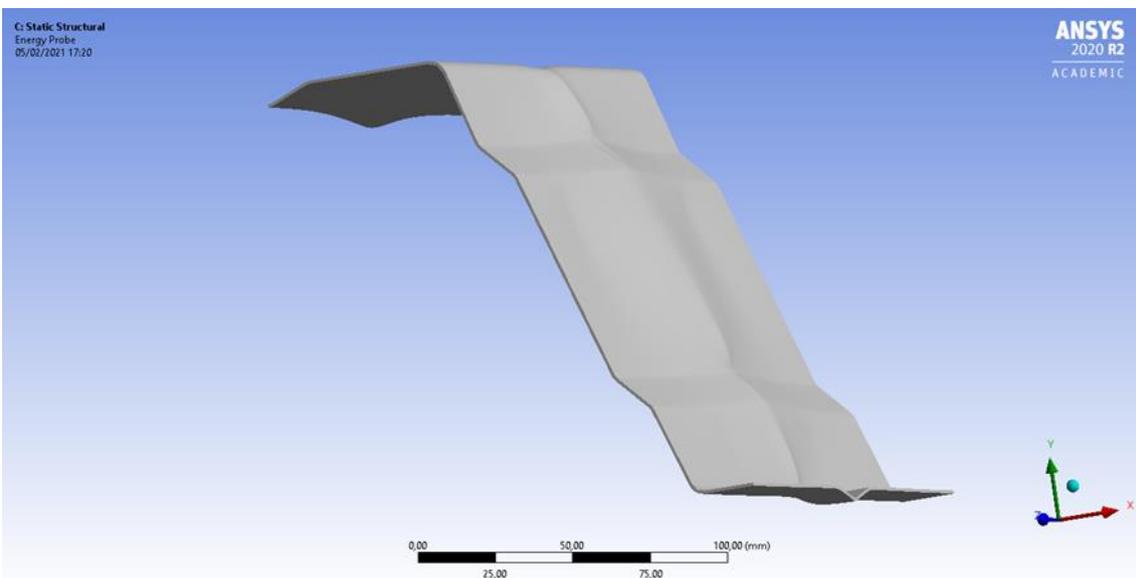
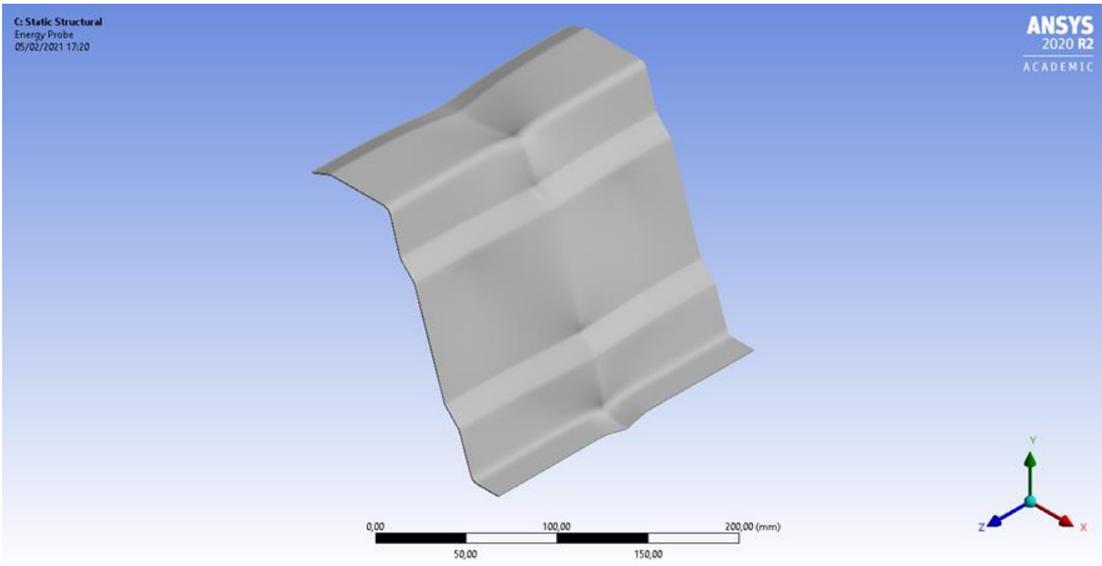
MODO	V.P.
1	0,976
2	1,032
3	1,459
4	1,480
5	2,124
6	2,441
7	3,345
8	3,389
9	3,899
10	3,936

Tabla 9. Modos perfil LG153 con rigidizador.



Con un incremento promedio de 0,32 que es máximo entre los modos 5 al 7.

El mecanismo de fallo arrojó un comportamiento de tipo A con un abombamiento amplio hacia afuera en el alma del perfil. La deformación se cerraba en la zona del alma inferior con una geometría en forma de V.



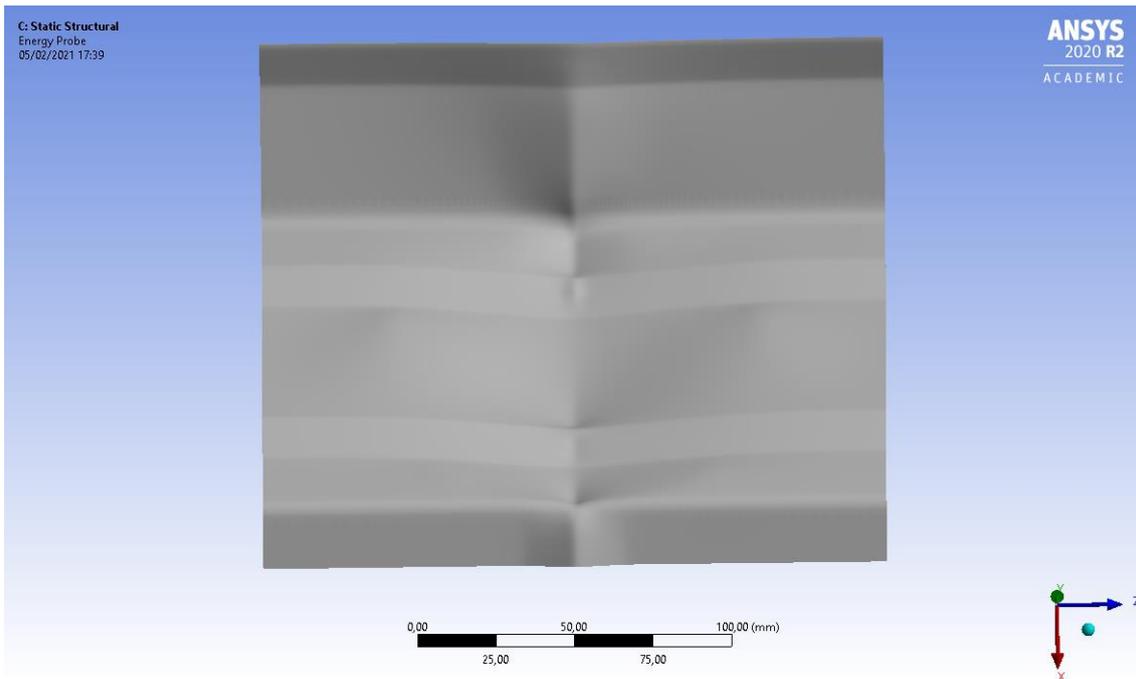
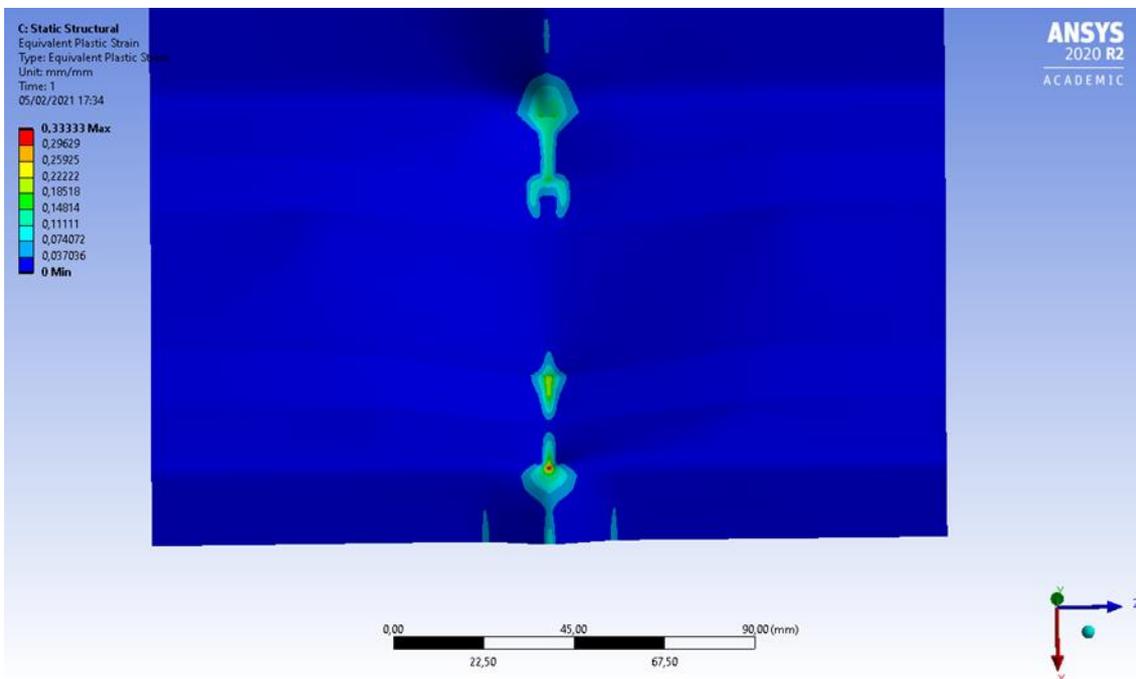


Fig.87.Imágenes del colapso del perfil

Se indujo una plastificación intensa en la parte del ala superior y en la transición hacia el ala inferior.



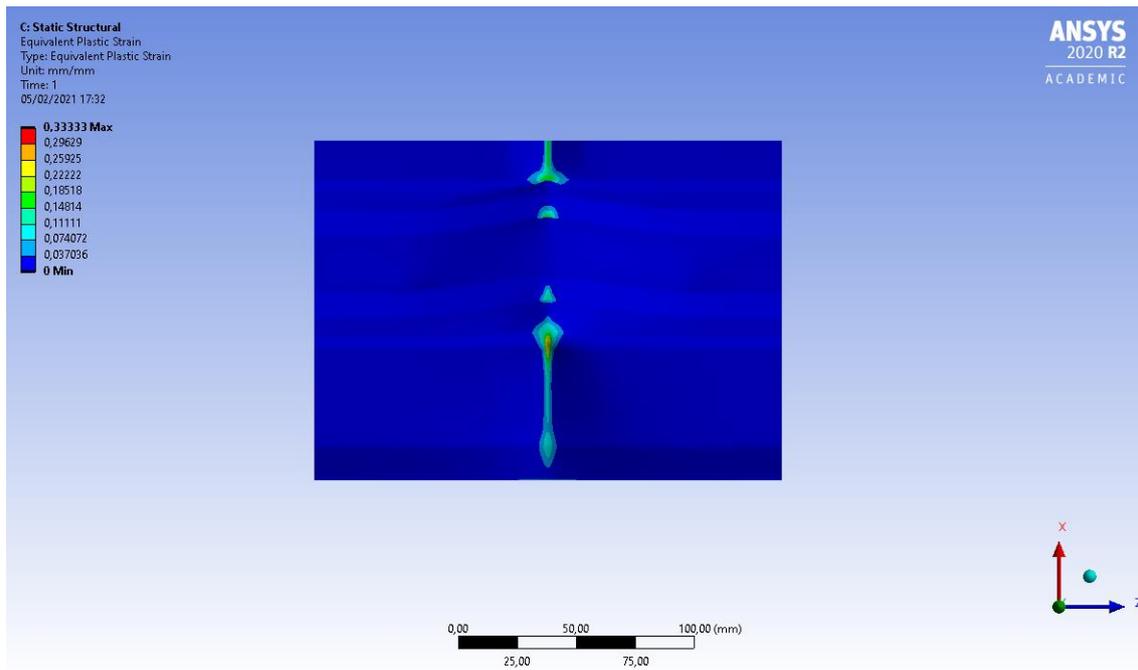


Fig.88.Imágenes de la plastificación del perfil

Y tras una incremento lineal de la carga se llegó a una resistencia última de 54.030 N con un área efectiva de 152,2 mm²:

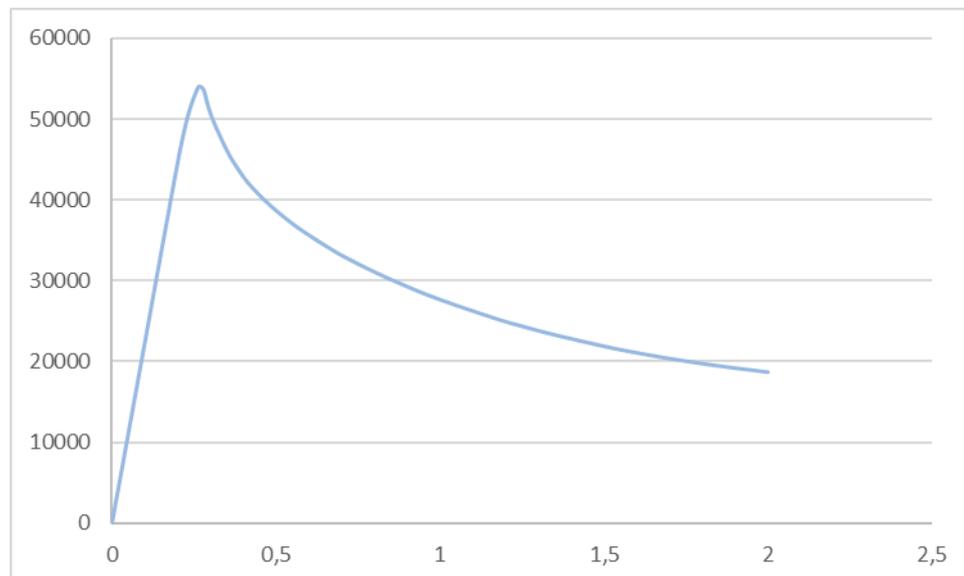


Fig.89.Diagrama fuerza (N) – desplazamiento (mm)

El comportamiento mecánico post-pandeo fue bastante suave y progresivo, con un trazado bastante amplio hasta el límite de convergencia y una longitud de más de 4 veces el de la zona lineal.

Cabe mencionar que este perfil es muy diferente a los que se suele encontrar en la literatura y por lo tanto su comportamiento resultaba ser una incógnita total antes de empezar el estudio. Las dudas quedaron disipadas tras obtener este primer resultado que parecía incluso abrir las puertas a hacer también un análisis de las correspondientes solicitaciones a flexión. Obsérvese que la geometría del perfil posee un alma muy amplia y a nivel intuitivo genera la sensación de poseer un comportamiento mecánico muy diferente al de perfiles conformados en frío más tradicionales como los de sección en T, C ó trapezoidal. De hecho, el nivel de simetría es mucho menor, lo cual puede llegar a tener una influencia relevante en la dificultad para obtener los correspondientes modos de fallo. Como se ha mencionado más de una vez, la parte complicada de este tipo de análisis no estriba en construir adecuadamente la estructura de las simulaciones y sus correspondientes condiciones de contorno sino en conseguir los valores específicos que provocan el modo de fallo mecánico que se pretende estudiar. Esto es válido tanto para la parte de cálculo de valores propios como para el análisis no lineal de la correspondiente respuesta mecánica. En principio no hay una regla fija que nos permita saber cuándo se va a obtener la solución de las ecuaciones diferenciales. Los métodos de Newton y Arclength hacen su función e intentan converger hacia una solución concreta, sin embargo, no hay ninguna seguridad de que ello vaya a darse, lo cual hace que las pruebas para conseguir el resultado deseado sean numerosas y, por lo tanto, haya que hacer un análisis muy intensivo. El tema se complica al considerar que cada simulación genera gran cantidad de archivos.

También se abordó el estudio de las imperfecciones del perfil obteniéndose los siguientes resultados.

IMP (mm)	CARGA ULT. (N)
0,25	54.030,2
0,5	54.030,2
1	54.030,2
-0,25	54.030,2
-0,5	54.030,2
-1	54.030,2

Tabla 10. Imperfecciones LG153 con rigidizador.

Una vez más, se llega a la conclusión de que este tipo de geometría no es sensible a las imperfecciones cuando las sollicitaciones son de compresión.

Observamos también que en esta ocasión la configuración del primer modo de pandeo sí parece tener algún tipo de concordancia con el modo de colapso que se obtiene en el análisis no lineal. En este sentido, se puede observar como la figura resultante posee un abultamiento muy diferenciado en el alma que luego se manifiesta de forma clara en la deformación final. Las dos geometrías no son exactamente iguales, pero sí se puede llegar a considerar que a partir de la deformación del modo de pandeo se puede llegar a inducir una deformación similar a la que se puede observar en el modo de colapso. Las deformaciones que se perciben en las alas parecen ser una adaptación de la forma central a la necesidad de cumplir con las ecuaciones constitutivas y un comportamiento no lineal tanto a nivel de material como a nivel de grandes deformaciones.

Por otro lado, y como comentario final de este apartado, cabe mencionar que no deja de ser sorprendente que los mecanismos de fallo que se conocen hasta ahora y que han sido analizados en estudios previos como el de (Casariego, 2014), tengan tantos aspectos similares a pesar de tratarse de geometrías tan dispares.

Las simulaciones que se han llevado a cabo para desarrollar las cuestiones planteadas en el presente apartado se han hecho bajo las siguientes prescripciones:

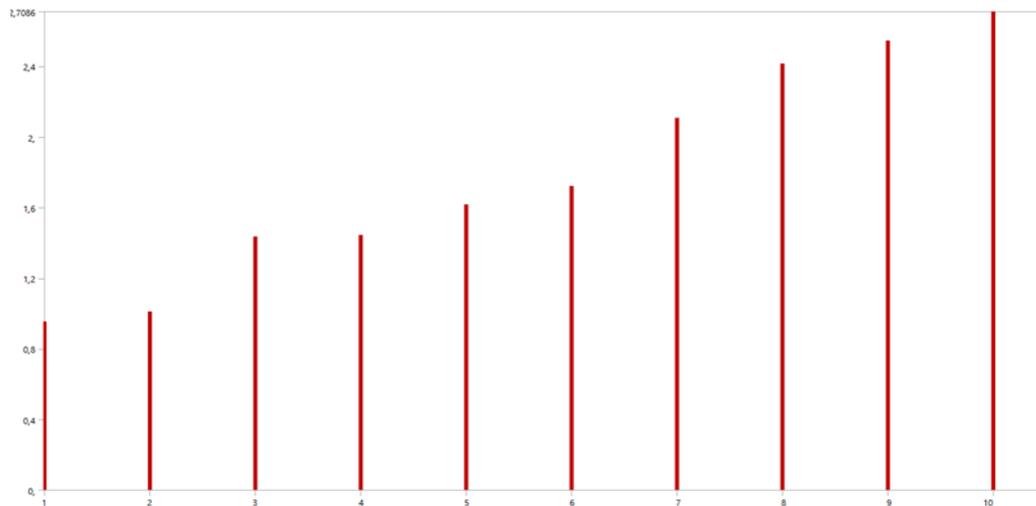
- Desplazamientos de traslación nulos en direcciones x, y, z, en un extremo de la pieza.
- Desplazamientos de traslación nulos en direcciones x, e y. Desplazamiento impuesto de en z, en el extremo opuesto de la pieza.
- En los bordes: desplazamiento nulo en x, y giros impedidos en y y z.

3.5.2 Perfil LG153 con rigidizador rebajado

Pasamos a continuación a centrarnos en la geometría del rigidizador rebajado hasta la mitad, repitiendo el análisis completo del mismo. Los valores correspondientes a los modos de pandeo fueron los siguientes:

MODO	V.P.
1	0,951
2	1,011
3	1,434
4	1,443
5	1,614
6	1,722
7	2,106
8	2,416
9	2,544
10	2,708

Tabla 11. Imperfecciones LG153 con rigidizador rebajado.



El incremento máximo fue de 0,4 y el incremento mínimo de 0,06, concentrándose la variación máxima en la parte central de la secuencia. Las geometrías resultantes de los cinco primeros modos fueron:

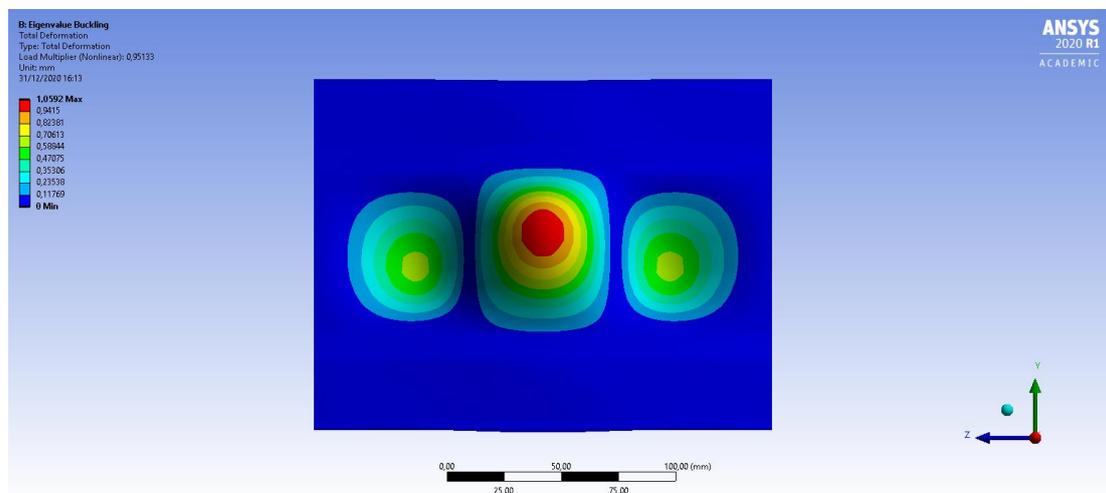


Fig.90.Mod0 1

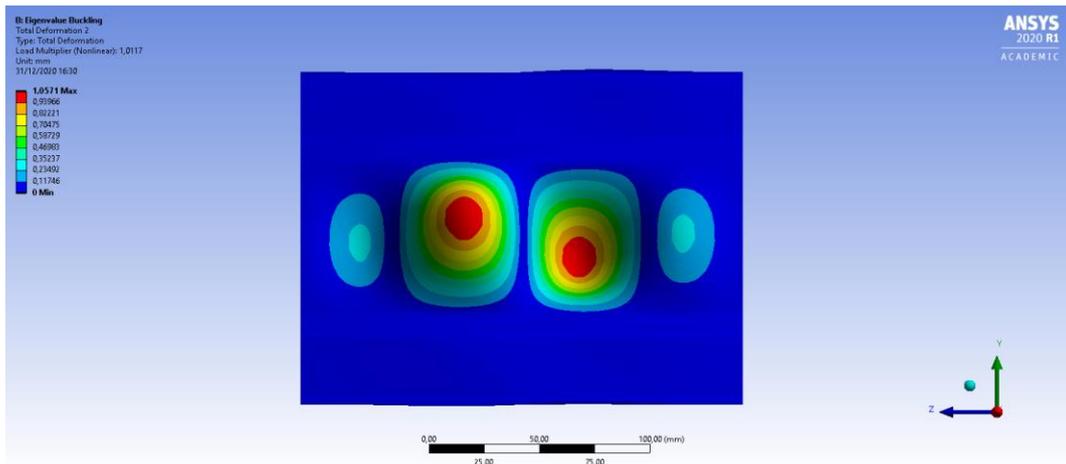


Fig.91.Modo 2

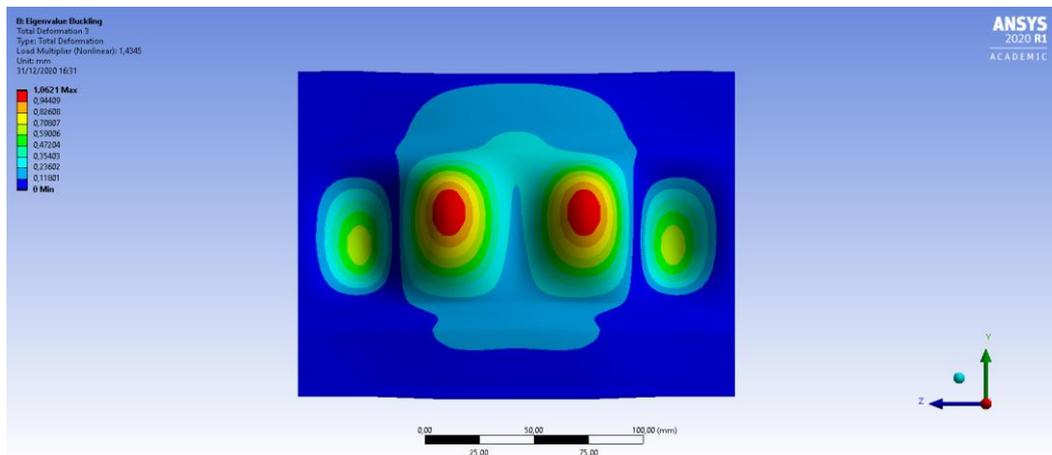


Fig.92.Modo 3

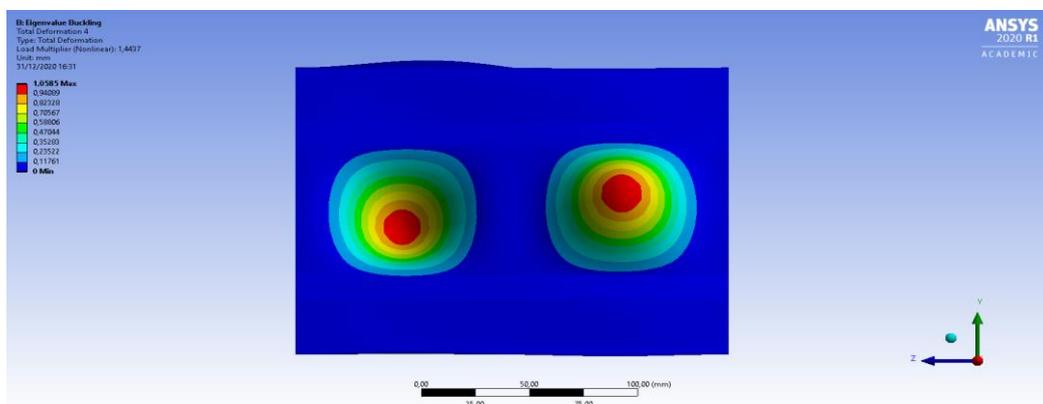


Fig.93.Modo 4

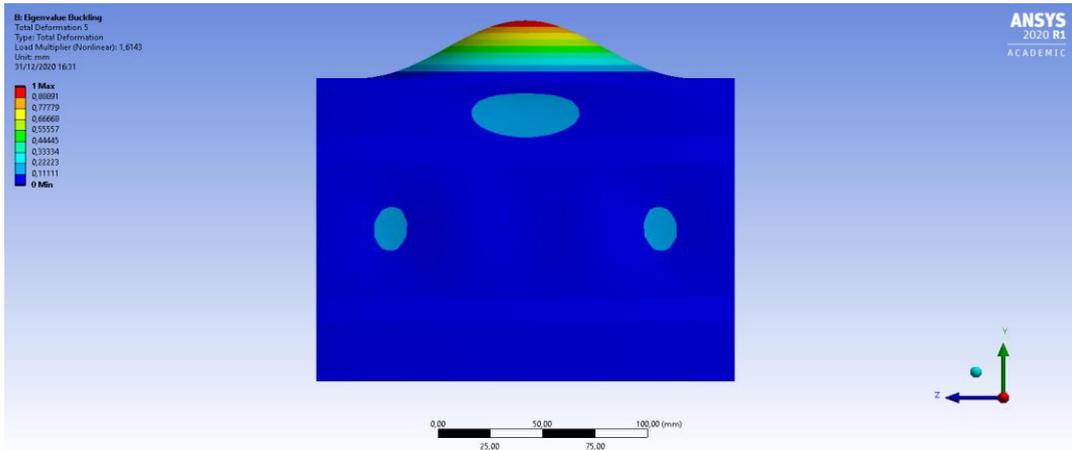
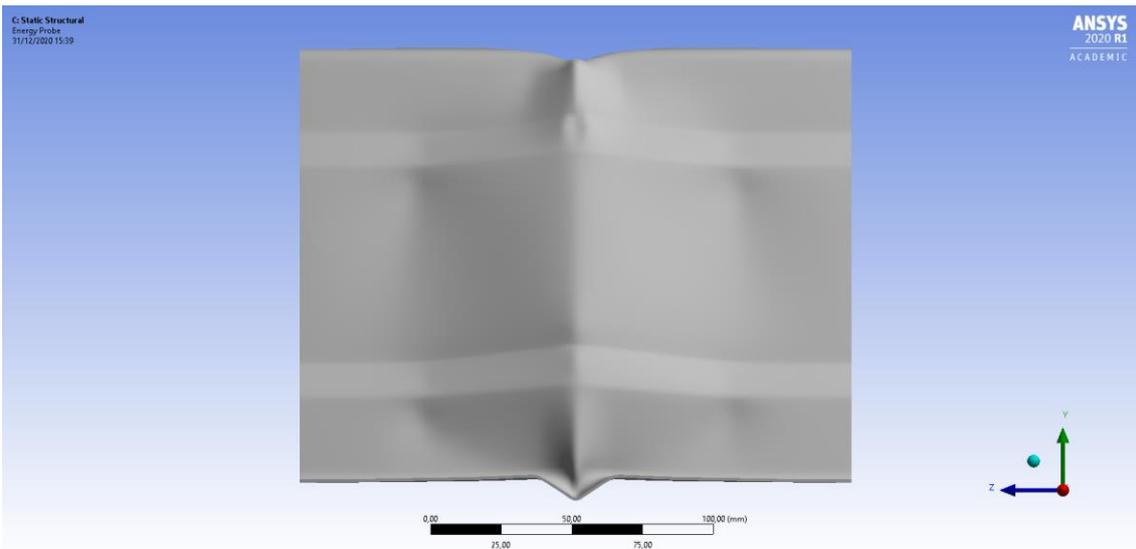
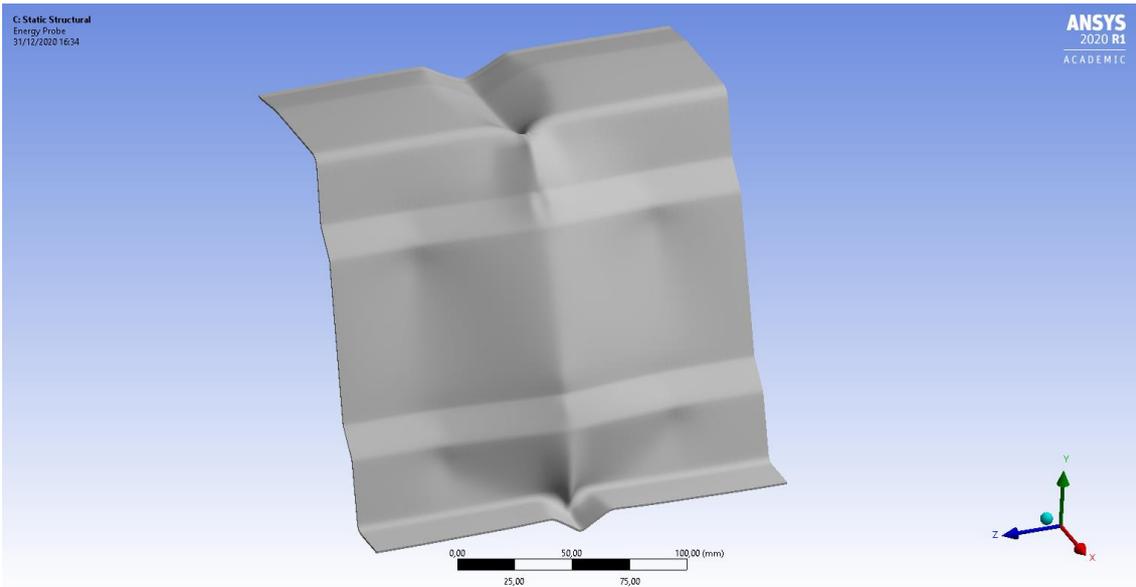


Fig.94.Mod0 5

De su análisis, se pueden extraer las siguientes conclusiones:

- Los cuatro primeros modos provocaron abultamientos en el alma del perfil. Dichos abultamientos se distribuyeron ocupando casi todo el recorrido longitudinal.
- El último modo se manifestó en forma de semionda en el ala superior. También se provocaron unos leves hundimientos en el alma.
- Los modos impares fueron simétricos mientras que los modos pares fueron asimétricos.
- Volvemos a encontrarnos con la eventualidad de que el número de abultamientos no va necesariamente aumentando por el hecho de ir avanzando en el número de modos.

A continuación, se procedió a la búsqueda del mecanismo de fallo no lineal, obteniéndose el siguiente modo de deformación:



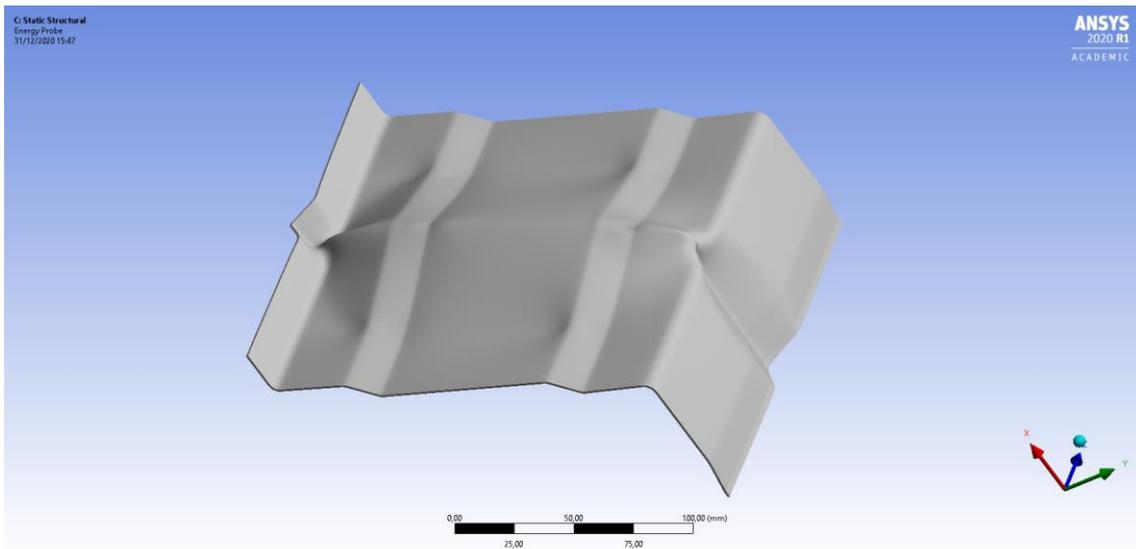


Fig.95. Imágenes del colapso de perfil

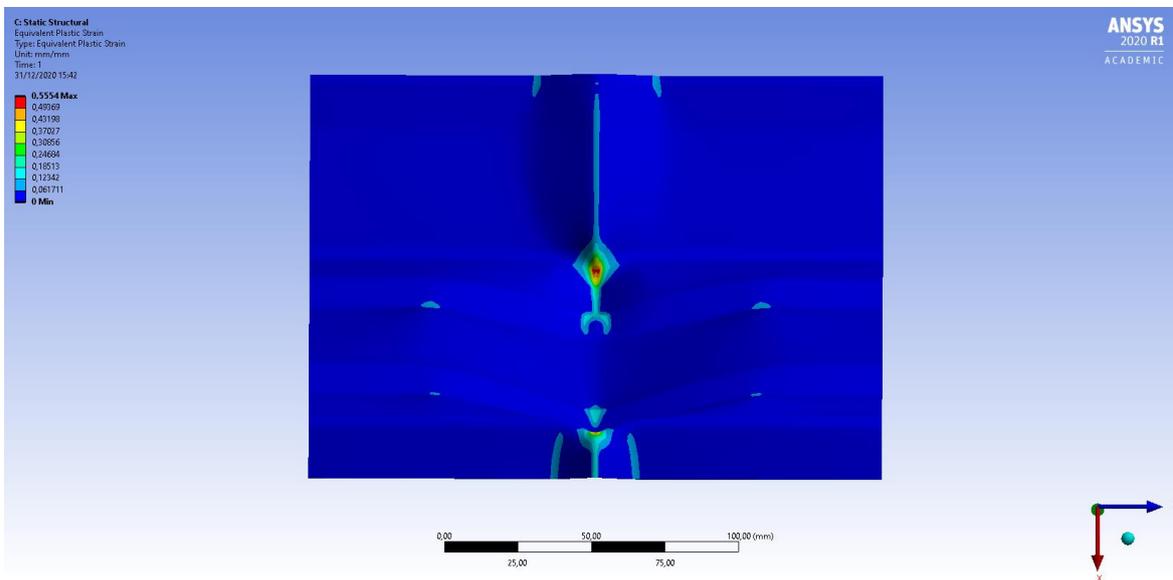
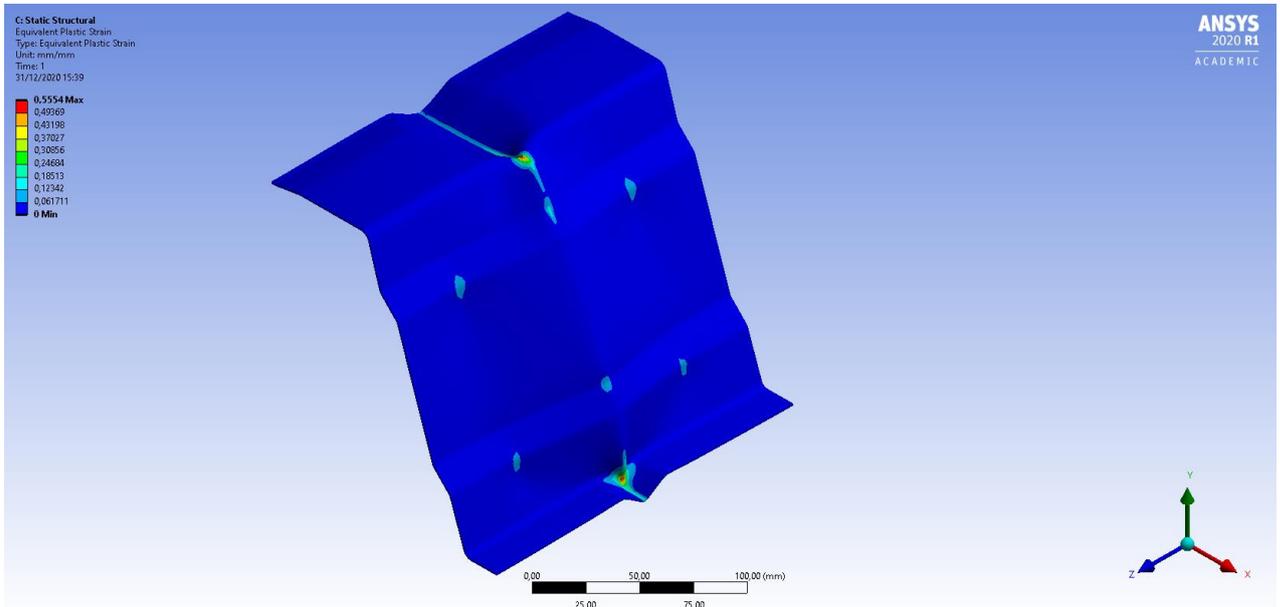
Al igual que en el caso con rigidizador completo podemos percibir en las anteriores imágenes que:

- Se manifestó un mecanismo de fallo de tipo A con hundimiento transversal en forma de V en la zona central del alma superior del perfil.
- Se produjo un abombamiento en la zona central del alma. Su geometría es más amplia en la zona central y más estrecha en la zona de contacto con las alas. La periferia describe una figura en forma de óvalo.
- Hacia la mitad del ala inferior se provoca otro hundimiento en forma de V.
- La línea central de la deformación completa está muy marcada en la parte superior del ala y queda mucho más difuminada en la parte central.

El mapa de deformaciones plásticas que se presenta en las figuras adjuntas reflejó los siguientes hechos:

- Un alto nivel de plastificación en la deformación transversal del ala superior, especialmente intensa en los extremos del segmento.
- La plastificación del abombamiento central no es tan intensa. Tan solo 6 puntos de los vértices de la figura que se forma revelan un cierto nivel relevante de deformación plástica equivalente.

- Un alto nivel de plastificación en la deformación en forma de V del ala inferior, cuyo valor máximo se concentra en la zona de contacto con el alma del perfil. En la parte inferior del alma también se producen otras dos líneas de plastificación muy marcadas en las aristas de contacto entre la V y el alma.



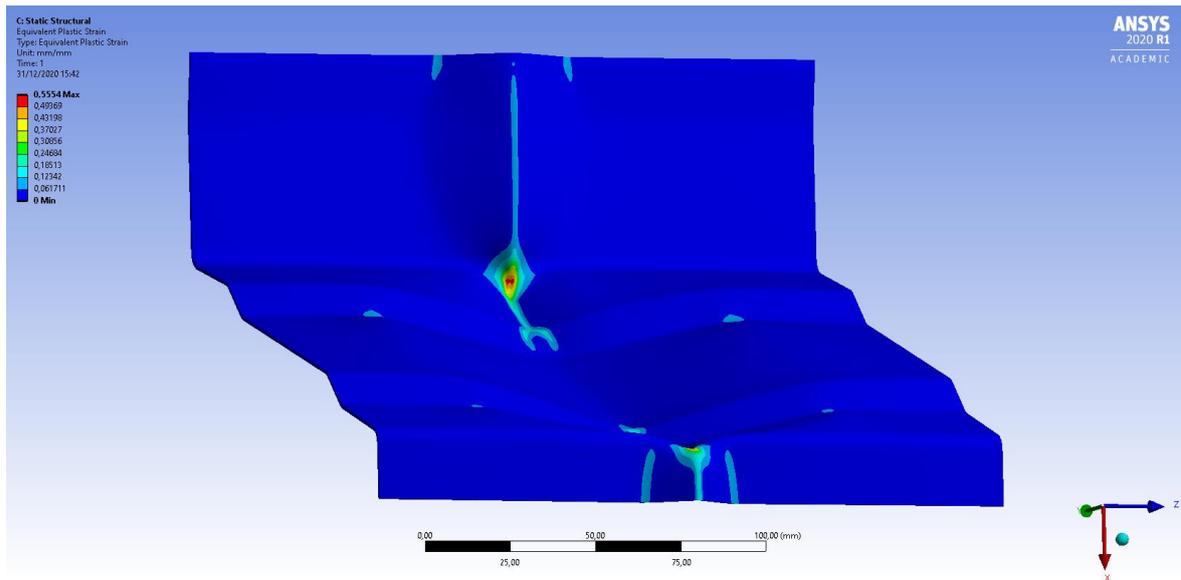


Fig.96.Imágenes de la plastificación del perfil

Al analizar el comportamiento mecánico no lineal nos encontramos con un valor máximo de 57.435 N y con un área efectiva de 161,8 mm². Inicialmente, en la zona lineal de la curva fuerza-desplazamiento se produjo un aumento muy pronunciado hasta llegar al valor último de resistencia. El avance del fallo mecánico en la zona central del perfil evolucionó hacia una primera zona de caída rápida seguida de un debilitamiento suave y progresivo con un recorrido amplio y sin problemas de convergencia.

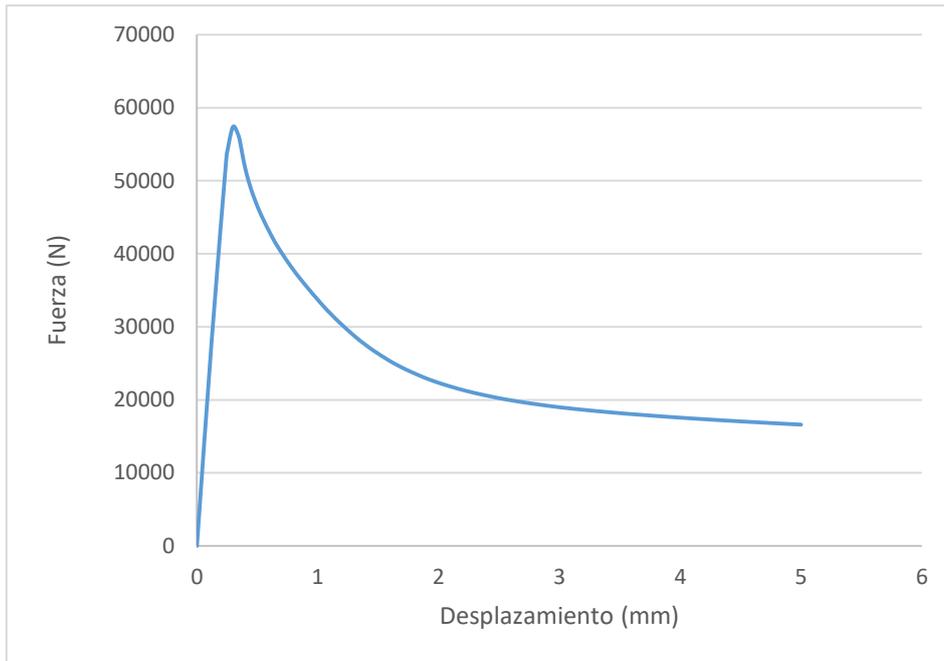


Fig.97.Diagrama fuerza – desplazamiento

A continuación se llevaron a cabo 6 simulaciones más para comprobar la incidencia de las imperfecciones en el valor de la resistencia final del perfil. De forma muy similar a lo que se ocurrió para los casos anteriores, se obtuvieron los resultados recogidos en la siguiente tabla de valores:

IMP (mm)	F. ULT (N)
1	57.434,6
0,5	57.434,6
0,25	57.434,6
-0,25	57.434,6
-0,5	57.434,6
-1	57.434,6

Tabla 12. Imperfecciones LG153 rigidizador rebajado.

Este tipo de comportamiento es bastante intuitivo debido a que la sección del perfil es mucho más amplia que la de otros perfiles conformados en frío.

Por último, comentar que para llevar a cabo este estudio a compresión, se emplearon las siguientes condiciones de contorno:

- Desplazamientos de traslación nulos en direcciones x, y, z, en un extremo de la pieza.
- Desplazamientos de traslación nulos en direcciones x, y y desplazamiento impuesto de en z, en el extremo opuesto de la pieza.
- En los bordes: desplazamiento nulo en x, y giros impedidos en y y z.

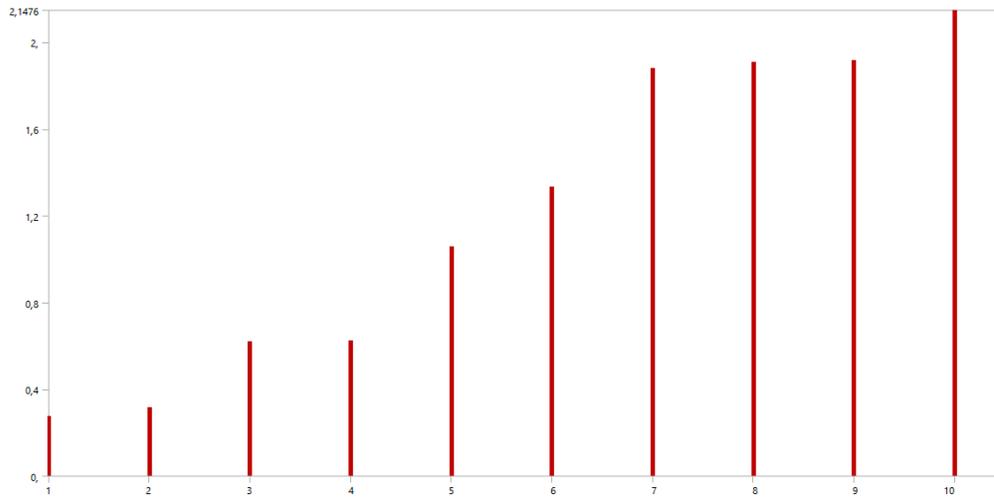
3.5.3 Perfil LG153 sin rigidizador

Después de haber estudiado los perfiles con dos alturas del rigidizador, procedemos a hacer el análisis del perfil sin el rigidizador.

Los valores de los modos de pandeo arrojaron una secuencia de evolución más desigual que en los casos anteriores con tres tramos de crecimiento claramente diferenciados formados por tres modos cada uno. Esto se puede apreciar de forma clara en la tabla y en el diagrama que se adjunta a continuación.

MODO	V. P.
1	0,275
2	3,15E-01
3	0,620
4	0,625
5	1,058
6	1,335
7	1,879
8	1,908
9	1,916
10	2,147

Tabla 13. Imperfecciones LG153 sin rigidizador.



Los modos de deformación que se obtuvieron revelaron las siguientes características:

- Las deformaciones tenían forma de semionda y se concentraron en la zona del ala superior. Su extensión no superaba un tercio de la longitud total del perfil.
- Los modos 1,2, y 4 presentaron una única semionda mientras que los modos 3,5 presentaron dos semiondas.
- Los modos no simétricos se fueron acercando cada vez más al extremo del perfil.
- No aparecieron más de dos semiondas en los cinco primeros modos.
- El primer modo fue simétrico, pero no todos los modos impares lo fueron ya que el quinto modo fue asimétrico.

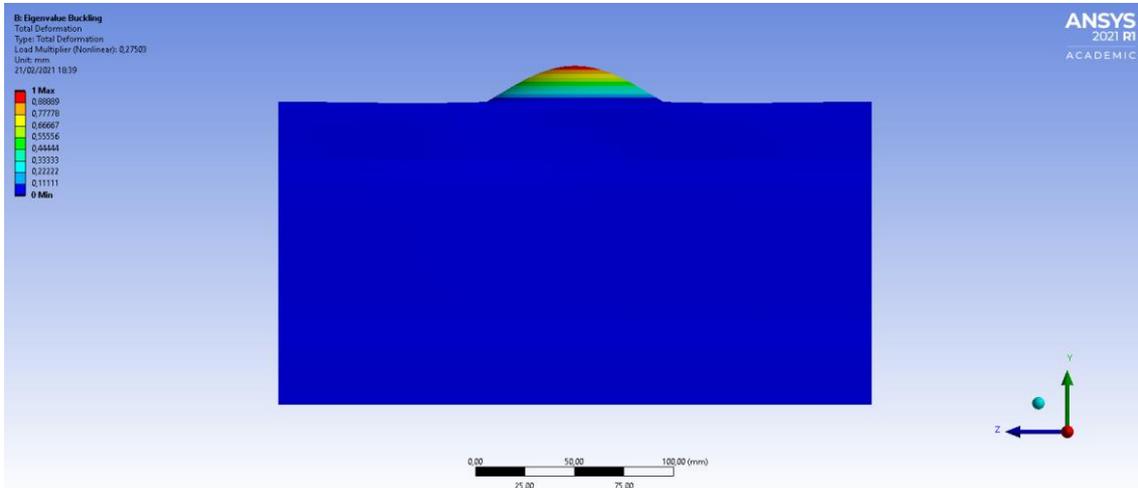


Fig.98.Modo 1

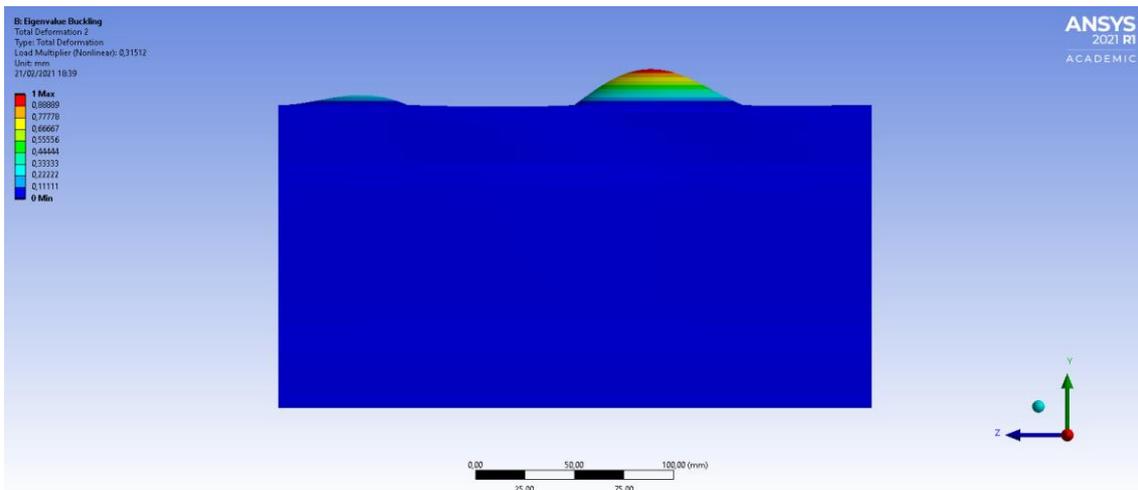


Fig.99.Modo 2

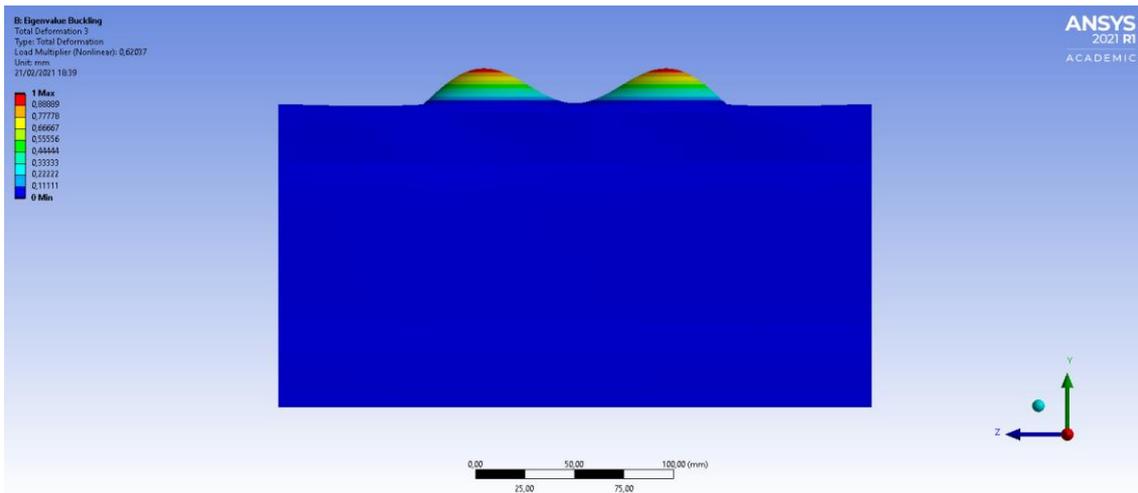


Fig.100.Modo 3

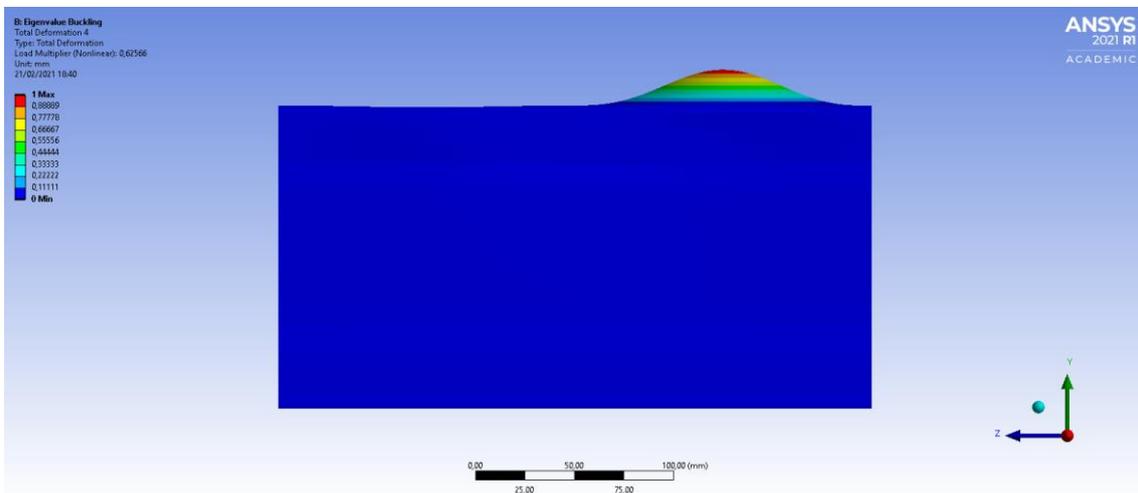


Fig.101.Modo 4

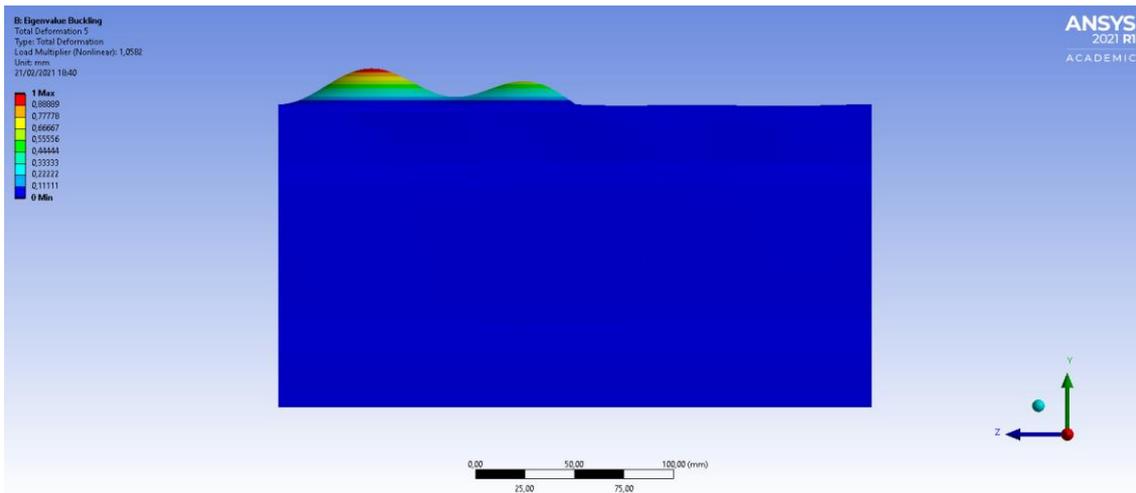
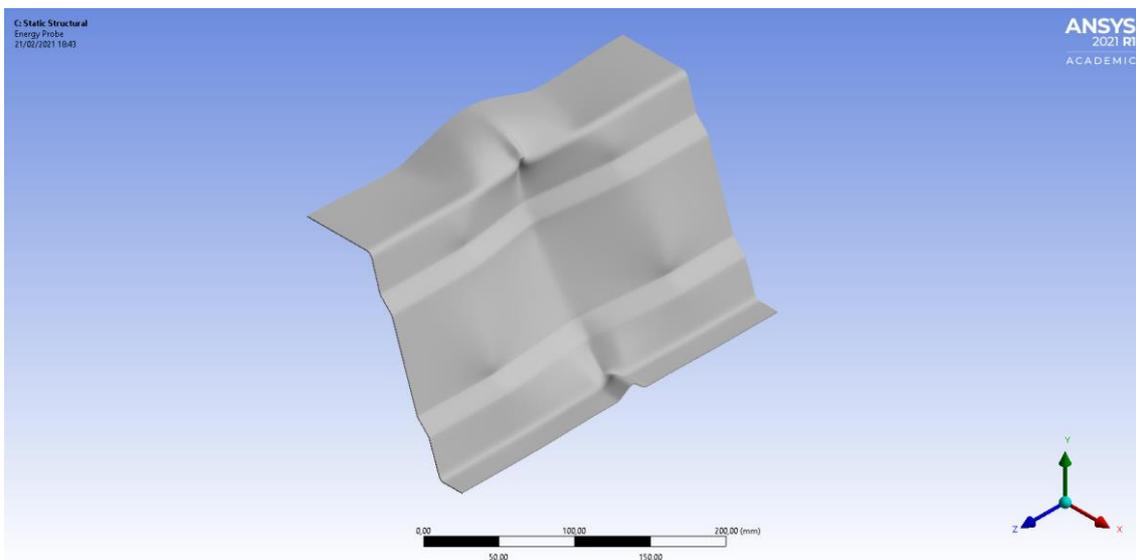


Fig.102.Mod0 5

Al realizar la búsqueda del mecanismo de fallo a compresión pura se llegó al resultado que se puede percibir en las figuras que se presenta a continuación. En este caso, la convergencia se consiguió por el método de Arclength.



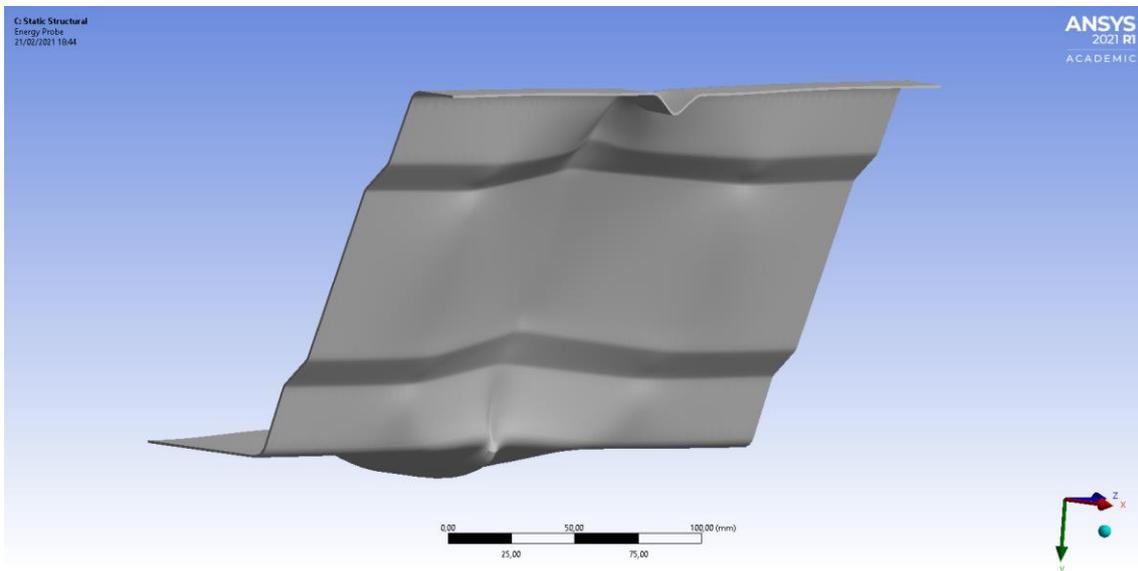
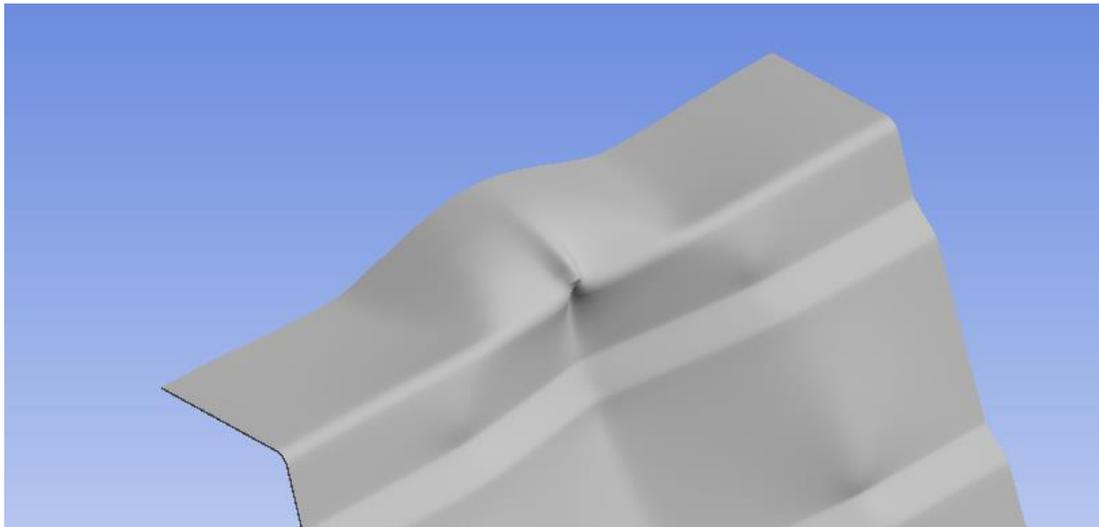


Fig.103.Imágenes del colapso del perfil

Observamos que el modo de fallo es muy diferente que el que se obtenía con rigidizador. En este caso tenemos un abultamiento en la mitad del ala superior en vez de un hundimiento. En el alma se provoca una situación a la inversa ya que también aparece un hundimiento hacia el interior en vez de un abultamiento. La deformación en V del ala inferior también se manifiesta, pero en este caso dirigida hacia abajo. De alguna forma, se puede decir que se trata del patrón inverso al que se obtenía con rigidizador. Su geometría se puede considerar de tipo B aunque con unas características muy propias en cuanto a la forma del abultamiento del ala superior que parece ser muy diferente al tipo de

abultamiento que aparece en la literatura como resultado de comprimir perfiles trapecoidales.

Al analizar las imágenes de las deformaciones plásticas vemos que la máxima concentración se provoca en la intersección entre el ala superior y el alma. También quedaron bastante afectadas algunas zonas del plano medio del alma con unas líneas bastante marcadas en las zonas superior e inferior de dicho plano.

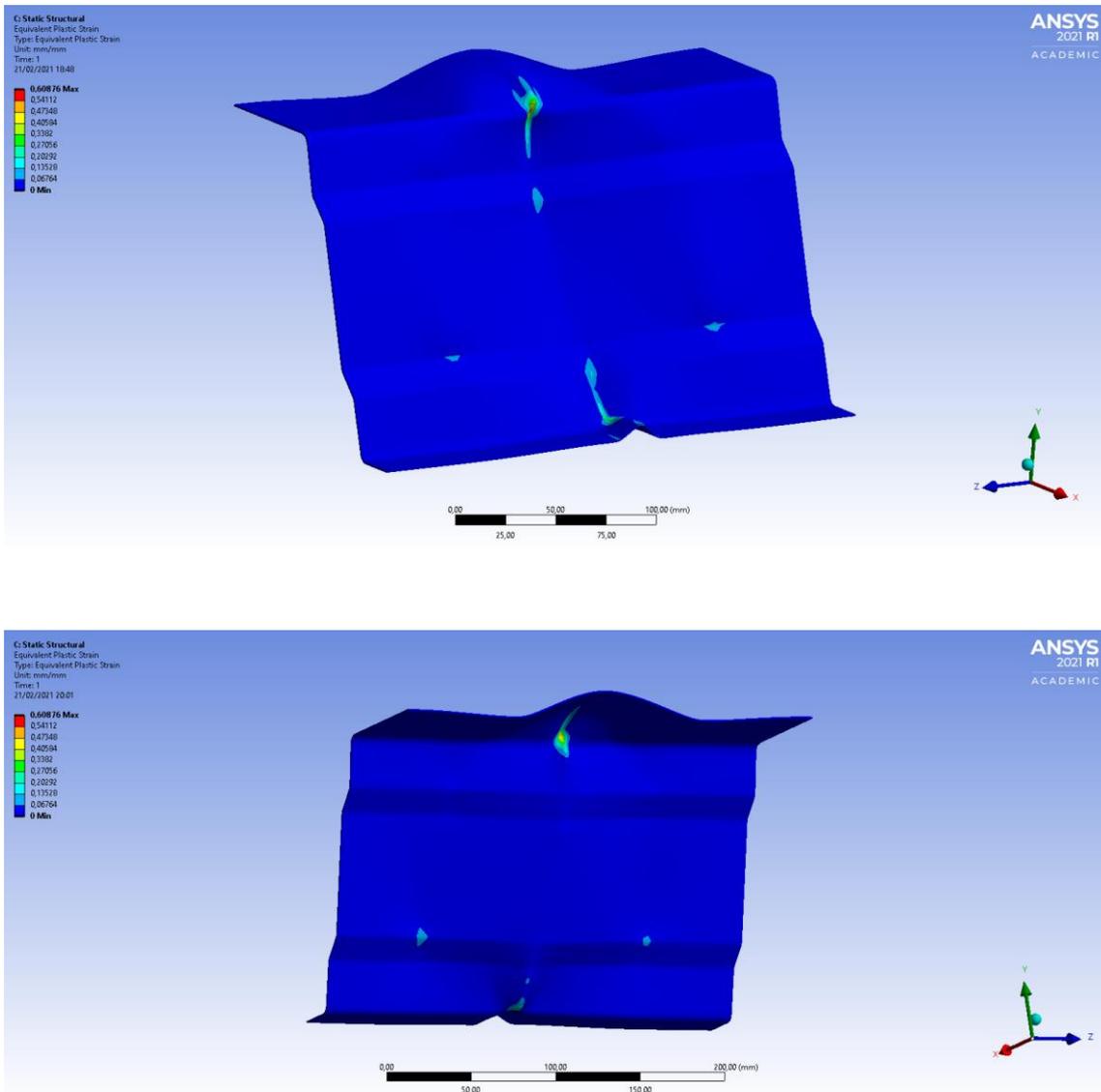


Fig.104.Imágenes de la plastificación del perfil

En cuanto al comportamiento de la curva fuerza–desplazamiento se obtuvo una zona lineal de alta rigidez hasta llegar al punto de colapso. A continuación, se produjo una bajada repentina y abrupta de la carga, seguida de una zona de transición hacia una evolución suave y sin problemas de convergencia.

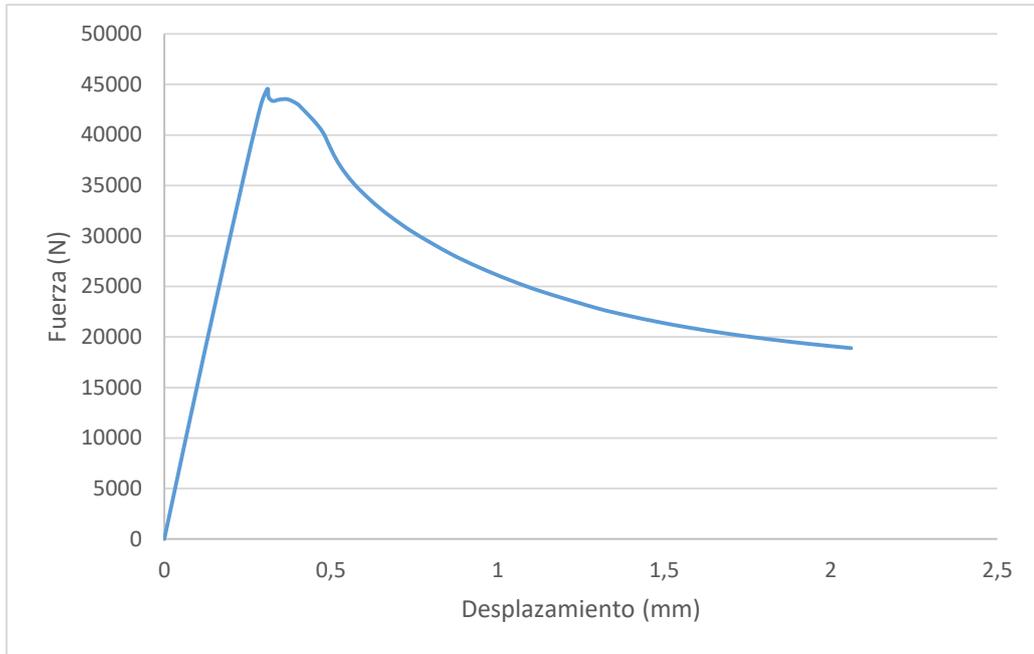


Fig.105.Diagrama fuerza – desplazamiento

La carga última del perfil se dio para un valor de 44.563 N. con un área efectiva de 125,5 mm². Y las imperfecciones arrojaron los siguientes resultados:

IMP (mm)	F. ULT (N)
1	44.563
0,5	44.563
0,25	44.563
-0,25	44.563
-0,5	44.563
-1	44.563

Tabla 14. Imperfecciones LG153 sin rigidizador.

Comparando los conformados del mecanismo de fallo y de los modos obtenidos en el estudio de valores propios podemos observar una correlación bastante apreciable entre la geometría del primer modo y la deformación final. Esta similitud es especialmente importante en la zona del alma superior. Todo parece indicar que se haya producido una evolución progresiva desde el modo de pandeo hasta el resultado final.

Las simulaciones que se llevaron a cabo para desarrollar las cuestiones planteadas en este análisis a compresión pura se han hecho bajo las siguientes condiciones:

- Desplazamientos de traslación nulos en direcciones x, y, z, en un extremo de la pieza.
- Desplazamientos de traslación nulos en direcciones x, y y desplazamiento impuesto de en z, en el extremo opuesto de la pieza.
- En los bordes: desplazamiento nulo en x, y giros impedidos en y y z.

4. DISCUSIÓN Y CONCLUSIONES

Para poder llevar a cabo el estudio, se ha seguido una pauta de trabajo que utiliza el análisis por Elementos Finitos para calcular la resistencia de los perfiles. Las geometrías estudiadas son de sección mono-simétrica y no existe ninguna publicación en la literatura sobre su comportamiento mecánico o sobre la influencia de los rigidizadores en la resistencia última. En los modelos numéricos se ha tenido en cuenta la no linealidad del material, así como la no linealidad provocada por las grandes deformaciones. El estudio se centró en la evolución del comportamiento mecánico del rigidizador para diferentes tamaños haciendo especial hincapié en lo relativo a las capacidades de carga, los valores efectivos, los valores propios, los modos de pandeo y sus correspondientes modos de fallo.

En el presente apartado se presentan las conclusiones más relevantes y se hace un resumen de los resultados obtenidos en el análisis de los perfiles con y sin rigidizador ante las sollicitaciones de compresión pura.

4.1 Conclusiones perfil LG40

4.1.1 Conclusiones perfil LG40 con rigidizador completo

Se observó que todos los modos de pandeo generaron una geometría armónica en el ala inferior del perfil, que los modos de pandeo impares fueron simétricos y que a partir del tercer modo existía una ligera deformación del alma. En el estudio de los valores propios se comprobó que la evolución no fue totalmente lineal, sino que presentaba ciertas diferencias en cada tramo. La carga máxima que soportó fue de 25.375 N con un área efectiva de 92 mm². La geometría del modo de fallo fue única y no se presentaron diferencias al incorporar las correspondientes magnitudes de imperfección. El colapso fue bastante rápido con un comportamiento post-colapso suave.

4.1.2 Conclusiones perfil LG40 con rigidizador rebajado

Tan sólo el primer modo de pandeo no generó deformación en la pared del alma del perfil. En todos los casos se formó una deformación sinusoidal en el ala inferior y apareció un plano de simetría central en los modos pares. Las deformaciones en todos los casos aparecieron desplazadas hacia los extremos. Los valores propios oscilaron entre 0,22 y 1,05.

El nivel de plastificación fue bastante intenso en la zona deformada del alma y del ala superior, definiendo unas líneas plásticas muy precisas. En el mecanismo de fallo se manifestó un hundimiento de la zona central del ala superior junto con un abultamiento característico de la zona central del alma. Se obtuvo un patrón con una geometría opuesta a la que aparecía en el perfil con rigidizador completo. Apareció una protuberancia secundaria hacia arriba en el extremo del seno de la deformación del alma. La fuerza última que fue capaz de soportar llegó a 34.647 N con un área efectiva de 126 mm². Al analizar la sensibilidad a

las imperfecciones se obtuvo un comportamiento idéntico al obtenido en el caso del perfil con rigidizado completo.

4.1.3 Conclusiones perfil LG40 sin rigidizador

En cuanto a sus modos de pandeo se vio que todas las deformaciones se produjeron en el ala inferior con un aspecto ondulado y sinusoidal. El primer modo fue simétrico y la simetría se fue alternando. Los cinco primeros modos estuvieron constituidos por menos de seis semiondas. Los valores propios que se obtuvieron estuvieron entre 1,14 y 5,5. Al analizar del mecanismo de fallo se obtuvo un resultado especialmente interesante ya que:

- Al resolver por el método de Newton-Rapson aparecieron tres zonas de colapso: una en el centro del perfil y dos zonas más en localizaciones cercanas a los extremos.
- Al resolver por el método de Arc-length se obtuvo un mecanismo de fallo totalmente distinto, con una única zona central de máxima plastificación.
- En ambos casos el máximo valor de la fuerza se consiguió para 22.619 N. con un área efectiva de 82,25 mm².
- El comportamiento de las imperfecciones fue idéntico al de los anteriores casos a compresión.

A partir de los valores que se han comentado en los apartados anteriores sobre el comportamiento mecánico a compresión del perfil se puede llegar a afirmar que su capacidad resistente empeora al diseñarlo sin rigidizador y mejora al incorporar un rigidizador rebajado.

4.2 Conclusiones perfil LG153

4.2.1 Conclusiones perfil LG153 con rigidizador completo

Las deformaciones de todos los modos de pandeo se concentraron en el tercio medio del alma del perfil sin llegar a tocar las alas. Se distribuyeron de forma homogénea a lo largo de toda su longitud. Los modos impares fueron simétricos. Los modos pares fueron asimétricos. La secuencia de aparición de deformaciones superficiales no fue progresiva y a partir del cuarto modo se produjeron menos abultamientos. Los valores propios oscilaron entre 0,98 y 3,9 con incremento que fueron disminuyendo al llegar al décimo modo.

El patrón de deformación final manifestó un abombamiento amplio hacia afuera en el alma del perfil. La deformación se cerró en la zona del alma inferior con una geometría en forma de V. Además, se indujo una plastificación intensa en la parte del ala superior y en la transición hacia el ala inferior. Se alcanzó una resistencia última de 54.030 N que se corresponde con un área efectiva de 152,2 mm². La caída en la zona de post-pandeo fue bastante suave y progresiva. Del estudio de las imperfecciones se llegó a la conclusión de que este tipo de geometría no es sensible a las imperfecciones cuando las sollicitaciones son de compresión. Se observó también que la configuración del primer modo de pandeo sí tuvo algún nivel de concordancia con el modo de colapso. En concreto la geometría resultante posee un abultamiento muy diferenciado en el alma que luego se manifiesta de forma clara en la deformación final.

4.2.2 Perfil LG153 con rigidizador rebajado

En cuanto a las deformaciones por pandeo, los cuatro primeros modos provocaron abultamientos en el alma del perfil. Dichos abultamientos se distribuyeron ocupando casi todo el recorrido. El último apareció en forma de semionda en el ala superior. También se provocaron unos leves hundimientos

en el alma. Los modos impares fueron simétricos y los modos pares asimétricos. Los valores propios oscilaron entre 0,95 y 2,7.

Se produjo un alto nivel de plastificación en la deformación transversal del ala superior, especialmente intensa en los extremos. La plastificación del abombamiento central no fue tan intensa. El fallo del perfil se manifestó con un hundimiento transversal en forma de V en la zona central del ala superior del perfil. También se produjo un abombamiento en la zona del alma. Su geometría apareció más amplia en la zona central y más estrecha en la zona de contacto con las alas. Hacia la mitad del ala inferior se provocó otro hundimiento en forma de V. La carga última se dio para un valor máximo de 57.435 N. con un área efectiva de 161,8 mm². El avance del fallo mecánico en la zona central del perfil evolucionó hacia una primera zona de caída rápida seguida de un debilitamiento suave y progresivo.

4.2.3 Perfil LG153 sin rigidizador

Los modos de pandeo aparecieron con forma de semionda y se concentraron en la zona del ala superior. Su extensión no superaba un tercio de la longitud total del perfil. Los modos 1,2, y 4 presentaron una única semionda mientras que los modos 3,5 presentaron dos semiondas. Los modos no simétricos se fueron acercando cada vez más al extremo del perfil. No aparecieron más de dos semiondas en los cinco primeros modos. El primer modo fue simétrico, pero no todos los modos impares lo fueron ya que el quinto fue simétrico. Los correspondientes valores propios que se obtuvieron arrojaron una secuencia de evolución más desigual que en casos anteriores.

El fallo del perfil se manifestó con un abultamiento en la mitad del ala superior. En el alma se provocó un hundimiento hacia el interior en vez de un abultamiento. La deformación en V del ala inferior se orientó hacia abajo adoptando la forma de un patrón inverso al que se obtenía con rigidizador. La máxima concentración se provocó en la intersección entre el ala superior y el alma. También quedaron

bastante afectadas algunas zonas del plano medio del alma con unas líneas bastante marcadas en las zonas superior e inferior de dicho plano. En cuanto al comportamiento mecánico durante el desplazamiento, se obtuvo una zona lineal de alta rigidez hasta llegar a la resistencia última. A continuación, se produjo una bajada repentina, seguida de una zona con evolución suave. La carga de pandeo se dio para un valor de 44.563 N. con un área efectiva de 125,5 mm². y las imperfecciones arrojaron unos resultados muy similares a las del resto de casos a compresión. Comparando los conformados del mecanismo de fallo y de los modos obtenidos en el estudio de valores propios podemos observar una correlación bastante apreciable entre la geometría del primer modo y la deformación final. Esta similitud es especialmente importante en la zona del ala superior. Comparando los diversos valores de resistencia se puede llegar a afirmar que el comportamiento del perfil a compresión mejora al rebajar su altura, y empeora al eliminarlo totalmente.

4.3 Conclusiones sobre la capacidad resistente de los perfiles

Observando los valores de resistencia en N. de los perfiles:

	LG40 (N.)	LG153 (N.)
COMPLETO	25.375	54.030
REBAJADO	34.647	57.435
SIN RIG.	22.619	44.563

Fig.15. Resistencia de los perfiles

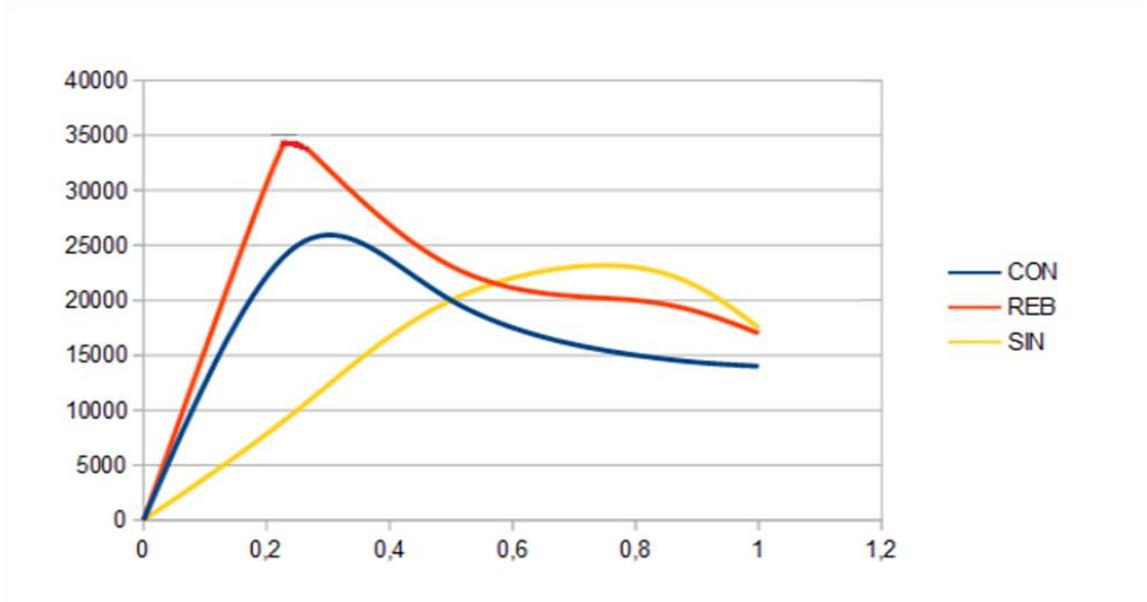


Fig.106. Comparativa curvas resistentes LG-40.

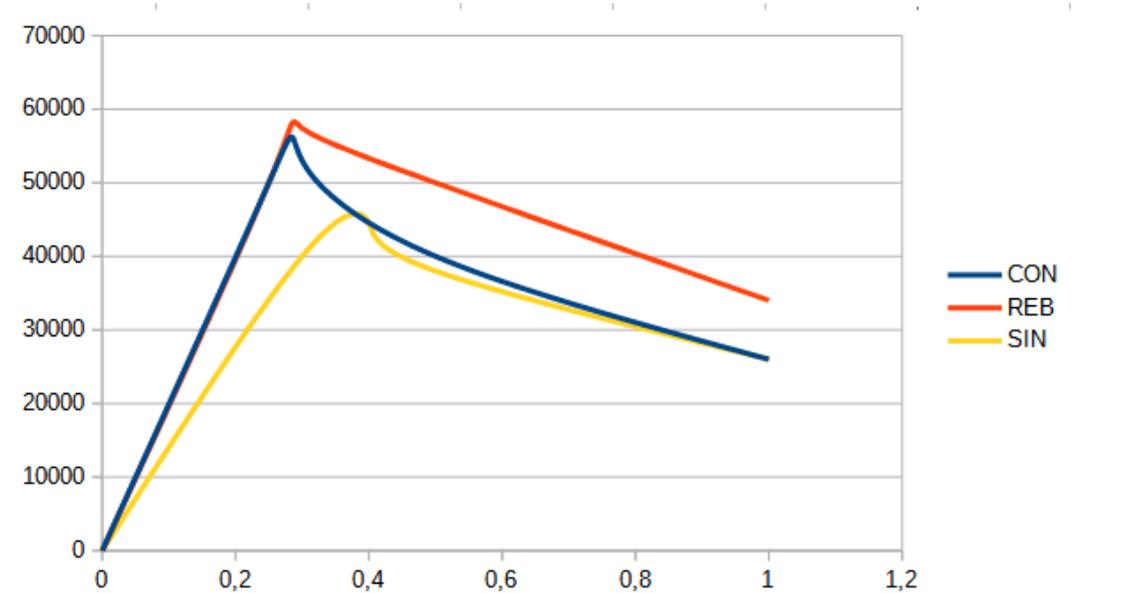


Fig.107. Comparativa curvas resistentes LG-153

podemos extraer la conclusión de que no siempre es mayor la capacidad resistente del perfil al aumentar la profundidad del rigidizador. Sin embargo, al

hacer el siguiente análisis comparativo del perfil con rigidizador completo frente al perfil sin rigidizador:

		LG40	LG153
COMP.	COMPLETO (N)	25.375	54.030
	SIN RIG.(N)	22.619	44.563
	MEJORA%	12	21

Tabla 16. Comparativa completo – sin

y del perfil con rigidizador rebajado frente al perfil sin rigidizador:

		LG40	LG153
COMP.	REBAJADO (N)	34.647	57.435
	SIN RIG.(N)	22.619	44.563
	MEJORA%	53	29

Tabla 17. Comparativa rebajado – sin.

nos encontramos con que:

- 1) Los dos perfiles mejoran a compresión sustancialmente al incorporar el rigidizador completo o el rigidizador rebajado.
- 2) La mejora de la resistencia a compresión de ambos perfiles es mayor al considerar el rigidizador rebajado.
- 3) Para el caso del perfil LG 40 la mejora a compresión con el rigidizador rebajado llega a ser de hasta de un 53 %.

Teniendo en cuenta estas 3 observaciones se puede llegar a hacer las siguientes valoraciones sobre la incorporación de rigidizadores en el diseño de la sección de los dos perfiles analizados:

a) **Perfil LG 40**: tiene un comportamiento a compresión mucho mejor cuando se diseña con el rigidizador rebajado.

b) **Perfil LG 153**: tiene un comportamiento similar a compresión con rigidizador completo y con rigidizador rebajado (diferencia del 8%).

Como recomendación de diseño del perfil a compresión podemos decir que:

- 1) El perfil LG40 se debe diseñar con rigidizador rebajado.
- 2) Conviene diseñar el perfil LG-153 con el rigidizador rebajado, aunque también es factible incorporar el rigidizador completo.

5. VALIDACIÓN EXPERIMENTAL POR EXTENSOMETRÍA

Con objeto de validar los resultados obtenidos en las simulaciones por Elementos Finitos nos ha parecido interesante complementar el presente estudio con un análisis experimental de extensometría eléctrica en el laboratorio de Estructuras de la U.P.C. en la E.P.S. de Vilanova i la Geltrú.



Fig.108. Chapa con 6 nervios

Para ello, se adquirió una chapa de 1x3 m² con 6 nervios de sección monosimétrica, alas desiguales y rigidizador longitudinal de la empresa Ingeperfil y se recortó un perfil de nervio único de 1 metro de longitud.

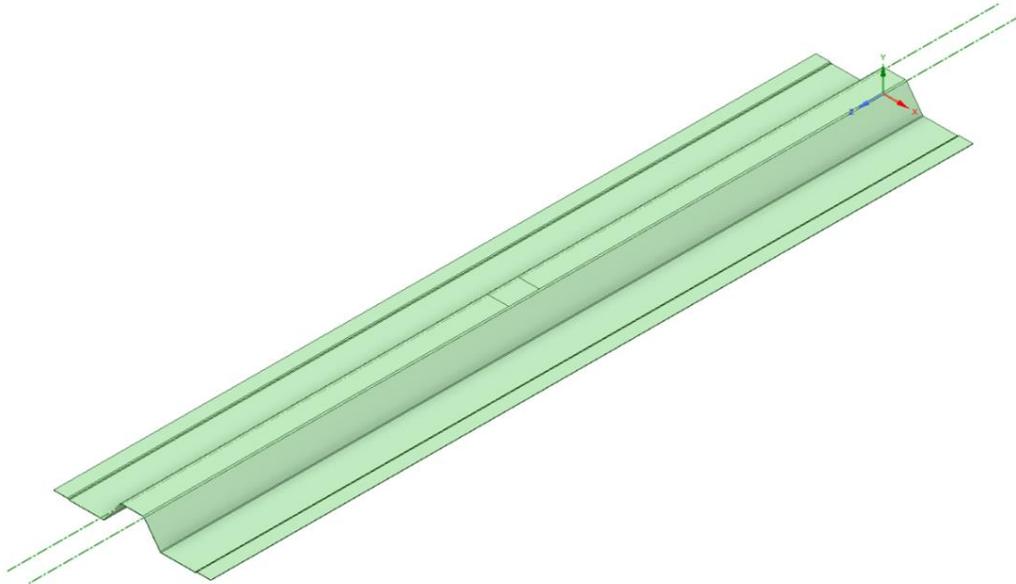


Fig.109.Corte de perfil con nervio único.

El proceso de corte en la dirección transversal se llevó a cabo con una sierra radial y en la dirección longitudinal con una cizalla. Previamente hubo que marcar la pieza convenientemente para facilitar el guiado durante el proceso de corte. Se completó la tarea con un rectificado de los cantos para eliminar rebabas y evitar filos cortantes.



Fig.110.Corte transversal



Fig.111. Marcado previo



Fig.112. Cizallado longitudinal

Los ensayos de laboratorio se iniciaron con una comprobación de las constantes

elásticas del acero de la chapa. Para ello se confeccionó una probeta que incorporaba una galga en sentido horizontal y otra galga en sentido vertical. Dicha probeta se sometió a una tracción constante de 50 Kg. en un trípode multiplicador de carga tal y como se puede ver en la siguiente figura.



Fig.113. Ensayo de constantes elásticas

Las deformaciones permitieron obtener los valores para el módulo de Young y para el coeficiente de Poisson. A continuación se presentan los valores obtenidos, en microdeformaciones y en MPa:

	SECCIÓN	16,08	mm ²
50 Kg	TENSIÓN	30,47	MPa

LONGITUDINAL	MICDEFS (με.)	291	293	292	292	293
	MEDIA (με.)	292,2				
	MEDIA /2 (με.)	146,1				
	DEF. UNITARIA	1,46E-04				

MOD.YOUNG	2,09E+05	MPa
------------------	----------	-----

TRANSVERSAL	MICDEFS (με.)	102	103	102	102	102
	MEDIA (με.)	102,2				
	MEDIA /2 (με.)	51,1				

COEF. POISSON	0,35	MPa
----------------------	------	-----

Tabla 18. Resultados constantes del material

Los ensayos a flexión se llevaron a cabo con 4 rosetas de 3 galgas a 45 grados. En cada punto de interés se incorporaron rosetas tanto en el anverso como en el reverso de la chapa con objeto de obtener el promedio de las deformaciones y eliminar las componentes indeseadas. En concreto, las rosetas A y D se colocaron en el ala superior a 10 cm hacia la izquierda del plano vertical central de la pieza y las rosetas B y C en el ala inferior y a la misma distancia de dicho plano. En el anverso se colocaron A y B y en el reverso se colocaron D y C. Los ejes de las galgas en dirección longitudinal se denominaron ejes 1, los ejes transversales perpendiculares a 1 se denominaron ejes 3 y los ejes a 45 grados se denotaron como ejes 2. En la siguiente figura se puede apreciar una imagen con la nomenclatura empleada para las rosetas A y B.

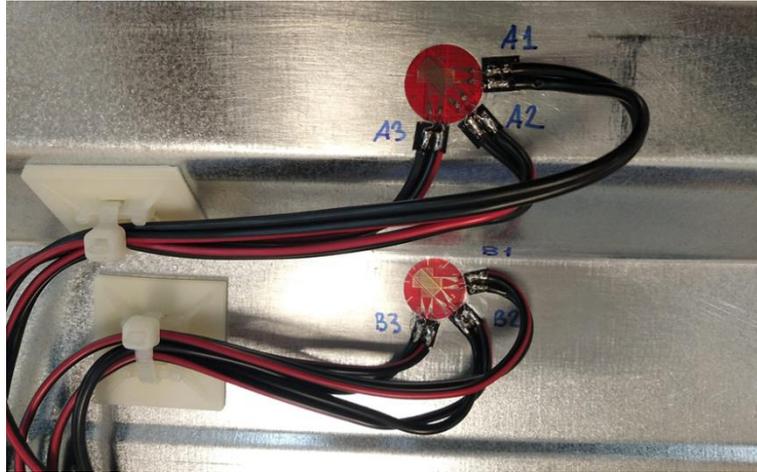


Fig.114.Nomenclatura direcciones rosetas

Se decidió aplicar una carga puntual hacia abajo sobre el perfil bi-apoyado. Con objeto de facilitar la tarea se hizo un orificio en el punto central del ala superior y se colocó un utillaje roscado para poder colgar los pesos tal y como se puede apreciar en la siguiente figura.



Fig.115. Perfil bi-apoyado con carga central

Los cables de las galgas se conectaron a un multiplexor, de tal forma que para cada peso se pudieron obtener de golpe las deformaciones correspondientes a

6 galgas. Esto permitió trabajar de una forma mucho más rápida y eficiente que si se hubiera empleado un puente de resistencias.



Fig.116. Canales del multiplexor

Los resultados de las lecturas en microdeformaciones de cada galga fueron los siguientes:

PESO (Kg.)	1											
GALGA	A 1	A 2	A 3	B 1	B 2	B 3	C 1	C 2	C 3	D 1	D 2	D 3
($\mu\epsilon$.)	-15	-14	-10	14	1	-9	16	10	-1	14	3	19

PESO (Kg.)	3											
GALGA	A 1	A 2	A 3	B 1	B 2	B 3	C 1	C 2	C 3	D 1	D 2	D 3
($\mu\epsilon$.)	46	37	23	46	5	21	46	27	-2	43	7	51

PESO (Kg.)	5											
GALGA	A 1	A 2	A 3	B 1	B 2	B 3	C 1	C 2	C 3	D 1	D 2	D 3
(με.)	-75	-60	-40	73	9	41	75	46	-4	72	9	81

Tabla 19. Micro-deformaciones experimentales

De tal forma que al hallar los promedios de las galgas homólogas se obtuvo:

P (Kg.)	(A3+D3)/2 (με.)	(A2+D2)/2 (με.)	(A1+D1)/2 (με.)	(B3+C3)/2 (με.)	(B2+C2)/2 (με.)	(B1+C1)/2 (με.)
1	4,4	-5,5	-14,6	-4,2	5,5	14,1
3	13,3	-15	-44,5	-12,8	16	42,7
5	22,2	-25,5	-74,2	-21,3	27,5	71,2

Tabla 20. Promedios micro-deformaciones experimentales

Las simulaciones se llevaron a cabo con un modelo partido por el plano vertical longitudinal, por las razones que ya se han comentado anteriormente. Tras introducir la geometría del perfil con ayuda del software Spaceclaim se procedió a obtener el correspondiente modelo bidimensional. A continuación, se recuperó este modelo desde la aplicación de ANSYS para realizar el mallado de la pieza. Se utilizaron elementos planos de tipo Shell 181 intentando conseguir una buena adaptación a la geometría. Se incorporaron las condiciones de contorno correspondientes a flexión pura con dos apoyos en los extremos junto con las imperfecciones (0,6 mm) y se cargó el sistema con una carga puntual de 1 Kg. aplicada en el centro del ala superior del perfil. A continuación, se arrancó el proceso para resolver el correspondiente problema elástico y para conocer las deformaciones unitarias de los puntos A, B en las direcciones 1,2 y 3. Se repitió el proceso para 3 y 5 Kg. y los resultados en $\mu\epsilon$ fueron los siguientes:

A3 ($\mu\epsilon$.)	A2 ($\mu\epsilon$.)	A1 ($\mu\epsilon$.)	B3 ($\mu\epsilon$.)	B2 ($\mu\epsilon$.)	B1 ($\mu\epsilon$.)
4,5	-5,2	-15,1	-4,1	5,5	13,8
13,8	-15,8	-46	-12,5	16,6	41,6
22,9	-26,3	-76,6	-20,8	27,7	69,3

Tabla 21. Micro-deformaciones simulaciones

De tal forma que al comparar los ensayos y las simulaciones se obtuvieron las siguientes desviaciones porcentuales sobre los valores experimentales:

K g	VALORES EXPERIMENTALES ($\mu\epsilon$.)						VALORS SIMULACIONES ($\mu\epsilon$.)						DESVIACIONES %					
	A3	A2	A1	B3	B2	B1	A3	A2	A1	B3	B2	B1	A3	A2	A1	B3	B2	B1
1	4,4	-5,5	-14,6	-4,2	5,5	14,1	4,5	-5,2	-15,1	-4,1	5,5	13,8	2,3	5,5	-3,4	2,4	0,0	-2,1
3	13,3	15,0	-44,5	-12,8	16,0	42,7	13,8	15,8	-46,0	12,5	16,6	41,6	3,8	-5,3	-3,4	2,3	3,8	2,6
5	22,2	25,5	-74,2	-21,3	27,5	71,2	22,9	26,3	-76,6	20,8	27,7	69,3	3,2	-3,1	-3,2	2,3	0,7	2,7

Tabla 22. Comparativa de micro-deformaciones

De lo que se deduce que las simulaciones predijeron el estado de deformación de los puntos del perfil con un error máximo del 3,8 por ciento para las deformaciones unitarias en las direcciones 1-3 y un error máximo del 5,5 por ciento para las deformaciones unitarias en la dirección 2.

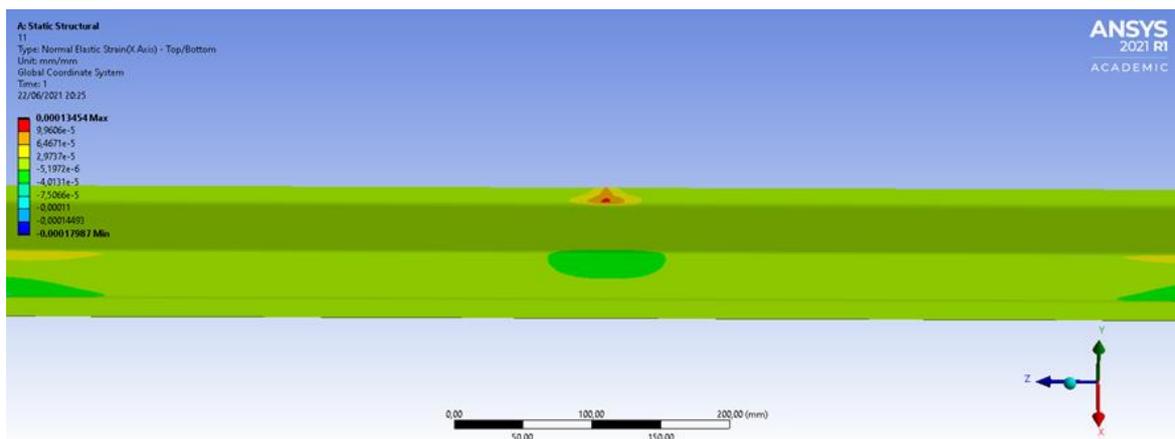


Fig.117.Simulación dirección 1

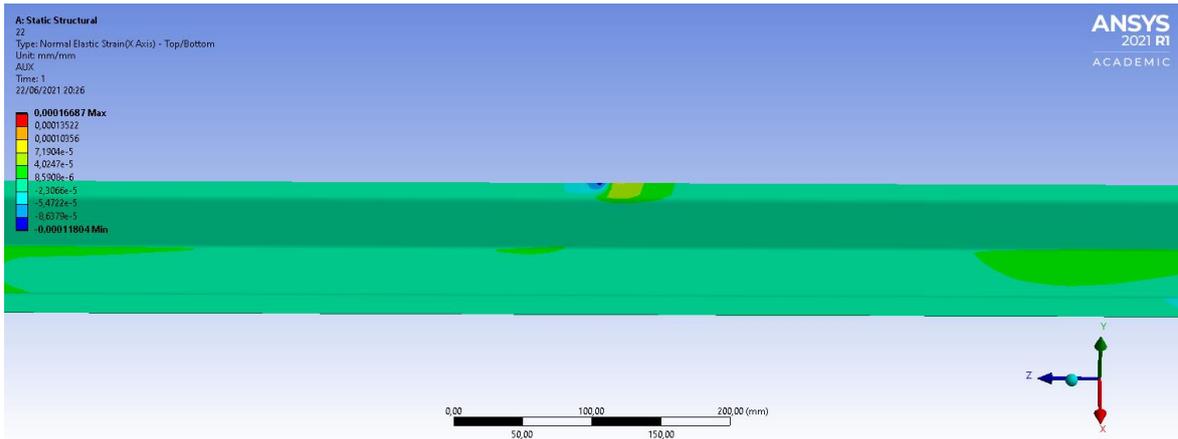


Fig.118.Simulación dirección 2

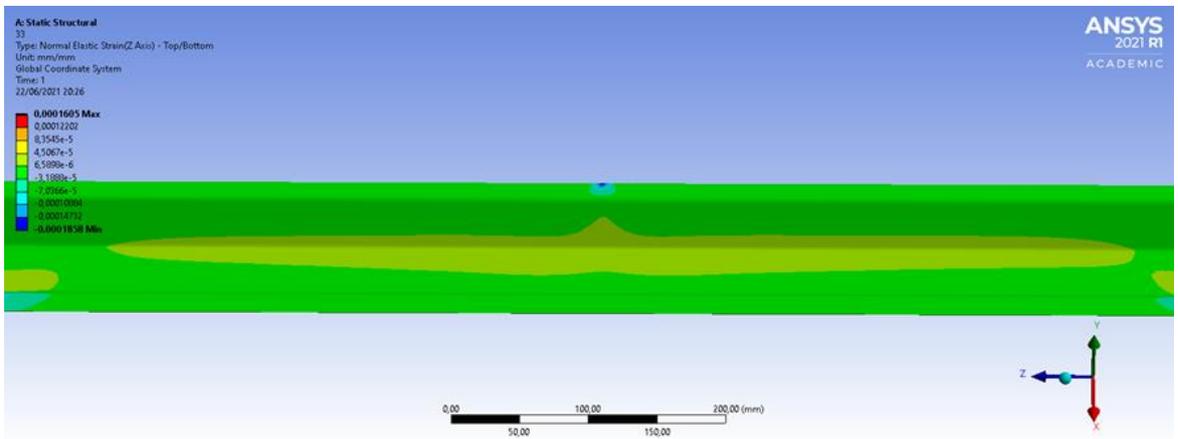


Fig.119.Simulación dirección 3

A continuación, se repitió el mismo procedimiento con un mallado de elementos de tipo sólido Hex 20. En este caso, se utilizó la geometría tridimensional del perfil. Se volvieron a introducir las condiciones de contorno de flexión pura con apoyos en los extremos junto con las imperfecciones (0.06 mm, -0.0124 mm) y se cargó de nuevo con 1 Kg. Tras el proceso de resolución, se repitió el proceso para 3 y 5 Kg. y se obtuvieron los siguientes resultados en $\mu\epsilon$ para los puntos A y B en las direcciones 1,2 y 3:

K g	VALORES EXPERIMENTALES ($\mu\epsilon$.)						VALORS SIMULACIONES ($\mu\epsilon$.)						DESVIACIONES %						
	A3	A2	A1	B3	B2	B1	A3	A2	A1	B3	B2	B1	A3	A2	A1	B3	B2	B1	
1	4,4	-5,5	-14,6	-4,2	5,5	14,1	4,5	-5,3	-15,0	-4,2	5,6	13,9	2,3	3,6	-2,7	0,0	1,8	-1,4	
3	13,3	-	-44,5	-12,8	16,0	42,7	13,5	-	-45,1	-	12,6	16,8	41,8	1,5	-5,3	-1,3	1,6	5,0	-2,1
5	22,2	-	-74,2	-21,3	27,5	71,2	22,5	-	-75,2	-	21,0	28,0	69,6	1,4	-3,5	-1,3	1,4	1,8	-2,2

Tabla 23. Análisis con elementos sólidos

Donde podemos observar un comportamiento muy similar al obtenido para el caso de elementos de tipo superficial.

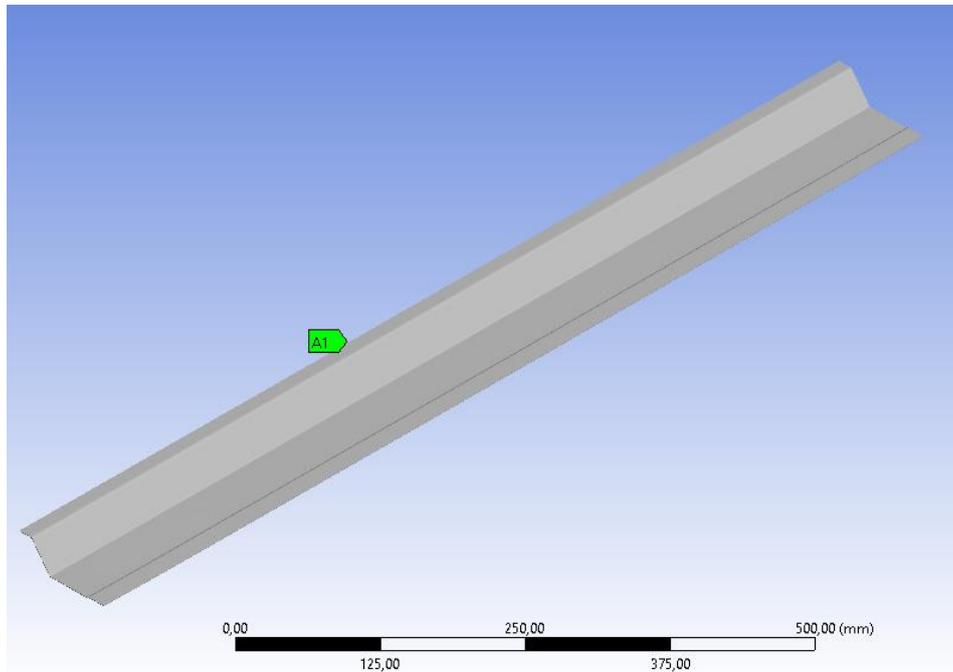


Fig.120.Imagen punto de control en A dirección 1

Como comprobación adicional, también se realizó un análisis del estado tensional del perfil real y del perfil simulado. Para ello se hizo el cálculo de las tensiones a partir de las deformaciones unitarias obtenidas experimentalmente y

se compararon con los valores simulados. El formulismo que se utilizó para dichos cálculos se estableció de la siguiente forma:

Sabiendo que S_1, S_2, S_3 son las tensiones normales en las direcciones 1-2-3, que T_{31} es la tensión tangencial en la dirección 31, que E_1, E_2, E_3 son las correspondientes deformaciones unitarias y que E, n son las constantes elásticas del material (módulo de Young y coeficiente de Poisson), podemos escribir las siguientes relaciones entre tensiones y deformaciones (ecuaciones de Lamé):

$$1) S_3 = E (E_3 + nE_1)/(1-n^2)$$

$$2) S_1 = E (E_1 + nE_3)/(1-n^2)$$

$$3) T_{31} = E g_{31}/2(1+n)$$

Adicionalmente, si consideramos que g_{31} es la deformación angular correspondiente a los ejes 31, podremos escribir la expresión que relaciona las deformaciones unitarias con las deformaciones angulares y con el ángulo q de los ejes:

$$4) E_2 = (E_3+E_1)/2 + (E_3-E_1) \cos(2q)/2 + g_{31} \sin(2q)/2$$

Despejando g_{31} de 4), se obtiene:

$$5) g_{31} = (2E_2 - (E_3+E_1) - (E_3-E_1)\cos(2q))/\sin(2q)$$

Y substituyendo 5) en 3) llegamos a:

$$6) T_{31} = E (2E_2 - (E_3+E_1) - (E_3-E_1)\cos(2q))/2(1+n)\sin(2q)$$

De tal forma que las expresiones 1) 2) 6) nos permiten conocer el estado tensional (S1,S3,T31) de un punto en función de las deformaciones unitarias E1,E2,E3 y de las constantes elásticas E y ν . Al aplicar dichas fórmulas a los puntos A y B obtenemos los siguientes resultados en MPa:

P (Kg.)	SA3 (MPa.)	SA1 (MPa.)	SB3 (MPa.)	SB1 (MPa.)	TA31 (MPa.)	TB31 (MPa.)
1	0,0	-2,8	0,0	2,9	0,0	-0,42
3	0,0	-8,7	0,0	8,9	0,0	-0,50
5	0,0	-14,5	0,0	14,9	0,0	-0,55

Tabla 24. Tensiones experimentales

Donde SA3 es la tensión normal del punto A en la dirección 3, TA31 es la tensión tangencial del punto A en las direcciones 3,1 y P son los valores de las cargas expresadas en Kg. Los valores en MPa. que se obtuvieron en las simulaciones fueron:

P (Kg.)	SA3 (MPa.)	SA1 (MPa.)	SB3 (MPa.)	SB1 (MPa.)	TA31 (MPa.)	TB31 (MPa.)
1	0,0	-3,0	0,0	2,8	0,0	-0,45
3	0,0	-9,0	0,0	8,4	0,0	-0,51
5	0,0	-15,0	0,0	13,9	0,0	-0,57

Tabla 25. Tensiones simulaciones

De tal forma que las correspondientes desviaciones porcentuales sobre los valores experimentales son las siguientes:

P (Kg.)	SA3 (%)	SA1 (%)	SB3 (%)	SB1 (%)	TA31 (%)	TB31 (%)
1	-	-7,1	-	-3,4	-	-7.1
3	-	-3,4	-	-5,6	-	-2.0
5	-	-3,4	-	-6,7	-	-3.6

Tabla 26. Desviaciones tensiones

Donde podemos apreciar que las simulaciones también son capaces de predecir con precisión el estado tensional de los puntos del perfil estudiado.

6. BIBLIOGRAFÍA

Abu-Hamd M., M.E. Maheeb, Ghaffar A, M. El-Samman B. “Buckling strength of axially loaded cold formed built-up I-sections with and without stiffened web” Ain Shams Engineering Journal, 9, 2018,3151 – 3167.

Attard, Mario M, Zhu Jianbei, Kellemann,David “In-plane buckling of circular arches and rings with shear deformations”. Arch Appl Mech 83(2013) :1145–1169.

Arguelles Alvarez, Ramón “Pandeo de Anillos y Arcos” Cálculo de estructuras - tomo 2, 1981.

Ben Young B., “Design of channel columns with inclined edgestiffeners”, Department of Civil Engineering, Hong Kong University of Science and Technology, Clear Water Bay, Kowloon, Hong Kong, 2003.

Beulah Gnana Ananthi G., Palani G.S., R.Iyer N. “Numerical and Theoretical Studies on Cold-Formed Steel Unlipped Channels Subjected to Axial Compression” Latin American Journal of Solids and Structures, 12(1), 2015 , 1-17.

Bradford M.A, Pi Y.L, Yang G., Fan X-Ch “Effects of approximations on non-linear in-plane elastic buckling and post-buckling analyses of shallow parabolic arches” Engineering Structures 101, 2015, 58–67.

Bradford M. A , Uy B , Pi Y. L “In-plane elastic stability of arches under a central concentrated load”. Journal of Engineering Mechanics 128(7),2002, 710.

Casariego P., “Estudio de arcos estructurales obtenidos por embutición a partir de paneles nervados conformados en frío”. Tesis Doctoral , E.T.S.E.I.B, U.P.C., 2014.

Cybulski R., Koziel K., “Introduction to stiffness investigation of ABM K-Span arch structures.” IV International Interdisciplinary Technical Conference of Young Scientists 18-20 May 2011, Poznań, Poland.

Dou Ch., Jiang Z-Q, Pi Y-L, Gao W. “Elastic buckling of steel arches with discrete lateral braces” , Engineering Structures 156, 2018, 12-20

Georgievaa I, Schueremansa L., Vandewallea L., Pyla L.,“ Design of built-up cold-formed steel columns according to the direct strength method”, Steel Structures and Bridges-Procedia Engineering, 40, 2012, 119 – 124.

Guo Y-L, Chen H., Pi Y-L, Bradford M. A. “In-plane strength of steel arches with a sinusoidal corrugated web under a full-span uniform vertical load: Experimental and numerical investigations” Engineering Structures 110, 2016, 101-115.

Hu Ch-F., Pi Y-L., Gao W., Li L., “In-plane non-linear elastic stability of parabolic arches with different rise-to-span ratios” *Thin-Walled Structures* 129, 2018, 74-84.

Jakab G., Dunai L., “Resistance of C-profile cold-formed compression members: Test and Standard”, *Journal of Constructional Steel Research* Vol.64, Issues 7–8, 2008, 802-807.

Kesawan S., Mahendran M., Dias Y., Zhao W.-B. “Compression tests of built-up cold-formed steel hollow flange sections”, *Thin-Walled Structures* 116, 2017, 180–193.

Kim S.-E., Papazafeiropoulos G., Graciano C., Truong V-H, Thang Do Q, Kong, Z, Vu Q-V, “Optimal design of longitudinal stiffeners of unsymmetric plate girders subjected to pure bending”, *Ocean Engineering*, Vol. 221, 2021, 108374.

La Poutré D.B., Spoorenberg R.C., Snijder H.H., Hoenderkamp J.C.D. “Out-of-plane stability of roller bent steel arches — An experimental investigation” *Journal of Constructional Steel Research* 81, 2013, 20–34.

Litong S., Chen L. "Computer Nonlinear Analysis of Ultimate Bearing Capacity of Corrugated-arch Metal Roof" Conference: 2010 International Conference on Intelligent Computation Technology and Automation, 11-12 May 2010 Changsha, China.

Liua A, Lua H, Fua J, Pi Y-L, “Lateral-torsional buckling of fixed circular arches having a thin-walled section under a central concentrated load” *Thin-Walled Structures* 118, 2017, 46–55.

Llorens, E. «Análisis de chapas trapezoidales de acero conformado en frío mediante el Método de los Elementos Finitos.» ETSEIB, UPC, PFE, 2013.

Manikandan, Arun N., “Numerical Investigation on Cold-Formed Steel Lipped Channel Columns with Intermediate Web Stiffeners”. The Institution of Engineers (India), 2016.

Manikandan P., Sukumar S., Kannan K., “Distortional buckling behaviour of intermediate cold-formed steel lipped channel section with various web stiffeners under compression”, *International Journal of Advanced Structural Engineering*, Vol. 10,3,2018,189–198.

Papangelis J. P., Trahair N. S., "Buckling of monosymmetric arches under point loads"

https://www.researchgate.net/publication/223542708_Buckling_of_monosymmetric_arches_under_point_loads, consultado el 26 de marzo de 2019.

Pi Y.-L., Bradford M.A. “Nonlinear elastic analysis and buckling of pinned–fixed arches” *International Journal of Mechanical Sciences* 68, 2013, 212–223.

Pi Y.-L, Trahair N. S. “In-plane buckling and design of steel arches”, *Journal of Structural Engineering* 125,11 ,1999.

Pi Y.-L., Bradford M.A. “In plane stability of arches”, International Journal of Solids and Structures 39, 2002, 105-125.

Pi Y.-L., Bradford M.A., Tin-Loi F., “Nonlinear analysis and buckling of elastically supported circular shallow arches” International Journal of Solids and Structures, 44, 2007, 2401–2425.

Pi Y.-L., Bradford M.A., Tin-Loi F., “In-plane strength of steel arches”, Advanced Steel Construction 4, Vol. 4,2008, 306-322.

Piekarczyk A., Malowany K., Więch P., Kujawińska M., Sulik P. “Stability and bearing capacity of arch-shaped corrugated shell elements: experimental and numerical study”. Bulletin of the Polish Academy of Technical Science Vol. 63, No. 1, 2015.

Sakimoto T., Komatsu S., “Ultimate strength formula for Steel Arches” Journal of Structural Engineering, Vol.109,3,1983.

Schafer, B.W, Z. Li, y C.D. Moen. “Computational modeling for cold-formed steel”, Thin- Walled Structures (Elsevier Ltd.) 48 (2010), 752-763.

Spoorenberg R.C., Snijder H.H., Hoenderkamp J.C.D. “A theoretical method for calculating the collapse load of steel circular arches” Engineering Structures 38, 2012, 89–103.

Spoorenberg R.C., Snijder H.H., Hoenderkamp J.C.D., Beg D. “Design rules for out-of-plane stability of roller bent steel arches with FEM”, *Journal of Constructional Steel Research* 79,2012,9–21.

Stone T.A., LaBoube R.A. “Behavior of cold-formed steel built-up I-sections” *Thin-Walled Structures*, 43, 2005, 1805–1817.

Walentyński R., Sánchez R., Cybulski R, “Linear buckling analysis with different ABM K-span arch panels” *Architecture Civil Engineering Environment* 2, 2012.

Walentyński R., Cybulski R., Koziel K. “Achille’s heel of the ABM 120 doubly corrugated profiles. ” *Proceedings of the 9th International Conference on New Trends in Statics and Dynamics of Buildings* October 20-21, 2011 Bratislava.

Walentyński R., Cybulski R., Koziel K., “Numerical models of ABM K-Span Steel arch panels” *Architecture civil engineering environment* 4, 2011.

Walentyński R., Cybulski R., Koziel K. “Local buckling and post-buckling investigation of cold-formed self-supported elements” *Conference Paper* -August2013 DOI: 10.1201/b16513-6.

Walentyński R., Cybulski R, Sánchez R., “Numerical stability analyses and preliminary experimental investigation of doubly corrugated steel arch panels.” *Journal of the International Association for Shell and Spatial Structures*, s/n, 2013.

Walentyński R., Cybulski R, Mazurkiewicz J., “Doubly corrugated cold-formed arch roof panels. Advanced identification of geometrical and material properties.” *Architecture Civil Engineering Environment*,1,2013.

Wei J., Wu Q., Chen B., Wang T.-L. "Equivalent Beam-Column Method to Estimate In-Plane Critical Loads of Parabolic Fixed Steel Arches" ASCE 1084-0702,2009,14:5-346.

Yang Y.-B., Kuo S.-R. "Effect of curvature on stability of curved beams", Journal of Structural Engineering, 113(6) ,1986, 1185.

Yau J.D., Yang Y.B., "Geometrically nonlinear analysis of planar circular arches based on rigid element concept. A structural approach" Engineering Structures,4, Vol 30, 2008, 955-964.

Young B. ,Yan J, "Finite Element Analysis and Design of Fixed-Ended Plain Channel Columns", Journal of Finite Elements in Analysis and Design, Vol. 38, 2002, 549-566.

Yuan X., Pi Y.-L., Bradford M. A., Chen H., "In-Plane Failure and Strength of Pin-Ended Circular Steel Arches Considering Coupled Local and Global Buckling" , American Society of Civil Engineers 2016 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001644.

Zhang Y., Wang Ch., Zhang Z., "Tests and finite element analysis of pin-ended channel columns with inclined simple edge stiffeners" Journal of Constructional Steel Research, Vol.63, 3, 2007, 383-395.

Zahurul Islam S. M., Abang-Abdullah A. A., Jafar M. S., “An investigation on structural performance of profiled steel sheet to develop self-supporting roofing system “ *Advanced Steel Construction*, 2, (2006), 87-108.

ANEXO

En este anexo se presentan 3 cuestiones que se han considerado de interés como complemento a las ya tratadas en el documento principal.

	<u>Pag.</u>
1. Ampliación documentación sobre arcos de chapa	1
2. Conclusiones del estudio de laboratorio	28
3. Análisis de la tabla comparativa simulaciones – extensometría	29

1. Ampliación documentación sobre arcos de chapa

En (Cybulski, Koziel 2011) se analizaron varias simulaciones de arcos fabricados a partir de perfiles de acero conformado en canal abierto con luces de 2.73 m, flechas de 0.19 m y radios de curvatura de 5 m. En uno de los extremos se permitió el movimiento de traslación en dirección horizontal. El área del perfil transversal era de 600 mm². Se hicieron análisis lineales y no lineales con un material de módulo de elasticidad 210 GPa y coeficiente de Poisson de 0.3. Se incorporaron placas rígidas en los puntos de aplicación de la carga para evitar zonas de concentración de tensiones. Para el análisis del perfil curvo se eligieron tres puntos de una misma sección con objeto de controlar los desplazamientos. Las simulaciones se hicieron con el programa Abaqus, aplicando una carga vertical de 8.5 kN en el centro del arco. También se aplicó una carga central de 3 kN y se eligió otro punto para controlar los desplazamientos en el extremo del modelo. Los resultados fueron los siguientes:

Node's no.	Linear analysis		Nonlinear analysis	
	Uy [mm]	Uz [mm]	Uy [mm]	Uz [mm]
1	2,08	-2,68	2,67	-2,84
2	0,10	-2,65	0,13	-2,75
3	0	-2,19	0	-2,14

Node's no.	Linear analysis	Nonlinear analysis
	Ux [mm]	Ux [mm]
4	-5,21	-5,00

Tabla a. Perfil curvado: resultados con carga central.

Adicionalmente se introdujo un par de fuerzas de 3 kN en la sección central obteniéndose los siguientes valores:

Node's no.	Linear analysis		Nonlinear analysis	
	Uy [mm]	Uz [mm]	Uy [mm]	Uz [mm]
5	-5,90	-3,62	-5,86	-3,77
6	-3,30	-3,49	-3,26	-3,60

Tabla b. Perfil curvado. Resultados a torsión.

En ambos casos las diferencias entre el análisis lineal y no lineal fue despreciable. Se hizo un análisis de pandeo para comprobar que el modo global aparece antes que el modo local. Se repitieron las mismas simulaciones que con el perfil rectilíneo, obteniéndose los resultados que se presentan a continuación:

Node's no.	Linear analysis		Nonlinear analysis	
	Uy [mm]	Uz [mm]	Uy [mm]	Uz [mm]
1	1,58	-1,57	1,84	-1,64
2	0,19	-1,52	0,20	-1,57
3	0	-0,57	0	-0,52

Node's no.	Linear analysis	Nonlinear analysis
	Ux [mm]	Ux [mm]
4	-2,78	-2,53

Node's no.	Linear analysis		Nonlinear analysis	
	Uy [mm]	Uz [mm]	Uy [mm]	Uz [mm]
5	-2,97	-2,06	-2,96	-2,11
6	-1,50	-1,99	-1,48	-2,02

Tabla c. Perfil sin curvar. Carga central y torsión.

Al comparar los resultados observamos que:

- El análisis lineal no influye demasiado y afecta más al modelo curvado.
- Los desplazamientos longitudinales y verticales son mayores en el modelo curvo.
- Los desplazamientos horizontales son menores.
- El modelo curvado es hasta 2,6 veces más resistente al pandeo local.

Con lo que los autores llegan a concluir que:

- a) Un descenso de la rigidez (concordante con la hipótesis de una disminución de la sección transversal).
- b) Un aumento de la carga crítica de pandeo facilitando que se pueda alcanzar antes la plastificación.

El artículo (Piekarczyk, Malowany, Więch, Kujawińska, Sulik 2015) hace referencia a los problemas inherentes al planteamiento de modelos numéricos de perfiles en canal abierto de acero conformado en frío para arcos estructurales. Se dan reglas para preparar y analizar un conjunto de modelos con diferentes niveles de complejidad. Dichos modelos se evaluaron comparando las simulaciones con los resultados de pruebas experimentales llevadas a cabo mediante el empleo del método de correlación digital de imagen. El estudio permitió determinar posibles simplificaciones de los modelos numéricos que no afectaran de forma significativa a la precisión de los resultados. Este trabajo pretendía ser un primer paso para desarrollar una metodología más completa en el análisis de diferentes tipologías de arcos autoportantes. Los autores insisten en que se hace inviable aplicar los métodos habituales a partir de cargas actuantes y por lo tanto, no existe a día de hoy ningún método de diseño que se pueda considerar absolutamente definitivo. Los test se llevaron a cabo con una muestra de 1 metro de longitud y 18 m de curvatura. Se utilizó una muestra tan pequeña con objeto de excluir la posible influencia de un modo global de inestabilidad. El material empleado fue un acero de grado S355 de espesor nominal 1.4 mm. Para provocar el efecto local de pérdida de estabilidad se aplicó la fuerza puntual de compresión con una excentricidad de 105 mm que se corresponde a la posición de la fuerza de compresión sobre el perfil curvo. Los valores de resistencia a la tracción y límite elástico se obtuvieron a partir de ensayos de tracción. Se aplicó un análisis no lineal de tipo Newton – Rapson teniendo en cuenta la influencia de grandes desplazamientos.

Los tres modelos analizados son los que se representan en las siguientes imágenes:

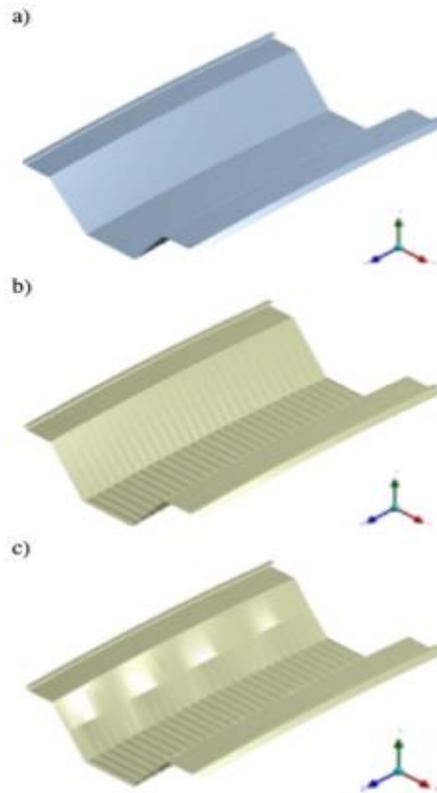


Fig a. Modelos para las simulaciones.

La validación se realizó a dos niveles: comparando los desplazamientos en x,y,z en puntos concretos y comparando los modos de deformación. Los tres puntos seleccionados fueron: en la parte superior de la sección, en la parte media del alma, en la parte media del flanco. Los valores de desplazamientos para el momento de carga última fueron:

	Ultimate load	Displacement at ultimate load		
	F_m [kN]	u_x [mm] at p.1	u_y [mm] at p.2	u_z [mm] at p.3
DIC experimental	38.5	-5.08	7.23	2.24
1st FEM model 1	54.7	-1.91	5.48	1.96
2nd FEM model 2	39.8	-4.20	7.23	3.75
3rd FEM model 3	38.1	-4.21	7.61	2.20

Tabla d. Desplazamientos y carga resistente.

Y por lo tanto los correspondientes errores relativos:

	Ultimate load	Displacement at ultimate load		
	ΔF_m	Δu_x at p.1	Δu_y at p.2	Δu_z at p.3
1st FEM model 1	-42.0%	-277%	-87.6%	-62.5%
2nd FEM model 2	-3.3%	-24.8%	-10.0%	38.4%
3rd FEM model 3	1.1%	-19.2%	6.0%	1%

Tabla e. Comparativa de los resultados.

Además de los desplazamientos también se estudiaron las deformaciones para el tercer modelo. Analizando estos resultados, las conclusiones a las que llegan los autores son:

- La utilización del método de correlación digital de imagen disminuye el riesgo que supone el colocar los sensores de forma inadecuada.
- El modelo ya validado sirve para hacer estimaciones sobre:
 - La carga axial última y el momento flector último.
 - La rigidez del sistema.
 - Implementar un modelo utilizando elementos tipo viga.
 - Realizar cálculos de la estructura.
- No conviene simplificar los modelos excluyendo las deformaciones transversales.

El análisis llevado a cabo por los autores se puede considerar como el primer paso para el desarrollo de una metodología completa que permita predecir el comportamiento de diferentes tipos de arcos autoportantes fabricados por curvado a partir de perfiles conformados en frío.

En (Walentyński,Sánchez,Cybulski-2012) los autores desarrollan los siguientes temas:

- 1) Una breve descripción del método de fabricación de arcos de acero conformado a partir de perfiles de canal abierto y de sus aplicaciones arquitectónicas.

- 2) Pérdida de rigidez axial en el proceso de curvado de los perfiles. Este efecto se compensa con una disminución de la vulnerabilidad al pandeo.
- 3) Análisis con el software Robot para comprobar cómo afectan las deformaciones del curvado en el valor crítico de resistencia.

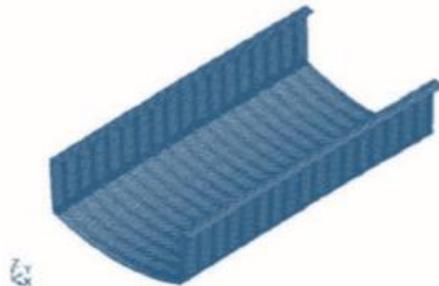
Los perfiles abiertos modelizados tenían un grosor de 1 mm y eran de un material con límite elástico 320 MPa, módulo de elasticidad de 210 GPa, módulo de Poisson de 0,3 y módulo de elasticidad transversal de 81 GPa.

Se elaboraron varios modelos:

- a) Liso recto.
- b) Liso curvado.
- c) Con deformaciones por curvado laterales y curvatura.
- d) Con deformaciones por curvado en el alma y en los flancos y con curvatura.
- e) Otras combinaciones.



Modelo a



Modelo c



Modelo b



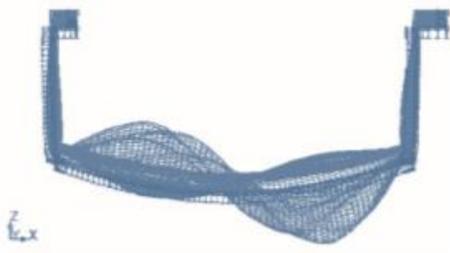
Modelo d



Deformaciones modelo A



Deformaciones modelo B



Deformaciones modelo C



Deformaciones modelo D

Figura b. Modelos y modos de deformación

La carga se aplicó con valor unitario y en la dirección de la curvatura de cada caso. Se obtuvieron los siguientes resultados:

- a) La curvatura del arco aumenta su resistencia.
- b) Las deformaciones por curvado transversales (simuladas como sinusoidales) provocan un aumento de la resistencia del perfil.
- c) Las estampaciones longitudinales no aumentan la resistencia.
- d) La máxima resistencia la provocan las deformaciones laterales.
- e) La curvatura que se provoca en el alma, también aumenta la resistencia.
- f) Los labios dan algo de resistencia al elemento.

Las conclusiones que se obtuvieron son las siguientes:

- a) La combinación de curvatura, deformaciones laterales y deformaciones longitudinales provoca una importante mejora del comportamiento estructural a compresión.
- b) Las deformaciones longitudinales combinadas con las transversales reducen la carga crítica de compresión en un 11 por ciento.
- c) Se recomienda incorporar los labios en el diseño con el fin de evitar que baje el valor crítico de la fuerza de compresión.

El artículo (Walentyński, Cybulski, Kozieł 2011) empieza con una descriptiva de la tecnología para curvar perfiles en canal abierto de acero conformado en frío. Se insiste en que el problema de estas estructuras es la ausencia de un modelo adecuado debido a su gran complejidad. Para entender mejor el comportamiento mecánico de los arcos se hicieron 4 pruebas experimentales bajo diferentes condiciones de carga. El objetivo consistió en detectar los modos de fallo comunes. En la descripción de la tecnología de curvado de los perfiles se comenta que:

- Se trata de un método de fabricación y colocación in situ.
- La máquina se incorpora en un tráiler.
- Necesita pocos operarios bien entrenados.
- El proceso de conformado de los arcos consta de dos fases:

- 1) Pre-conformado de un perfil recto.
- 2) Curvado del perfil recto obtenido en el paso 1).

Los autores señalan que la aplicación de criterios de diseño incorrectos ha provocado en algunos casos el fallo y colapso de la estructura. Es por ello que se consideró interesante llevar a cabo una serie de ensayos para conocer cuál es el talón de Aquiles de esta tipología constructiva. Se utilizaron perfiles de acero S280GD con una longitud de 600 mm sobre los que se hicieron los siguientes ensayos:

- Compresión axial
- Compresión excéntrica
- Flexión positiva
- Flexión negativa

Ensayos de compresión:

Se realizaron bajo las siguientes condiciones:

- Con prensa hidráulica.
- Fijando placas planas en los extremos de los perfiles.
- Se incorporaron juntas esféricas (de bola y copa) entre las placas y la prensa.
- Se añadieron unas barras transversales para asegurar la estabilidad.
- Se aplicaron incrementos de carga de 5 kN.
- Se utilizaron sensores de desplazamiento para medir los acortamientos.

Ensayos de compresión axial:

- Se aplicó en el centroide de la sección transversal.
- La carga última promedio fue de 37.6 kN.
- El fallo se produjo por deformación plástica.

Ensayos de compresión excéntrica:

- Se utilizó la misma metodología que en la compresión axial.
- La carga última promedio fue de 27.4 kN.

Flexión positiva:

- La carga última promedio fue de 240 kN con un momento flector de 2.9 KNm.
- Se midió el desplazamiento de la carga.
- Los autores recomiendan repetir este ensayo con más muestras con el fin de obtener conclusiones más convincentes.
- Se utilizó una bomba hidráulica.
- El incremento de carga fue de 5kN.
- Cada muestra era la unión de 6 perfiles simples.

Flexión negativa:

- Se consideraron ensayos con momentos negativos.
- La carga última fue de 21.7 kN correspondiente a un momento flector de 2.61 kNm. La curva carga deformación que se obtuvo es la siguiente:

Modos de fallo y conclusiones sobre los ensayos de flexión:

- La flexión positiva falló por pérdida de estabilidad en el rango elástico.
- La flexión negativa y las compresiones fallaron por la deformación de las deformaciones iniciales en el rango plástico.

En el artículo (Walentyński, Cybulski, Koziel, 2011) se comenta que existen dos problemas en la tecnología que se utiliza para fabricar arcos curvados a partir de perfiles en canal abierto de acero conformado en frío. En primer problema consiste en que no existe un modelo teórico del elemento estructural y el

segundo en que se suelen emplear como referencia de diseño los códigos americanos que no son siempre compatibles con los estándares europeos. Los autores explican que para conseguir curvar el arco se tiene que flexionar previamente la superficie del perfil lo cual provoca una cierta pérdida de rigidez. Sin embargo también se provoca que las paredes de las secciones transversales se hagan menos vulnerables al pandeo local. En el artículo se profundiza en estas dos cuestiones interpretando los resultados que se obtienen tras realizar análisis lineales y no lineales bajo diversas hipótesis de carga.

El documento empieza con una descripción de la tecnología utilizada para la fabricación de los arcos y pasa luego a explicar cómo se hizo la investigación de la rigidez del elemento. Se confeccionaron dos modelos numéricos con ayuda del programa Abaqus, uno de ellos curvo y el otro totalmente recto. Se escogió una luz para los arcos fue de 2.73 m y una flecha de 0.19 m. Dichas dimensiones se escogieron para que fueran compatibles con su experimentación en laboratorio. La sección del elemento era de 600 mm^2 y con la siguiente geometría:

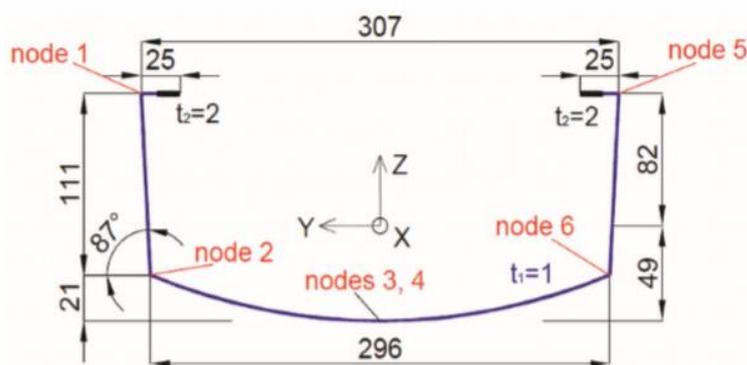


Figura c. Sección de los perfiles.

Se limitaron 4 y 3 grados de libertad en los extremos de los arcos. Los estudios de tipo lineal y no lineal emplearon un material isotrópico con los valores habituales de módulo de elasticidad y coeficiente de Poisson para un acero. Se incorporaron unas placas rígidas en el diseño con el fin de aplicar las fuerzas correctamente. Las condiciones de carga y de contorno son las que se explican

en otros artículos similares. También se hizo un estudio de pandeo para el sistema de restricciones de doble articulación y carga vertical aplicada en la parte central del elemento. Los autores destacan que para hacer el análisis plástico hubo que introducir los datos del material con valores denominados “verdaderos”. Tomaron un material con $f_y = 320$ MPa , $E = 210$ GPa, $f_u = 400$ MPa y deformación nominal para f_u de 0.22. Los valores introducidos fueron:

Stress/strain conversion

Nominal stress σ_{nom} [MPa]	Nominal strain ϵ_{nom}	True stress σ [MPa]	True strain ϵ	Plastic strain ϵ^{pl}
320	0.00152	320.5	0.00152	0
400	0.22	488	0.1989	0.197

Tabla f. Valores del material.

Se observó que los valores máximos de la tensión normal se alcanzaron en las zonas de doblado, llegando incluso a rebasar el valor del límite elástico. A continuación se pasó al análisis de los perfiles rectos para poder hacer una comparativa con los perfiles curvos. Primero se hizo un estudio con carga vertical centrada para los dos sistemas de restricción de forma análoga a como se hizo con los perfiles curvos. El estudio dejó patente el hecho de que no existen grandes diferencias entre el análisis lineal y no lineal. Y se completó con un estudio a torsión. Los autores llegaron a las siguientes conclusiones:

- El análisis no lineal no influye demasiado en los resultados que se obtienen.
- El análisis no lineal afecta más al modelo curvo.
- La diferencia entre lineal y no lineal puede ser despreciado debido al tamaño de las magnitudes empleadas.
- Bajo la acción de una fuerza, los desplazamientos longitudinales y verticales son mayores para el modelo curvo que para el modelo recto.

- Los modelos curvos son más resistentes a los desplazamientos horizontales.
- Los modelos curvos son más resistentes al pandeo local.
- El doblado de las superficies provoca que:
 - la rigidez axial a flexión y a torsión disminuya.
 - el perfil sea menos vulnerable al pandeo local y antes de que ocurra se alcanza límite elástico del material.

(Walentyński , Cybulski, Kozieł 2013) se trata de un documento que se centra en describir la estabilidad de arcos de perfiles abiertos conformados en frío para construcción de cubiertas y de arcos auto-portantes. Se realiza una comparativa entre los resultados obtenidos de un estudio analítico y sendos análisis numéricos de estabilidad lineal y no lineal para tres radios diferentes. Los autores empiezan el artículo con una descripción del método de trabajo para la fabricación in situ de los arcos a partir de perfiles de canal abierto conformados en frío. Dicha descriptiva se completa con comentarios sobre su incorporación en diversas tipologías constructivas.



Figura d. Método de colocación de los arcos.

Las propiedades de los materiales empleados en las simulaciones se obtuvieron confeccionando probetas de ensayo a partir de cortes realizados

sobre perfiles reales. De esta forma se pudieron considerar en el estudio diversas cuestiones del material como el endurecimiento por deformación y demás propiedades esenciales. En concreto se consideraron los siguientes valores:

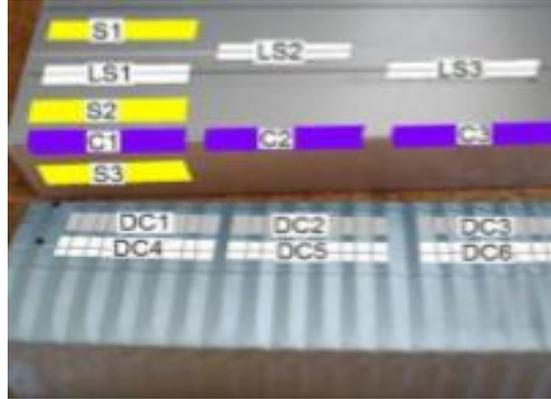


Fig. e. Probetas de ensayo a partir de cortes en el perfil.

- Tensión y deformación de límite elástico en el extremo del perfil
- Tensión y deformación de límite elástico en el resto del perfil
- Módulo de Young en el extremo del perfil
- Módulo de Young en el resto del perfil

La geometría de los perfiles se incorporó mediante un sistema de escaneado 3d. Tras introducir los datos y las restricciones y tras obtener el correspondiente mallado, se procedió a realizar un análisis del perfil recto mediante un método combinado consistente en realizar un análisis de pandeo lineal junto con un análisis a posteriori mediante el método de Riks. Para ello se deben exportar los resultados obtenidos en el análisis lineal en forma de imperfecciones. A continuación se realizó un segundo estudio del perfil, esta vez mediante un sistema combinado que también utiliza los resultados de un análisis lineal de pandeo y los introduce como imperfecciones en un segundo análisis mediante el método de estabilización. El modo de fallo resultante se puede observar en la siguiente figura:

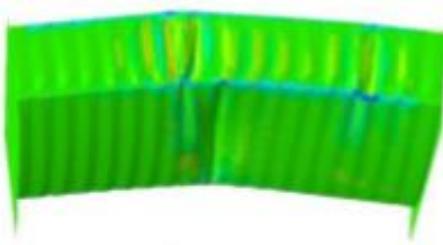


Fig.f. Modo de deformación del perfil colapsado.

Para la determinación de la carga última se tomó el punto que corresponde a una deformación permanente del 0.01 por ciento. Cabe mencionar que los autores recalcan que este valor no tiene por qué coincidir con el punto en el que aparece la primera plastificación. En la siguiente tabla se consignan los valores críticos así como el cálculo del área efectiva.

cases	P_u [kN]	CORR axial displ. d' [mm]	CORR A_{eff} [mm ²]	P_m [kN]
r5m	38.5	0.92	111.2	46.6
r7.5m	43	0.93	122.8	50.2
r10m	48	0.96	133.5	55.2

Tabla g. Valores críticos del comportamiento estructural de los arcos (Riks).

Para comprobar que la hipótesis del 0.01 por ciento se adecúa a la situación planteada se comprobó que una gran parte de las tensiones están en compresión con valores muy cercanos al límite elástico. Adicionalmente se comprobó que los valores empleados de la longitud de arco no influían en el resultado final. Empleando el método de estabilización, se obtuvieron los siguientes resultados:

cases	P_u [kN]	CORR axial displ. d' [mm]	CORR A_{eff} [mm ²]	P_m [kN]
r5m	38.5	0.92	111.2	47.3
r7.5m	43	0.93	122.8	50.4
r10m	48	0.96	133.5	55.8

Tabla h. Valores críticos del comportamiento estructural de los arcos (Estabilización).

De la comparativa con la investigación experimental se obtuvo que:

- Para los perfiles rectos, el método de estabilización es bastante más preciso.
- Para los perfiles curvados, debido a que los sensores de desplazamiento son independientes de la prensa hidráulica, las curvas no arrojaron resultados precisos después del punto de fallo. Por otro lado, superponiendo todas las curvas se llega a la conclusión de que después del punto de cambio de curvatura los resultados del método de Riks difieren bastante de los obtenidos por el método de estabilización. Con los datos disponibles no se puede llegar a la conclusión de cuál es el método más recomendable en este caso. Los autores comentan que sería deseable poder llegar a realizar dichos experimentos con una tecnología más moderna.
- A pesar de todo ello, los valores experimentales obtenidos para la carga máxima se ajustan de forma muy precisa con desviaciones que no superan en ningún caso el 10 por ciento.

En el artículo (Walentyński, Cybulski, Sánchez 2013) se realiza un estudio de la estabilidad de perfiles en canal abierto para arcos con el objetivo de mostrar cómo afecta la geometría en su comportamiento mecánico. Los autores vuelven a subrayar la dificultad que supone el hecho de llevar a cabo el trabajo de investigación sin utilizar un modelo teórico preestablecido. Se realizaron análisis lineales y no lineales mediante el programa de elementos finitos ABAQUS. Los resultados se compararon con una serie de ensayos de compresión llevados a cabo sobre muestras de acero.

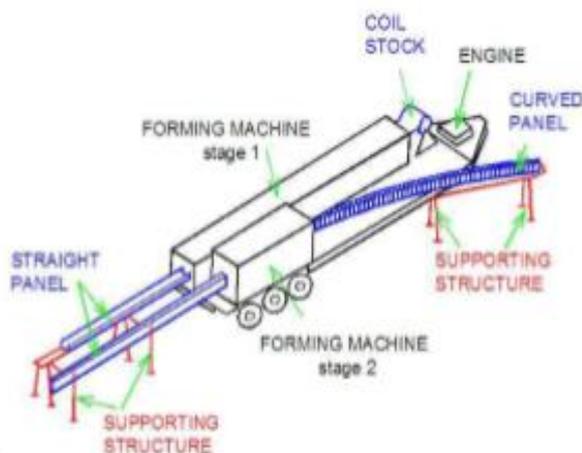


Fig.g. Fabricación in situ de los arcos.

Tras una breve introducción en la que se explica el proceso de conformado y el montaje de los arcos estructurales fabricados con perfiles abiertos, se procede a una explicación de las curvas de respuesta carga-desplazamiento identificando aquellos puntos críticos que se deben tener en cuenta para hacer un análisis adecuado de la estabilidad del sistema. A continuación se comentan las propiedades del modelo numérico a nivel de:

- Geometría
- Condiciones de contorno
- Tipo de elemento utilizado para el mallado

Estudio de la estabilidad de un perfil recto:

El primer análisis que se realizó sobre el perfil recto se trata de un análisis basado en la resolución de un problema de valores propios. El material que se empleó es un acero de grado S280, Módulo de Young 210 GPa y Módulo de Poisson de 0.3. Como resultado del análisis se obtuvo que el primer modo de pandeo corresponde a un valor propio de 25.447. El segundo análisis se trata de un análisis no lineal. Se introdujeron las mismas constantes elásticas del material que en el análisis anterior más los valores correspondientes a límite elástico $f_y = 280$ MPa, resistencia última a la tracción $f_u = 424.5$ Mpa y ductilidad

de 0.163. La carga de compresión axial fue de 25.447 N según los resultados obtenidos en el primer análisis. La carga crítica máxima que se obtuvo es de 57.2 kN y la carga correspondiente al primer modo de pandeo resultó ser de 25.5 kN.

Estudio de estabilidad de un perfil curvo:

El segundo estudio se realizó sobre un perfil curvado y se analizó mediante los dos métodos que se han comentado para el caso del perfil recto. El material fue el mismo y los resultados obtenidos fueron:

Valor propio de 101223 con una carga crítica de pandeo de 101.2 kN.

Carga crítica máxima de 50.7 kN.

Estudio experimental de un perfil recto:

Se realizaron tres ensayos de compresión sobre 3 perfiles rectos de longitud 600 mm. La longitud efectiva de las muestras fue de 500 mm.



Fig.h. Modos de fallo de las muestras rectas.

La compresión se llevó a cabo mediante una prensa hidráulica y los acortamientos fueron medidos con ayuda de transductores de desplazamiento

LVDT. Los resultados de las capacidades resultantes fueron los siguientes: 39.6 kN, 47.8 kN, 45.7 kN.

Estudio experimental de un perfil curvo:

De forma análoga, se realizaron ensayos de compresión sobre tres muestras como las que se presentan en la siguiente imagen.



Fig.i. Modos de fallo de las muestras curvadas

Las cargas últimas fueron: 37.8 kN, 38.2 kN, 43.0 kN.

Comparativa de resultados:

Observando los resultados obtenidos del análisis de los dos estudios de estabilidad se puede llegar a afirmar que los perfiles curvos son menos vulnerables al pandeo local que los perfiles rectos. Para los perfiles curvos, los elementos más débiles desde el punto de vista de la estabilidad son los labios. Siempre pandearán antes que las paredes con deformaciones por curvado. Por otro lado, los autores llegan a la conclusión de que no se pueden comparar los valores experimentales y los valores numéricos en la etapa de investigación considerada debido a que los perfiles rectos se cargan con imprecisión debido a las conexiones entre las diversas partes de las muestras experimentales. Los modos de fallo obtenidos muestran claramente que un perfil recto es muy

sensible a las pequeñas variaciones en la aplicación de la carga y cualquier imprecisión en la colocación puede provocar un importante cambio en el modo de fallo resultante. Se recomienda preparar un sistema experimental más preciso con mayor número de sensores y galgas extensométricas.

Los autores no recomiendan el análisis lineal de estabilidad de los perfiles curvados debido a la presencia de imperfecciones transversales. Tan sólo el análisis no lineal arrojó resultados razonables y comparables con los que se obtuvieron de forma experimental. Por otro lado, los resultados obtenidos de forma numérica y experimental tienen un nivel de precisión muy similar.

Conclusiones:

Del estudio de la estabilidad lineal de los perfiles rectos se llega a la conclusión de que aparece un modo de pandeo debido al punto de bifurcación. Es por ello que se puede considerar que su comportamiento entra dentro de la clasificación de perfil esbelto. Sin embargo, esto no es válido para los perfiles curvados donde son las propias deformaciones del curvado las que provocan la inestabilidad del elemento permitiendo que se pueda llegar a alcanzar la máxima carga admisible.

Los autores de (Walentyński, Cybulski, Mazurkiewicz 2013) empiezan comentando que aunque hoy en día son bien conocidas las metodologías para calcular elementos estructurales de acero conformado en frío, existen dudas razonables sobre el método a emplear cuando se trata de elementos que incorporan imperfecciones geométricas. Comentan que lo más directo es crear un modelo numérico a pesar de las dificultades que supone incorporar este tipo de geometrías al modelo. Para dar una respuesta adecuada a este problema, los autores deciden utilizar un método de escaneado óptico 3D que puede ser aprovechado en futuros análisis y que permite entender algunos aspectos relativos al proceso de prefabricado.

Adicionalmente se hace una descripción de las propiedades mecánicas de las láminas de chapa empleadas en la fabricación de los perfiles metálicos,

incorporando la problemática del endurecimiento por deformación. El artículo empieza con una breve descriptiva de los perfiles para fabricación de arcos auto-portantes y de sus aplicaciones más habituales en la construcción de edificios de diversa índole.

Se hace una explicación detallada del sistema de escaneado empleado para obtener la geometría de los 2 perfiles considerados y se pasa a continuación al tema de la prefabricación de los arcos. Para ello se establecen unas relaciones geométricas entre las dimensiones teóricas de las deformaciones transversales y los radios del proceso de curvado. Estos cálculos se hicieron tomando una aproximación triangular y otra aproximación sinusoidal aunque los autores comentan que la aproximación que más se ajusta a la realidad corresponde al método triangular. Los ensayos de tracción de los materiales se realizaron sobre piezas cortadas directamente de los perfiles. Las localizaciones de estos cortes se muestran en la siguiente figura:

En total fueron 15 muestras cuyas geometrías se muestran en esta figura:

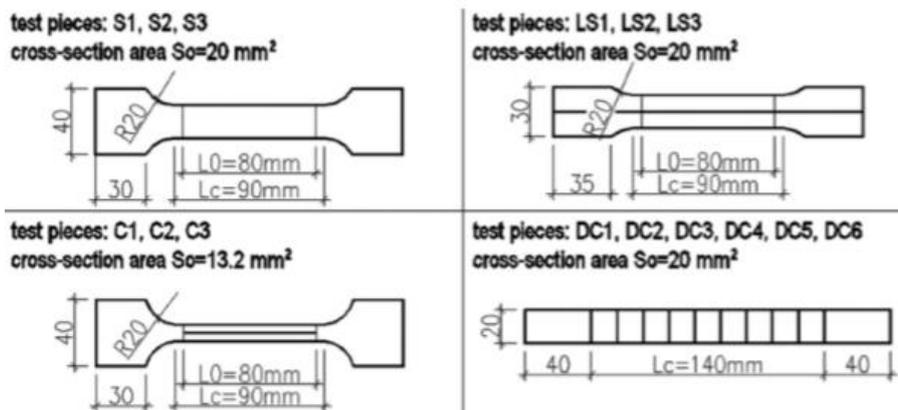


Fig.j. Geometría de las probetas de ensayo

Según las especificaciones del fabricante, los perfiles fueron fabricados con una chapa de acero de grado S320GD+ZA. Este tipo de acero es utilizado frecuentemente para aplicaciones de conformado en frío y está recubierto de una capa de zinc-aluminio por inmersión en continuo. Para este material las

características mecánicas que exige el Eurocódigo son: Límite elástico: 320 MPa, Resistencia a la tracción: 390 MPa, Elongación a la rotura: 18 por ciento.

El propósito esencial de los ensayos consistió en comprobar cómo el proceso de conformado en frío influye en las propiedades de las diversas zonas del perfil de chapa metálica y qué propiedades mecánicas deben ser utilizadas en los modelos numéricos para análisis de perfiles curvados.

Las primeras muestras ensayadas fueron las de geometría plana que sirvieron para comprobar si las propiedades mecánicas exigidas por el eurocódigo se cumplían. Las fotos de las muestras, las curvas obtenidas y las correspondientes propiedades mecánicas se presentan a continuación:

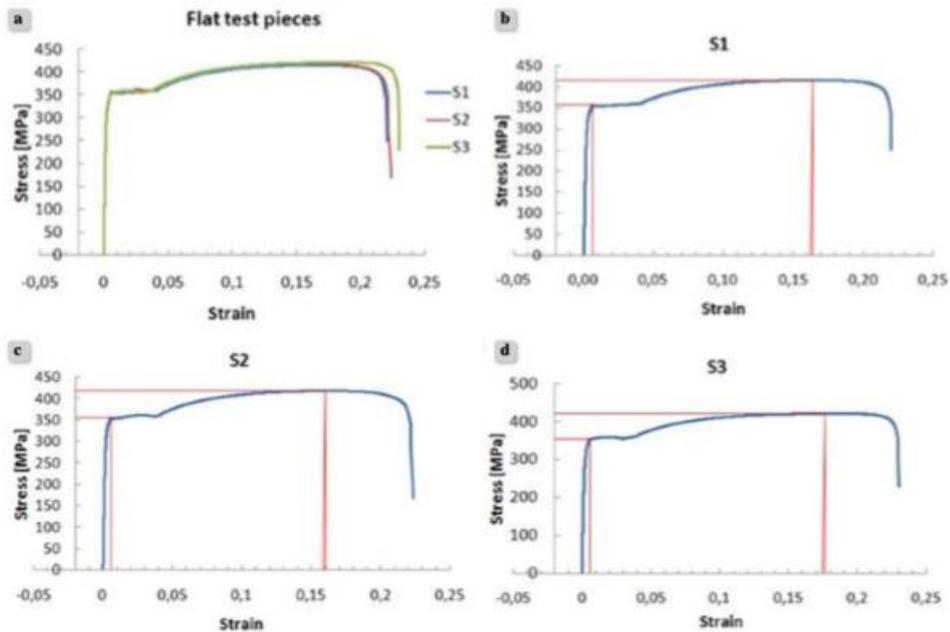


Fig.k. Probetas ensayadas y curvas obtenidas

Name	Modulus of Elasticity, E [GPa]	Upper yield strength R_{eH} [MPa]	Tensile strength R_m [MPa]	Percentage total elongation at maximum force A_{gt} [%]	Percentage elongation after fracture A_{test} [%]
S1	203.1	356.5	415.4	16.39	22.03
S2	205.4	356.4	418.6	15.88	22.34
S3	201.3	353.0	420.6	17.60	22.98
mean value	203.3	355.3	418.2	16.62	22.45

Tabla i. Caracterización mecánica a partir de los ensayos.

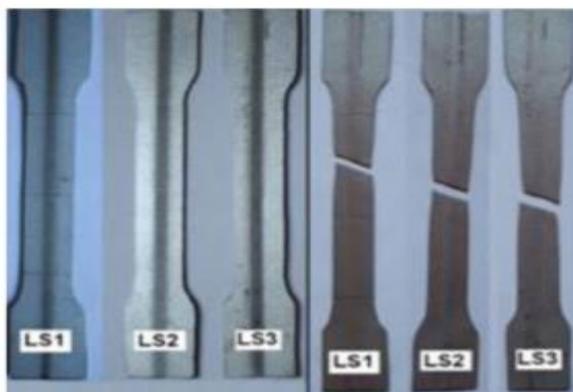
Comprobándose que se cumple con los valores estipulados por el Eurocódigo:

$$f_y=320 \text{ MPa} < R_{eH}=355.3 \text{ MPa}$$

$$f_u=390 \text{ MPa} < R_m=418.2 \text{ MPa}$$

$$A=18\% < A_{test}=22.45\%.$$

Las muestras que se ensayaron a continuación fueron las que se cortaron en la zona de los rigidizadores longitudinales. Fue difícil obtener la geometría de la muestra con el rigidizador perfectamente alineado a lo largo de su eje longitudinal por lo que se puede considerar que el ensayo pudo estar algo alterado al incorporarse un cierto nivel de excentricidad indeseada. Las fotografías de las muestras, las curvas resultantes se muestran a continuación:



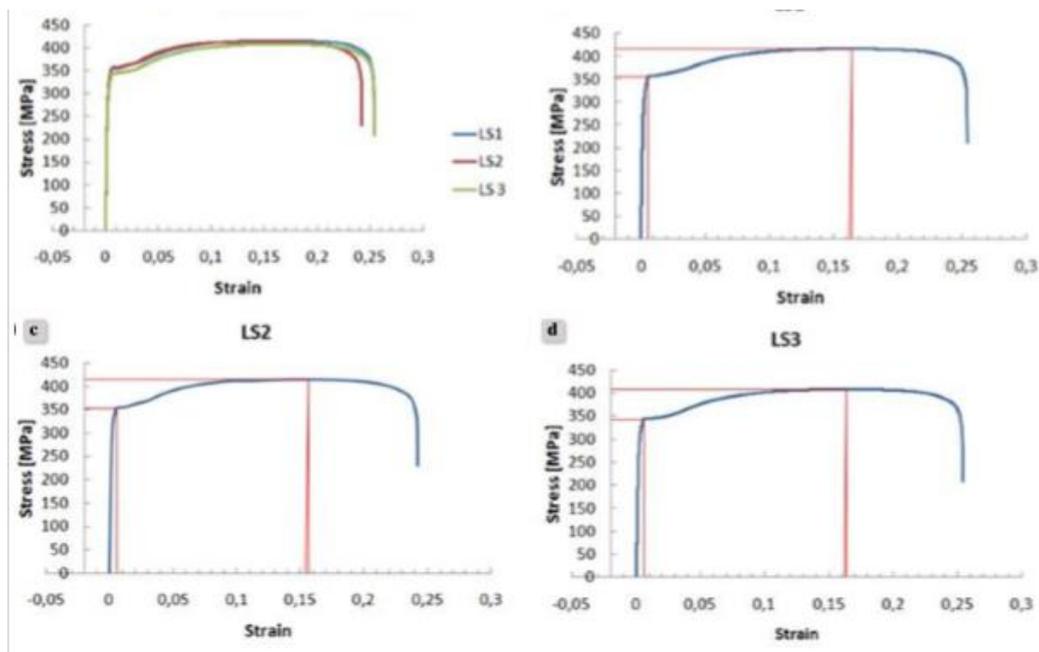


Fig.I. Probetas ensayadas y curvas obtenidas

De todo ello se concluye que los rigidizadores longitudinales no condicionan demasiado los valores de las propiedades mecánicas en comparación con las muestras planas sin rigidizadores. El endurecimiento por deformación influye en el comportamiento de la curva tensión - deformación pero su incidencia no es muy grande debido a que el área ocupada por dichos rigidizadores es muy pequeña en comparación con el área total del perfil. Esencialmente, lo que se observa es que la transición hacia la resistencia a la tracción es más gradual.

Las siguientes muestras a ensayar fueron las de los pliegues del perfil. Las imágenes de las muestras, las curvas y las propiedades mecánicas son:

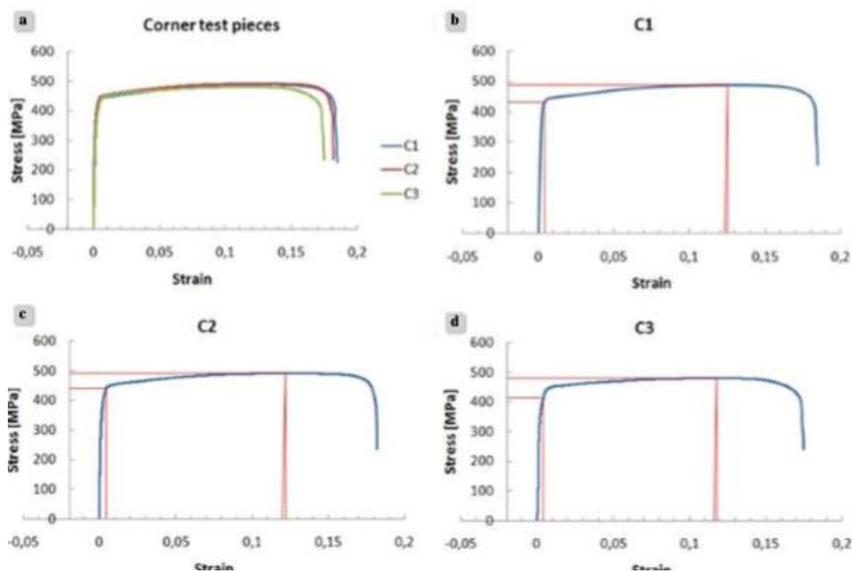


Fig.m. Probetas ensayadas y curvas obtenidas.

A la vista de esta información se llega a la conclusión de que el doblado en frío de la chapa afecta considerablemente a sus propiedades mecánicas. Se trata del conocido efecto de endurecimiento por deformación provocado en el doblado de piezas metálicas. Por último se hicieron los ensayos para ver si las muestras con deformaciones transversales se comportaban de forma muy diferente a la de las muestras de los primeros ensayos. Presentamos a

continuación las imágenes de las muestras, las curvas y las propiedades mecánicas obtenidas.

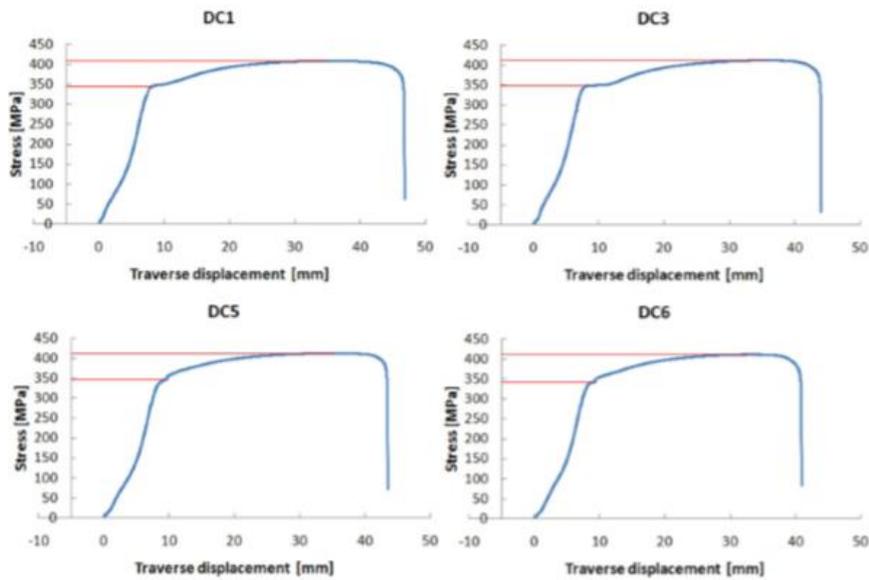
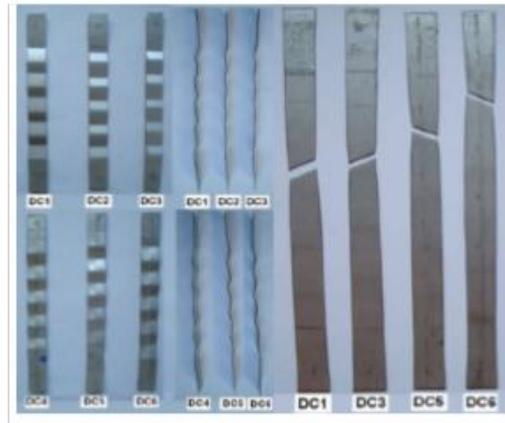


Fig.n. Probetas ensayadas y curvas obtenidas.

Name	Upper yield strength R_{eH} [MPa]	Tensile strength R_m [MPa]
DC1	344.5	408.4
DC3	347.2	411.5
DC5	346.1	412.2
DC6	343.0	411.1
mean value	345.2	410.8

Tabla j. Caracterización mecánica a partir de los ensayos.

En contra de lo que pudiera parecer intuitivo, los valores de las curvas son muy similares a los de las probetas lisas. Las imperfecciones geométricas de este tipo no influyen en los valores esenciales de las propiedades mecánicas (límite elástico, resistencia a la tracción, elongación a la rotura) siempre que las marcas de deformación estén colocadas en la dirección perpendicular a la dirección de aplicación de la carga.

Como resultado de todo el estudio se da una tabla con los valores recomendados para las características mecánicas del perfil en la zona de plegado y en el resto. Dichos valores se presentan en magnitud “verdadera” con objeto de poder ser utilizado en futuros análisis con el programa Abaqus.

	f_y [MPa]	Corresponding plastic strain	f_u [MPa]	Corresponding plastic strain
Corner regions	428.6	0	548.3	0.118
Rest of the regions	355.9	0	487.6	0.152

Tabla k. Valores recomendados.

2. Conclusiones del estudio de laboratorio

- 1- El análisis de laboratorio ha permitido validar la metodología empleada en el desarrollo de las simulaciones. Se ha podido comprobar que los modelos empleados son una herramienta válida para analizar y predecir el comportamiento mecánico de los perfiles de chapa de acero conformado en frío.
- 2- Se han comparado los valores experimentales con los correspondientes valores simulados. Para los dos sistemas de mallado empleados se han obtenido unas desviaciones porcentuales muy ajustadas.
- 3- Se ha podido garantizar de forma experimental que el empleo de geometrías partidas a través de un plano vertical es un sistema de simulación que da respuesta adecuada al comportamiento estructural del elemento.

- 4- Se ha podido validar que la última versión del software empleado es una herramienta recomendable para hacer este tipo de análisis.
- 5- Adicionalmente se ha podido comprobar que los parámetros considerados en las simulaciones reflejan fielmente el estado de tensiones y deformaciones del perfil.

3. Análisis de la tabla comparativa simulaciones – extensometría

Las desviaciones porcentuales de las deformaciones del primer mallado analizado fueron las siguientes:

DESVIACIONES (%)					
A3	A2	A1	B3	B2	B1
2.3	5.5	-3.4	2.4	0.0	-2.1
3.8	-5.3	-3.4	2.3	3.8	-2.6
3.2	-3.1	-3.2	2.3	0.7	-2.7

Tabla l. Desviaciones deformaciones con primer mallado.

Observamos que las simulaciones predijeron el estado de deformación de los puntos del perfil con una desviación máxima del 3.8 por ciento para las deformaciones unitarias en las direcciones 1,3 y un error máximo del 5.5 por ciento para las deformaciones unitarias en la dirección 2. El valor promedio para las desviaciones es del 3.4 por ciento, lo cual nos permite afirmar que los modelos utilizados replicaron el estado de deformaciones del perfil de una forma precisa. Para las desviaciones correspondientes a las deformaciones del segundo mallado se obtuvieron los siguientes valores:

DESVIACIONES (%)					
A3	A2	A1	B3	B2	B1
2.3	3.6	-2.7	0.0	1.8	-1.4
1.5	-5.3	-1.3	1.6	5.0	-2.1
1.4	-3.5	-1.3	1.4	1.8	-2.2

Tabla m. Desviaciones deformaciones con segundo mallado.

En este caso, se constata que la desviación máxima porcentual para el estado de deformación de los puntos del perfil fue del 2.7 por ciento en el caso de las deformaciones unitarias en las direcciones 1,3 y del 5.3 por ciento para las deformaciones unitarias en la dirección 2. En este caso, la desviación promedio fue de 2.5 por ciento lo que permite afirmar que los resultados obtenidos también son muy precisos para el segundo mallado.

Las desviaciones porcentuales de las tensiones que se obtuvieron a nivel experimental fueron:

DESVIACIONES (%)					
SA3	SA1	SB3	SB1	TA31	TB31
-	-7.1	-	-3.4	-	-7.1
-	-3.4	-	-5.6	-	-2.0
-	-3.4	-	-6.7	-	-3.6

Tabla n. Desviaciones de tensiones.

La máxima desviación porcentual fue de 7.1 por ciento tanto para la tensión normal del punto A en la dirección 1 como para la tensión tangencial del punto B en la dirección 31. De esta forma se puede comprobar que la desviación promedio es de 6.2 por ciento y por lo tanto se concluye que las simulaciones también son capaces de predecir con precisión el estado tensional de los puntos del perfil estudiado.