

Master interuniversitario en integridad estructural y durabilidad de materiales, componentes y estructuras

TRABAJO FIN DE MASTER

Título de trabajo:

Efecto del daño termo-mecánico en un brazo de acero utilizado en el proceso de aleación del aluminio. Rediseño y propuesta de nuevos materiales.

Entidad colaboradora: Tuinsa Norte S.A

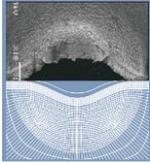
Tutor académico: Dña. Inés Peñuelas Sánchez

Co-tutor académico: D. Emilio Martínez Pañeda

Departamento: Construcción e Ingeniería de Fabricación

Universidad de Oviedo

Julio 2015



Master interuniversitario en integridad estructural y durabilidad de materiales, componentes y estructuras

TRABAJO FIN DE MASTER

Título de trabajo:

Efecto del daño termo-mecánico en un brazo de acero utilizado en el proceso de aleación del aluminio. Rediseño y propuesta de nuevos materiales.

Tutores: Inés Peñuelas Sánchez

Alumno: Juan Carlos Nieto Fuentes

Emilio Martínez Pañeda

Universidad de Oviedo

Julio 2015

Índice de contenidos

1. INTRODUCCIÓN	1
1.1. CONTEXTO.....	1
1.2. OBJETIVOS.....	3
1.3. ESTRUCTURA.....	4
2. MATERIALES	5
2.1. EL PROBLEMA DE LA CORROSIÓN	5
2.1.1. <i>Corrosión por metales fundidos</i>	6
2.2. EL ACERO INOXIDABLE	7
2.2.1. <i>Aceros inoxidable martensíticos</i>	8
2.2.2. <i>Aceros inoxidable ferríticos</i>	8
2.2.3. <i>Aceros inoxidable austeníticos</i>	9
2.2.4. <i>Aceros inoxidable dúplex</i>	10
2.3. SELECCIÓN DEL MATERIAL	11
3. MODELIZACIÓN	14
3.1. EL MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS	14
3.1.1. <i>Aplicación del método</i>	14
3.1.2. <i>El MEF aplicado al cálculo estructural</i>	17
3.1.3. <i>Problemas no-lineales</i>	18
3.2. ELEMENTOS Y APOYOS	18
3.2.1. <i>Elementos. Mallado 3D</i>	18
3.2.2. <i>Apoyos</i>	22

3.3.	MODELO DE MATERIAL	23
3.4.	INFLUENCIA TÉRMICA Y CARGAS MECÁNICAS	27
3.4.1.	<i>Influencia térmica</i>	27
3.4.2.	<i>Cargas mecánicas</i>	29
4.	RESULTADOS Y ANÁLISIS.....	30
4.1.	MODELO 1	32
4.2.	MODELO 2	35
4.3.	MODELO 3	38
5.	CONCLUSIONES.....	42
6.	PRESUPUESTO.....	44
6.1.	DESGLOSE DE TIEMPOS.....	44
6.2.	DESGLOSE DE COSTES.....	44
6.2.1.	<i>Gastos de software</i>	45
6.2.2.	<i>Gastos de personal</i>	45
6.2.3.	<i>Gastos de material fungible</i>	45
6.2.4.	<i>Otros gastos</i>	46
6.2.5.	<i>Presupuesto total</i>	46
7.	BIBLIOGRAFÍA.....	47

Índice de figuras

<i>Figura 1.1 - Vista frontal del útil.</i>	2
<i>Figura 1.2 - Vista en planta del útil.</i>	2
<i>Figura 1.3 - Lingotes de magnesio.</i>	3
<i>Figura 1.4 – Estado del brazo de acero fabricado en S275 JR tras su utilización.</i>	3
<i>Figura 2.1 – Micrografía de la interfaz de un espécimen de Fe puro en Al líquido a 700°C [11].</i>	6
<i>Figura 2.2 – Brazo de acero fabricado en acero S275JR tras 72 horas de trabajo.</i>	7
<i>Figura 2.3 – Aceros inoxidables ferríticos más comunes. [13]</i>	9
<i>Figura 2.4 - Aceros inoxidables austeníticos más comunes. [13]</i>	10
<i>Figura 2.5 - Aceros inoxidables dúplex más comunes. [13]</i>	11
<i>Figura 3.1 – Proceso de discretización.</i>	14
<i>Figura 3.2 – Coordenadas nodales (i,j,k) y desplazamientos del nodo i (u_i,v_i).</i>	15
<i>Figura 3.3 – Elementos 3D lineales y cuadráticos.[25]</i>	19
<i>Figura 3.4 – Particiones realizadas en el modelo CAD. Vista delantera.</i>	20
<i>Figura 3.5 - Particiones realizadas en el modelo CAD. Vista trasera.</i>	20
<i>Figura 3.6 – Vista 3D de la densidad de elementos en el mallado.</i>	21
<i>Figura 3.7 – Detalle del mallado en la zona de los agujeros. Tamaño de elemento = 10 mm</i>	21
<i>Figura 3.8 - Detalle del mallado en la zona de los agujeros. Tamaño de elemento = 7 mm.</i>	22
<i>Figura 3.9 – Condición de empotramiento en la placa trasera.</i>	22
<i>Figura 3.10 – Simetría aplicada en el plano ZY.</i>	23
<i>Figura 3.11 - AISI 430. Curva tensión vs. deformación.</i>	25
<i>Figura 3.12 - S275JR. Curva tensión vs. deformación.</i>	26
<i>Figura 4.1 – Camino 1. Distancia desde el extremo hacia el centro de la placa frontal.</i>	31
<i>Figura 4.2 – Camino 2. Distancia a lo largo de la placa inferior, desde la placa trasera hacia la frontal.</i>	31
<i>Figura 4.3 - Modelo 1. Plastificación en los puntos de integración [0 = no plastificado, 1 = plastificado].</i>	32

Figura 4.4 - Modelo 1. Desplazamientos verticales (U3) [mm].	33
Figura 4.5 – Modelo 1. Desplazamientos verticales (U3) del modelo completo [mm]. Escala x10.	33
Figura 4.6 - Modelo 1. Desplazamiento vertical (U3) [mm] vs. Distancia a lo largo del camino 1 [mm].	34
Figura 4.7 - Modelo 1. Desplazamiento vertical (U3) [mm] vs. Distancia a lo largo del camino 2 [mm].	34
Figura 4.8 - Modelo 1, nodo 14. Desplazamiento vertical (U3) [mm] vs. Tiempo de cálculo [tanto por uno].	35
Figura 4.9 - Modelo 2. Plastificación en los puntos de integración [0 = no plastificado, 1 = plastificado].	36
Figura 4.10 - Modelo 2. Desplazamientos verticales (U3) [mm].	36
Figura 4.11 – Modelo 2. Desplazamientos verticales (U3) del modelo completo [mm]. Escala x20.	37
Figura 4.12 - Modelo 2. Desplazamiento vertical (U3) [mm] vs. Distancia a lo largo del camino 1 [mm].	37
Figura 4.13 - Modelo 2. Desplazamiento vertical (U3) [mm] vs. Distancia a lo largo del camino 2 [mm].	38
Figura 4.14 – Superficie de apoyo de los lingotes. Original (izda.). Propuesta (dcha.).	39
Figura 4.15 - Modelo 3. Desplazamiento vertical (U3) [mm] vs. Distancia a lo largo del camino 1 [mm].	39
Figura 4.16 - Modelo 3. Plastificación en los puntos de integración [0 = no plastificado, 1 = plastificado].	40
Figura 4.17 – Comparación entre los modelos 1 y 3 del desplazamiento vertical (U3) frente al tiempo.	41

Índice de tablas

<i>Tabla 2.1 – Composición química del acero AISI 430. [14].</i>	12
<i>Tabla 2.2 – Características mecánicas del acero AISI 430, en estado de recocido. [14]</i>	12
<i>Tabla 3.1 – AISI 430. Características mecánicas y parámetros de Ramberg-Osgood.</i>	24
<i>Tabla 3.2- AISI 430. Propiedades elásticas y coeficiente de expansión térmica vs. Temperatura [14].</i>	25
<i>Tabla 3.3 - Magnesio (99% pureza). Propiedades mecánicas y físicas.</i>	25
<i>Tabla 3.4 – S275JR. Características mecánicas y parámetros de Ramberg-Osgood.</i>	26
<i>Tabla 3.5 – S275 JR. Propiedades elásticas y coeficiente de expansión térmica vs. Temperatura</i>	26
<i>Tabla 3.6 - Campo de temperaturas en el modelo de cálculo.</i>	28
<i>Tabla 3.7 – Variación del peso propio de los lingotes en función del tiempo (en tanto por uno).</i>	29
<i>Tabla 6.1 – Desglose de tiempos.</i>	44
<i>Tabla 6.2 – Desglose de costes. Gastos de software.</i>	45
<i>Tabla 6.3 – Desglose de costes. Gastos de personal.</i>	45
<i>Tabla 6.4 – Desglose de costes. Gastos de material fungible.</i>	46

1. Introducción.

1.1. CONTEXTO

Si se realizase un balance de los materiales más utilizados en la industria, se comprobaría que los metales y las aleaciones ocupan uno de los puestos más altos en el ranking. Dentro de este conjunto, son los aceros los que constituyen con gran diferencia el grupo de materiales metálicos industrialmente más empleados [1]. En lo que se refiere a útiles y maquinaria destinados a la producción en la industria metalúrgica, se hace indispensable la utilización del acero. Esto es debido a sus excelentes propiedades mecánicas, como son la alta ductilidad, tenacidad o resistencia a las altas temperaturas -todo ello en función de la aleación que se considere.

En contra, específicamente en la industria del aluminio, cuando se emplean piezas de acero en determinados procesos de aleación se presenta una gran problemática - como se verá en el siguiente capítulo - inherente a los mismos: la corrosión. Muchos son los autores que han realizado estudios acerca del comportamiento de aceros inmersos en aluminio líquido. Bouché et al. [2] caracterizaron los compuestos intermetálicos formados en la intercara entre el acero y el aluminio, mostrando que el crecimiento de los mismos está controlado por un proceso de interdifusión. Yan y Fan [3] por su parte, estudiaron la influencia de la agitación del caldo de aluminio, la cual juega un papel importante en la erosión de metales sólidos. Aparte, recomendaron la utilización de titanio o niobio en cuanto a durabilidad en este medio, además del uso de recubrimientos cerámicos de acuerdo con las condiciones de servicio. En cuanto a recubrimientos se refiere, López y Rams [4] comprobaron la efectividad de recubrir acero al carbono con cermets, del tipo wolframio-cobalto. Tras 120 horas de ensayos de fatiga térmica en aluminio líquido, la integridad de los recubrimientos se mantenía sin agrietamientos ni delaminaciones.

En el caso que se presenta, se emplea un útil fabricado en acero estructural S275JR para su inmersión en aluminio fundido. El útil está formado por un brazo tubular unido a un cajón de dimensiones 1470x670x380 mm³ y constituido por chapas de 20 mm de espesor con distinta geometría, como se muestra en las figuras 1.1 y 1.2. Dentro del mismo se introducen varios lingotes de magnesio (figura 1.3) para que, una vez el brazo esté dentro del caldo de aluminio, se fundan y se aleen con el mismo, todo ello dentro de un horno a 750°C de temperatura.



Figura 1.1 - Vista frontal del útil.



Figura 1.2 - Vista en planta del útil.



Figura 1.3 - Lingotes de magnesio.

1.2. OBJETIVOS

A nuestro *industrial partner*, Tuinsa Norte S.A, se le presentan dos conflictos en el suministro de la pieza objeto de estudio: por un lado, ésta presenta serios problemas de corrosión en su conjunto, como se verá más adelante (cf. § 2.1); por otro, la chapa situada en la parte inferior del cajón sufre deformaciones permanentes localizadas -ver figura 1.4. Todo esto supone que el cliente final se vea perjudicado, ya que en su proceso aumentan considerablemente los costes derivados de tiempos no productivos, como son la sustitución y/o reparación de la pieza.



Figura 1.4 – Estado del brazo de acero fabricado en S275 JR tras su utilización.

Es por todo esto por lo que el principal objetivo de este proyecto es el estudio del comportamiento termo-mecánico del útil, para así poder llevar a cabo las modificaciones necesarias que aseguren su integridad estructural durante el mayor tiempo posible en el entorno de trabajo. Se seleccionará un material que presente un mejor comportamiento en las condiciones de servicio, tanto a alta temperatura como en ambientes agresivos, sin que ello suponga un incremento considerable del gasto.

1.3. ESTRUCTURA

El trabajo desarrollado y las conclusiones extraídas se plasman en la presente memoria, que está dividida en los siguientes capítulos:

- En el capítulo 2 se habla del problema de la corrosión en la industria, de los aceros inoxidables disponibles en el mercado para atajar o disminuir estos problemas, y finalmente del material escogido para sustituir al existente.
- El capítulo 3 trata sobre la modelización del útil. Se explica brevemente el Método de los Elementos Finitos, para pasar después a detallar más a fondo los modelos de cálculo elegidos.
- Los resultados comentados de las simulaciones se presentan en el capítulo 4.
- En el capítulo 5 se exponen las conclusiones sobre el trabajo desarrollado.
- Finalmente, se detalla el presupuesto del proyecto en el capítulo 6.

2. Materiales.

2.1. EL PROBLEMA DE LA CORROSIÓN

La población de países industrializados vive en una sociedad en la que el metal juega un papel muy importante. Como ejemplo, se pueden encontrar diferentes tipos de acero en estructuras de tipo comercial o residencial, automóviles, trenes, barcos, tanques de almacenamiento, puentes, etc. Por su parte, el aluminio y sus aleaciones se utilizan en la construcción de aeronaves, automoción, aplicaciones electrónicas o fabricación de contenedores para bebidas, entre muchas de sus aplicaciones. Cabe mencionar también la utilización en diversos campos de otros metales, como pueden ser el cobre, el cromo, el níquel, etc.

Como se ha visto, es tan extenso el campo de utilización de los metales que no es de extrañar que su degradación por corrosión suponga el 5% del PIB de un país desarrollado [5]. Para que un material se deteriore por corrosión son necesarios al menos dos factores: un entorno agresivo, y la susceptibilidad del material al ataque. La corrosión bajo tensión y la fragilización por hidrógeno degradan severamente la resistencia a fractura de las aleaciones metálicas. De manera que los progresos en la tenacidad alcanzados tras décadas de investigación metalúrgica están a menudo comprometidos por el efecto del medio ambiente [6], [7]. Los metales pueden ser corroídos por diversos elementos, entre los que cabe destacar: la atmósfera, el agua, las soluciones químicas, las sales fundidas o los metales fundidos. Es este último caso, el de la corrosión por metales fundidos, el que tiene lugar en el proceso de aleación anteriormente explicado, y del cual se entrará en detalle más adelante.

Por otro lado, existen en el mercado aleaciones con una resistencia muy alta a la corrosión, tanto en servicio a altas temperaturas como en medios oxidantes muy violentos, como son las aleaciones de base titanio, vanadio o wolframio. No obstante, debido al elevado coste de estas aleaciones, su utilización en la pieza objeto de estudio no sería económicamente viable. Es por ello por lo que se recurre al uso de otros tipos de acero, como se verá en apartados posteriores de este capítulo.

2.1.1. Corrosión por metales fundidos

Este tipo de corrosión se puede encajar dentro de los procesos de fisuración inducida por el ambiente (FIA). Esta es una forma de corrosión en la que la influencia externa sobre el proceso de corrosión es la tensión. Esta tensión se puede inducir por reacciones con el medio ambiente (fragilización por hidrógeno, fragilización por metales fundidos, fragilización por metales sólidos) o ser aplicada externamente (corrosión bajo tensión).

En el caso de corrosión por metales fundidos, y más específicamente en el caso del aluminio, la reacción más simple que puede producirse en el entorno del metal es la disolución directa. En este proceso, los átomos del material de contención se liberan en la masa fundida, dependiendo esta tasa de liberación de la solubilidad del elemento en el metal líquido. Además, se hace necesario tener en cuenta que generalmente la solubilidad de un elemento aumenta con la temperatura, incrementando a su vez la velocidad de corrosión. Otra de las reacciones más comunes que se puede producir es la aleación del metal líquido con el material de contención, produciendo la aparición de productos estables en el sólido (e.g., el níquel presenta una solubilidad muy alta en aluminio líquido) [8].

Por su parte, el aluminio fundido - y sus aleaciones - es uno de los metales líquidos más agresivos, debido a su alta actividad química con casi todos los metales y óxidos metálicos [9]. De hecho, se ha demostrado que cuando el aluminio fundido entra en contacto con acero sólido se produce un crecimiento de fases inter-metálicas – Fe_2Al_5 - en la superficie de contacto, que depende del tiempo de inmersión. En la figura 2.1 se puede observar una micrografía de la interfaz de un espécimen de hierro puro en aluminio líquido con un 99.9% de pureza, en la que aparece la formación de estos compuestos. Estas fases producen una disminución de la resistencia mecánica y de la resistencia a la oxidación de la pieza [10].

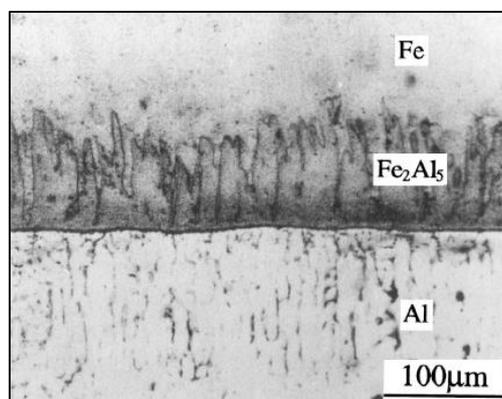


Figura 2.1 – Micrografía de la interfaz de un espécimen de Fe puro en Al líquido a 700°C [11].

Como ejemplo visual del fenómeno que se produce debido al ataque por aluminio fundido, en la figura 2.2 se muestra el estado en el que queda la pieza objeto de estudio tras 72 horas de trabajo.



Figura 2.2 – Brazo de acero fabricado en acero S275JR tras 72 horas de trabajo.

2.2. EL ACERO INOXIDABLE

Ante el mal comportamiento de los aceros convencionales al carbono frente a la corrosión, surgen otros aceros destinados a prestar servicio en medios agresivos sin perder sus características mecánicas. Son los aceros inoxidable. Esta resistencia a la corrosión se consigue con la adición de cromo en un porcentaje superior al 12%. Sin embargo, los aceros inoxidable también se oxidan; esto es, el cromo tiene mucha afinidad por el oxígeno, con el que forma óxidos protectores (Cr_2O_3) creando una capa superficial muy fina que se auto-regenera y pasiva el acero, deteniendo la corrosión.

De modo similar, cuanto más alto es el contenido en cromo de un acero, tanto mayor es su resistencia a la corrosión a alta temperatura. A saber, aceros con 18% de cromo se pueden utilizar para trabajos en los que la temperatura de servicio sea de hasta 800°C [12].

Las principales familias de aceros inoxidable son:

- Aceros inoxidable martensíticos.
- Aceros inoxidable ferríticos.

- Aceros inoxidables austeníticos.
- Aceros inoxidables dúplex.

2.2.1. Aceros inoxidables martensíticos

Este grupo de aceros inoxidables son esencialmente aleaciones de hierro, cromo y carbono, con contenidos de este último que oscilan entre 0.15% y 1.2%. Así mismo, el contenido en cromo puede variar entre el 11% de los grados más típicos (AISI 410) hasta el 18% de los grados más aleados (AISI 440). Son susceptibles de ser endurecidos mediante tratamiento térmico (temple al aire, en agua o aceite). Debido a este endurecimiento pueden alcanzar resistencias mecánicas muy elevadas, del orden de los 1900 MPa, en detrimento de su ductilidad.

Las principales aplicaciones de estos aceros se encuentran en la fabricación de material quirúrgico, válvulas o cuchillería.

2.2.2. Aceros inoxidables ferríticos

Estos aceros mantienen una estructura ferrítica estable desde su punto de fusión hasta temperatura ambiente. Son aceros con una ductilidad mayor que la de los martensíticos, debido a su menor contenido en carbono, propiedad que van perdiendo de manera significativa según se va endureciendo el material. El endurecimiento se realiza mediante deformación en frío, ya que estos aceros no son tratables térmicamente.

El acero inoxidable ferrítico más utilizado hoy en día, el AISI 430, contiene entre 16% y 18% de cromo, lo que le proporciona una buena resistencia a la corrosión. Partiendo de su composición química, tal y como se aprecia en la figura 2.3, se pueden añadir distintos aleantes en busca de las propiedades que mejor se adapten a las condiciones de trabajo: molibdeno para mejorar la resistencia a la corrosión (AISI 434, 444), niobio o titanio para mejorar la soldabilidad (AISI 436, 439, 441), cromo para aumentar la resistencia a la oxidación a la alta temperatura (AISI 442, 446), etc.

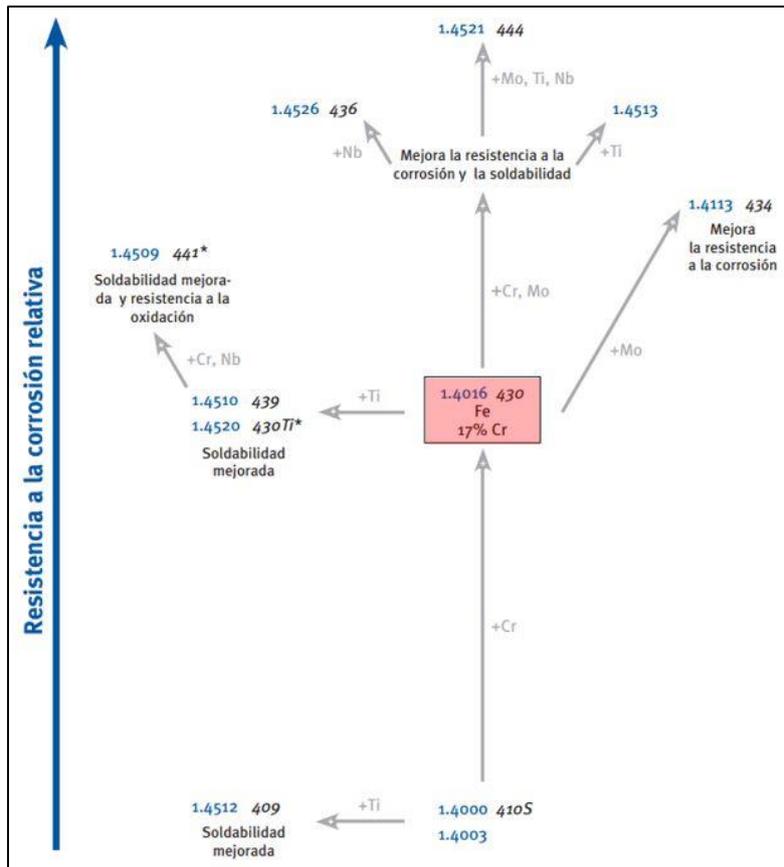


Figura 2.3 – Aceros inoxidables ferríticos más comunes. [13]

En general, este tipo de aceros presentan una buena resistencia a la corrosión bajo tensión en medios que contienen cloruros, a la vez el punto débil de los inoxidables austeníticos.

2.2.3. Aceros inoxidables austeníticos

Añadiendo níquel (en una proporción mayor del 6%) y más manganeso (hasta el 2%) a la composición del inoxidable ferrítico, se obtiene un acero inoxidable del grupo austenítico. Estos elementos aumentan el campo de estabilidad de la austenita, por lo que la microestructura de estos aceros es totalmente austenítica a temperatura ambiente. Son aceros muy dúctiles, fácilmente soldables y con gran resistencia a los distintos tipos de corrosión.

Sin embargo, el principal problema que presentan estos aceros es el fenómeno de corrosión intergranular. Este tipo de corrosión está caracterizada por la disolución del metal en las zonas próximas al borde de grano. Al calentar el acero inoxidable en los rangos 600-800°C se produce la precipitación de carburos de cromo, muy ricos en este último, propiciando que las zonas adyacentes queden empobrecidas en este elemento -hay que recordar que el cromo da el carácter de inoxidable al acero.

Existen diversos modos de evitar la corrosión intergranular. Si al acero austenítico más típico (AISI 304) se le añade titanio, se consigue un acero estabilizado (AISI 321, 316Ti), más resistente frente al citado fenómeno -ya que será ahora el titanio el que forme carburos estables, en lugar del cromo. Si, por otro lado, se reduce el porcentaje de carbono, se obtienen aceros *low carbon* (AISI 304L, 306L), en los que la soldabilidad se ve mejorada y se evita también el fenómeno de corrosión intergranular. Así mismo, añadiendo más cantidad de cromo y níquel, la resistencia a las altas temperaturas se ve incrementada (AISI 309,310). En la figura 2.4 se pueden ver diferentes grados de inoxidable austenítico en función del aleante añadido.

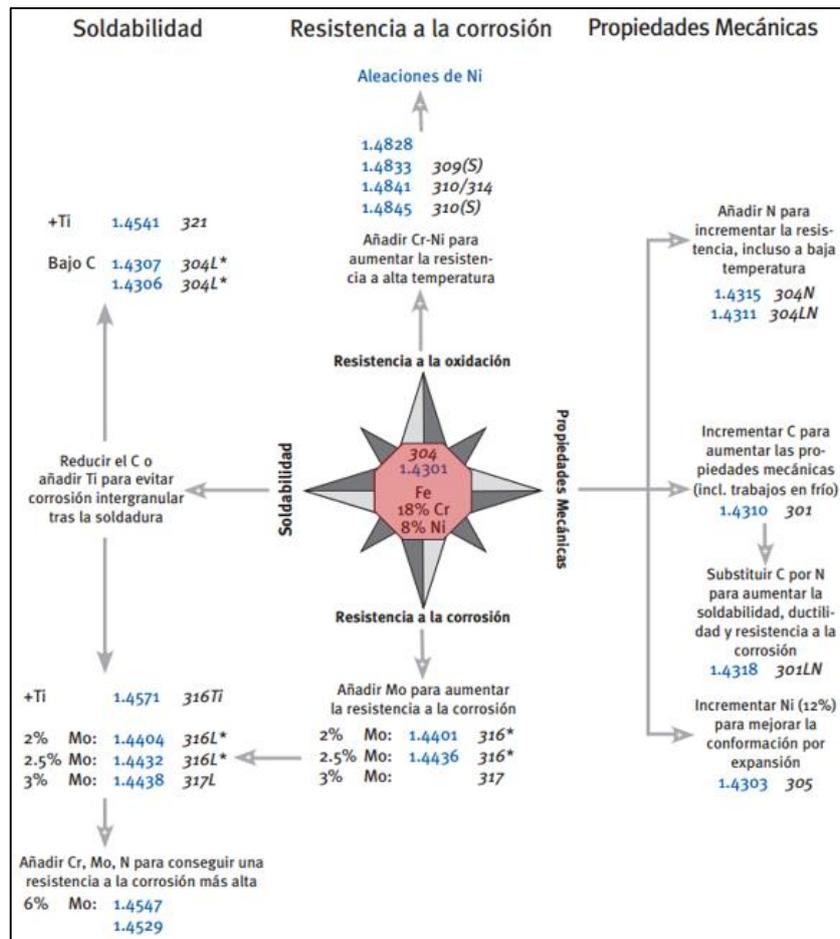


Figura 2.4 - Aceros inoxidables austeníticos más comunes. [13]

2.2.4. Aceros inoxidables dúplex

Son aceros con una estructura bifásica en proporciones 50-50 de ferrita y austenita, de ahí el sobrenombre de aceros inoxidables austeno-ferríticos. Estos aceros combinan las mejores propiedades de ambos grupos, es decir, tienen un buen comportamiento en presencia de

cloruros y presentan valores de ductilidad y tenacidad elevados. Estos aceros presentan un alto contenido en cromo, normalmente por encima del 20%, y porcentajes de molibdeno en torno al 3%; con estas proporciones de estos elementos se asegura un buen comportamiento a alta temperatura y frente a la corrosión.

Siguiendo el patrón de uno de los aceros dúplex más típicos, el 2205, obtienen distintos grados en función de proporción de elementos de aleación -ver figura 2.4.

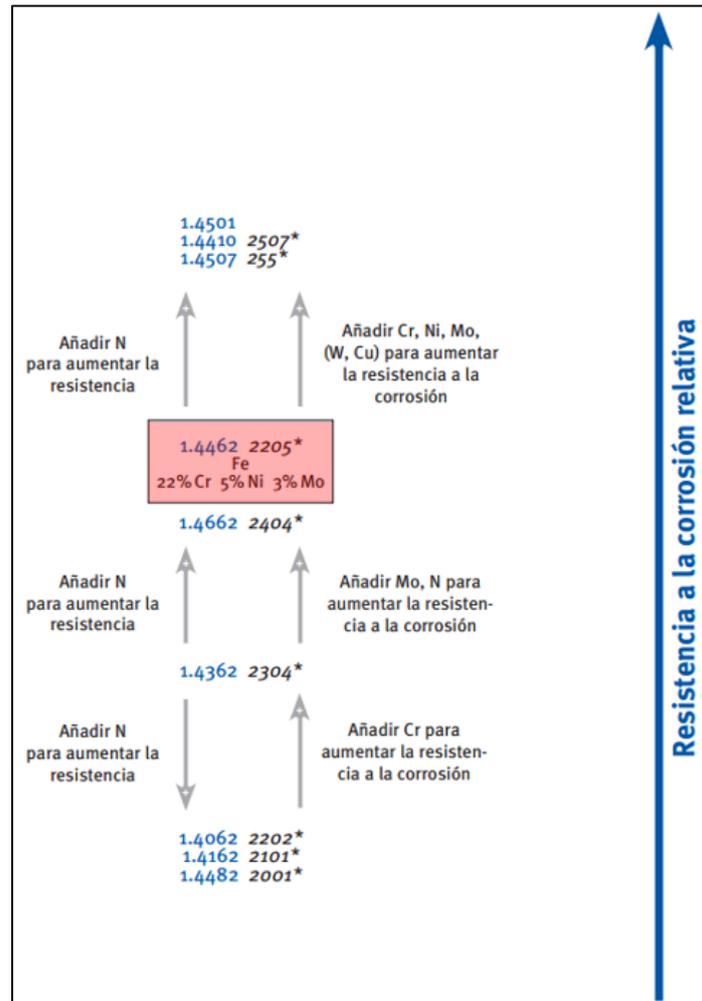


Figura 2.5 - Aceros inoxidables dúplex más comunes. [13]

2.3. SELECCIÓN DEL MATERIAL

La selección de materiales con una durabilidad adecuada en aluminio fundido requiere no sólo de una comprensión de los principios termodinámicos que gobiernan las interacciones químicas, sino también de los mecanismos y la cinética de la reacción. Asimismo, la formación

de puntos peritéticos implica un incremento de la energía libre con la disolución, resultando beneficioso de esta manera la presencia de elementos formadores de peritéticos – como pueden ser titanio, niobio o vanadio – con el objetivo de reducir la velocidad de disolución [3].

Por otro lado, como se ha visto en el sub-apartado 2.1.1, las tasas de disolución del níquel en el aluminio líquido son muy elevadas, por lo que los aceros inoxidable austeníticos y dúplex quedan automáticamente descartados – debido a su alto contenido en este elemento. Además, se hace necesario que el acero seleccionado sea durable a altas temperaturas (750-800°C), es decir, se requiere que tenga un contenido igual o superior al 16% en cromo. Con porcentajes tan elevados de Cr, debido al carácter alfégeno de este, el grupo en el que mejor encaja el material a seleccionar es el de los inoxidable ferríticos.

Por añadidura, en el proceso de fundición de esta aleación de aluminio se agrega a la mezcla un agente refinador - 0.5 kg por cada tonelada de Al - compuesto por cloruro de magnesio (MgCl₂) y cloruro de potasio (KCl), en un 43% y un 57% respectivamente. La presencia de cloruros en el entorno justifica por tanto la utilización de un inoxidable ferrítico, debido a su buen comportamiento frente a la corrosión bajo tensión en este tipo de medios.

Por tanto, el acero a utilizar es el AISI 430 (cf. § 2.2.2), cuya composición química y características mecánicas se detallan en las tablas 2.1 y 2.2.

C	Si	Mn	P	S	Cr
≤0.08	≤1	≤1	≤0.04	≤0.015	16.00-18.00

Tabla 2.1 – Composición química del acero AISI 430. [14].

Rp _{0.2} [MPa]	Rm [MPa]	A ₈₀ %	HV
>320	450-600	>20	<185

Tabla 2.2 – Características mecánicas del acero AISI 430, en estado de recocido. [14]

Con el objetivo de mejorar el comportamiento de este acero frente a la corrosión, se puede optar por añadir Ti y Nb a la formulación, obteniendo el grado estabilizado 441 (1.4509). No obstante, y en una primera aproximación al comportamiento del inoxidable ferrítico para este tipo de trabajo, se decide utilizar el AISI 430, más económico que el 441.

Por otro lado, existen tratamientos térmicos que mejoran sustancialmente el comportamiento de los aceros frente a la corrosión por metales fundidos; p. ej., la boración. La boración es un tratamiento termoquímico que consiste en introducir una capa superficial de boro en un material. En el caso del acero, el tratamiento se lleva a cabo entre 840-1050°C, durante el tiempo necesario para que se formen boruros FeB y Fe₂B. Además de mejorar la durabilidad del material, la boración aumenta la resistencia a la corrosión y a la oxidación a alta temperatura. Con la excepción de aceros con altos contenidos en aluminio o silicio, la boración industrial se puede realizar en la mayoría de los materiales férreos, tales como aceros de construcción, de herramientas, inoxidable o fundiciones [15].

3. Modelización.

3.1. EL MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS

Para conocer el comportamiento mecánico de la pieza a analizar en función de las cargas mecánicas y térmicas a las que está sometido se emplean herramientas numéricas; en concreto, el método de los elementos finitos, que ha demostrado ser una herramienta muy versátil para analizar problemas no lineales de integridad estructural [16]–[20]. El método de los elementos finitos es un método de aproximación de problemas continuos, de tal manera que el continuo se divide en un número finito de elementos, que se unen a los adyacentes mediante nodos [21]. Estos elementos no dejan de ser formas geométricas simples obtenidas mediante la discretización del modelo -ver figura 3.1.

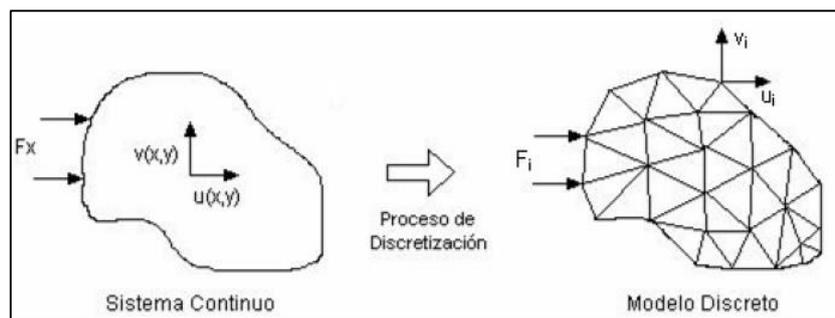


Figura 3.1 – Proceso de discretización.

El objetivo de la discretización no es más que el de reducir los infinitos grados de libertad que tiene un sistema continuo, convirtiendo de esta manera el problema en un modelo con solución. El comportamiento de cada elemento queda definido por el comportamiento de cada uno de sus nodos, mediante las funciones de forma o interpolación.

3.1.1. Aplicación del método

Uno de los atractivos del método es que se puede programar de manera relativamente sencilla (ver, p. ej., [22]). Para resolver el problema se sigue un proceso similar al cálculo matricial de estructuras. El procedimiento implica la caracterización y correspondiente definición del comportamiento mecánico, térmico o eléctrico – por citar algunos ejemplos – de cada elemento por separado. Una vez aplicado al conjunto de elementos, estos se ensamblan de acuerdo a unas reglas que permiten garantizar una solución aproximada del comportamiento global de la

estructura. Dentro de cada elemento finito, por interpolación, se obtiene la distribución de la variable buscada (desplazamiento, temperatura...).

Siendo e un elemento finito definido por sus nodos (i,j,m) y por su contorno formado por las líneas que los unen, los desplazamientos \mathbf{u} de cualquier punto del elemento se aproximan por un vector columna $\bar{\mathbf{u}}$, tal que:

$$\bar{\mathbf{u}} = \sum N_i \cdot \mathbf{a}_i^e = [N_i \quad N_j \quad \dots] \cdot \begin{pmatrix} \bar{a}_i \\ \bar{a}_j \\ \dots \end{pmatrix} = \mathbf{N} \cdot \mathbf{a}^e \quad (\text{Ec. 3.1})$$

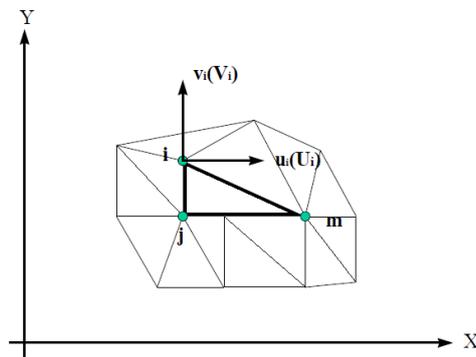


Figura 3.2 – Coordenadas nodales (i,j,k) y desplazamientos del nodo $i (u_i,v_i)$.

Donde \mathbf{a}^e es un vector formado por los desplazamientos nodales de los elementos considerados. \mathbf{N} son las funciones de interpolación, denominadas *funciones de forma* o *funciones de prueba*, que toman el valor 1 en el punto nodal de referencia y el valor 0 en el resto de puntos nodales. De esta forma, la distribución de la variable buscada queda definida en todo el dominio, mientras que el problema se ha reducido desde un número infinito de grados de libertad (ecuación diferencial-sistema continuo) a un número finito (sistema de ecuaciones lineales-sistema discreto).

Una vez se conocen los desplazamientos de todos los puntos del elemento, se pueden hallar asimismo las deformaciones ϵ , que vienen dadas por una expresión del tipo:

$$\epsilon = \mathbf{B} \cdot \mathbf{a} \quad (\text{Ec. 3.2})$$

donde \mathbf{B} , matriz de deformación del elemento, relaciona el vector deformación con el vector de desplazamientos nodales. Por su parte, el vector de tensiones se expresa mediante:

$$\sigma = \mathbf{D} \cdot \epsilon = \mathbf{D} \cdot \mathbf{B} \cdot \mathbf{a}^e \quad (\text{Ec. 3.3})$$

donde \mathbf{D} es la matriz de propiedades mecánicas o matriz constitutiva.

Suponiendo el caso más general, en el que existan unas deformaciones iniciales ε_0 – debidas a cambios térmicos- y unas tensiones iniciales σ_0 . – debidas a tensiones residuales -, la ecuación constitutiva pasa a ser:

$$\sigma = D \cdot (\varepsilon - \varepsilon_0) + \sigma_0 \quad (\text{Ec. 3.4})$$

Por otro lado, se definen las fuerzas que actúan en los nodos como:

$$q^e = \begin{Bmatrix} q_i^e \\ q_j^e \\ \dots \end{Bmatrix}$$

Cada fuerza q_i^e debe tener el mismo número de componentes que el desplazamiento nodal a_i correspondiente y debe ordenarse en las direcciones adecuadas. La relación entre las fuerzas nodales y tensiones en el contorno, y las fuerzas distribuidas b (fuerzas que actúan por unidad de volumen en direcciones correspondientes a los desplazamientos u en ese punto) vienen determinadas por el principio de los trabajos virtuales [21]. El resultado de lo anterior es:

$$q^e = \int_{V^e} B^T \sigma \cdot dV - \int_{V^e} N^T b \cdot dV \quad (\text{Ec. 3.5})$$

Si las tensiones siguen una ley lineal como (Ec 3.4), la ecuación queda rescrita de la forma siguiente:

$$q^e = K^e a^e + f^e \quad (\text{Ec. 3.6})$$

$$K^e = \int_{V^e} B^T D B \cdot dV$$

$$f^e = - \int_{V^e} N^T b \cdot dV - \int_{V^e} B^T D \varepsilon_0 \cdot dV + \int_{V^e} B^T \sigma_0 \cdot dV$$

donde K^e y f^e son la *matriz de rigidez* y el *vector de fuerzas nodales*, respectivamente. Una vez obtenidos los desplazamientos nodales por resolución de las ecuaciones anteriores, se pueden calcular las tensiones en cualquier punto del elemento, sin más que:

$$\sigma = D \cdot (\varepsilon - \varepsilon_0) + \sigma_0 = D \cdot (B a^e - \varepsilon_0) + \sigma_0$$

3.1.2. El MEF aplicado al cálculo estructural

Las etapas esenciales que deben seguirse en un análisis de tipo estructural, en base a las expresiones del apartado anterior, son;

1. Elección del modelo de cálculo. Esta etapa pertenece a la parte del pre-proceso en un programa de simulación numérica, y en ella se dibuja el modelo o se importa de un software de CAD.
2. Elección del tipo de elemento, y con ello el grado de interpolación. Pre-proceso.
3. Mallado de los componentes del modelo. Pre-proceso.
4. Para cada elemento finito de la malla se calcula la matriz de rigidez y el vector de fuerzas nodales equivalentes, dentro del módulo de solución en un software basado en MEF:

$$K_{ij}^{(e)} = \int_{\Omega^e} B_i^T \cdot D \cdot B_j \cdot d\Omega^e$$

$$f_i^e = \int_{\Omega^e} B_i^T D \varepsilon_0 \cdot d\Omega^e - \int_{\Omega^e} B_i^T \sigma_0 \cdot d\Omega^e + \int_{\Omega^e} N_i^T \cdot X \cdot d\Omega^e + \int_{\Gamma^e} N_i^T \cdot \bar{T} \cdot d\Gamma^e$$

5. Ensamble de las matrices de rigidez y los vectores de fuerzas nodales de todo el modelo:

$$K \cdot a = f \qquad f = \bigcup f^{(e)} \qquad K = \bigcup K^{(e)}$$

6. Cálculo de los desplazamientos nodales, en función de las condiciones de contorno (fuerzas, apoyos...) impuestas al modelo:

$$a = K^{-1} \cdot f$$

7. Una vez obtenidos los desplazamientos, se pueden hallar deformaciones y tensiones, sin más que aplicar las correspondientes ecuaciones:

$$\varepsilon = B \cdot a \qquad \sigma = D \cdot B \cdot a^e$$

8. Interpretación de resultados, cuya representación gráfica se obtiene en módulo de post-proceso de cualquier programa de elementos finitos.

3.1.3. Problemas no-lineales

El problema a modelizar en el presente trabajo fin de máster comprende la utilización de leyes de tracción-deformación del material no lineales. Por consiguiente, ha de emplearse una técnica de resolución apropiada para problemas no lineales.

En el marco del método de los elementos finitos existen varias fuentes de no linealidad; así, el modelo puede contener no linealidades del material, no linealidades geométricas, no linealidades cinemáticas o no linealidades de fuerza [23], [24].

A consecuencia del comportamiento no lineal del material empleado no es posible obtener la solución resolviendo un único sistema de ecuaciones lineales. Es necesario por tanto imponer las condiciones de contorno en función del tiempo e incrementar éste para obtener la respuesta no lineal. De manera que se procede a dividir la aplicación de las cargas en un determinado número de incrementos de tiempo y a encontrar una solución que se encuentre lo suficientemente próxima a la ecuación de equilibrio. Para cada incremento se utilizará el método de Newton-Raphson para evaluar el residuo y garantizar la convergencia.

3.2. ELEMENTOS Y APOYOS

3.2.1. Elementos. Mallado 3D

En un programa comercial basado en el MEF, al elegir el número de nodos de cada elemento, queda fijado el grado de la aproximación. Por consiguiente, el número de incógnitas a resolver (desplazamientos de los nodos) será igual al grado de libertad (G.D.L) de cada nodo multiplicado por el número de nodos. En un modelo en tres dimensiones se dispone básicamente de dos tipos de elementos: tetraedros y hexaedros. Existen además otros muchos tipos elementos, aunque son derivados de los anteriores. Por otro lado, en función del grado de interpolación se tienen elementos lineales o cuadráticos (ver figura 3.3). Estos últimos se obtienen añadiendo nodos en los centros de las aristas.

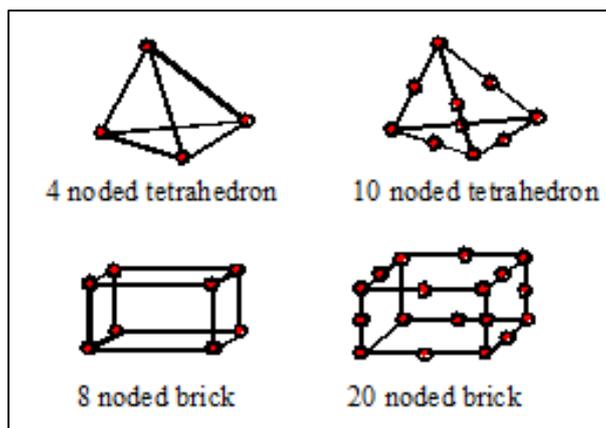


Figura 3.3 – Elementos 3D lineales y cuadráticos.[25]

Muchos de los errores que se presentan en la solución por elementos finitos vienen derivados de un error de discretización, inherente al carácter polinómico de la aproximación. Es por ello por lo que resulta de vital importancia la adecuada selección del tipo de elemento.

Dependiendo del tipo de análisis a desarrollar, hay determinados tipos de elementos que proporcionan una aproximación más pobre. Por ejemplo, Wang et al. [26] simulaban una viga en voladizo con un comportamiento elástico, no encontrando diferencia en los resultados en comparación con la solución analítica habiendo utilizado elementos cuadráticos de tipo tetraedro o hexaedro. Sin embargo, la utilización de tetraedros lineales sí presentaba resultados más alejados de la solución exacta. Benzley et al. [27] desarrollaron un estudio similar, incorporando plasticidad al comportamiento del material. En estas circunstancias los tetraedros lineales y cuadráticos no se ajustaban a la solución analítica con exactitud, mientras que la utilización de hexaedros, tanto lineales como cuadráticos, devolvía resultados muy precisos.

En base a la bibliografía consultada se decide la utilización de elementos de tipo hexaedros lineales de 8 nodos (C3D8R), con dos elementos en el espesor. También se barajó la posibilidad de aumentar el grado de interpolación de los hexaedros a elementos cuadráticos de 20 nodos, pero, como se verá más adelante, esta decisión multiplicaría el número de nodos y ralentizaría en exceso las simulaciones. Este último tipo de elementos, sin embargo, está especialmente recomendado en cálculos donde las variables de interés varíen significativamente en un espacio pequeño.

Para llevar a cabo un mallado con hexaedros es necesario realizar las particiones necesarias en el modelo, con el objetivo de conseguir un mallado estructurado en toda la pieza.

En las figuras 3.4 y 3.5 se muestran las distintas particiones realizadas en la pieza para este fin. Notar que sólo se modela la mitad del cajón, como se explicará en el apartado 3.2.2.

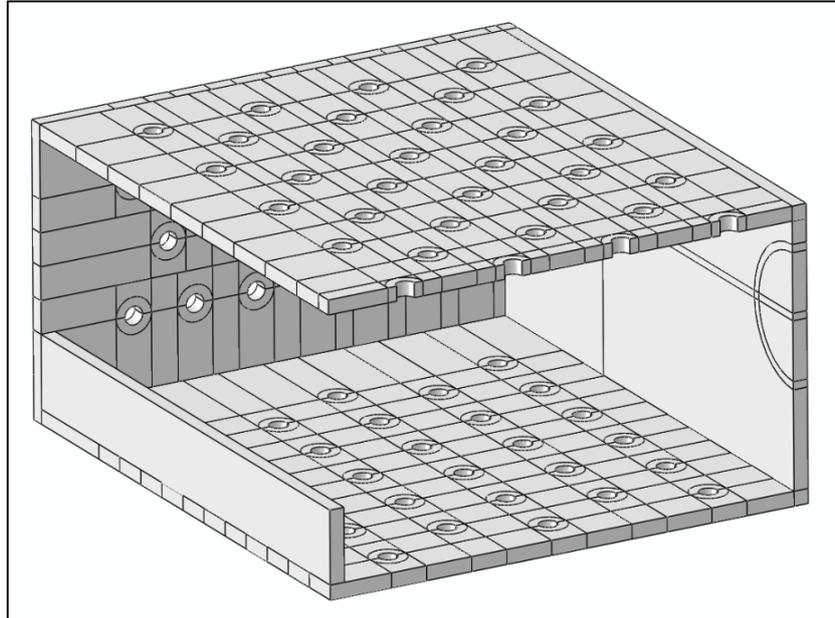


Figura 3.4 – Particiones realizadas en el modelo CAD. Vista delantera.

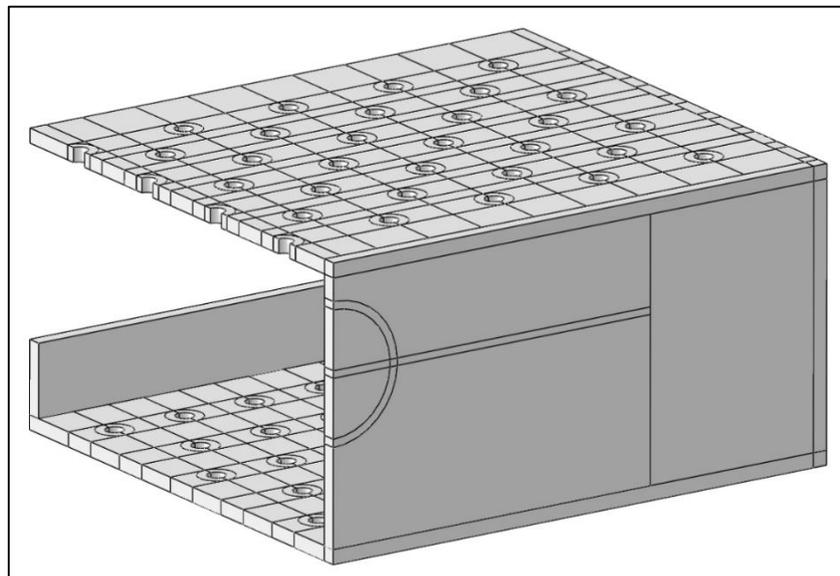


Figura 3.5 - Particiones realizadas en el modelo CAD. Vista trasera.

En la figura 3.6 se presenta una vista general en 3D del mallado de la pieza, en la que se puede apreciar la densidad de elementos presente. Asimismo, con más detalle, la figura 3.7 muestra la transición de malla en la zona de los agujeros.

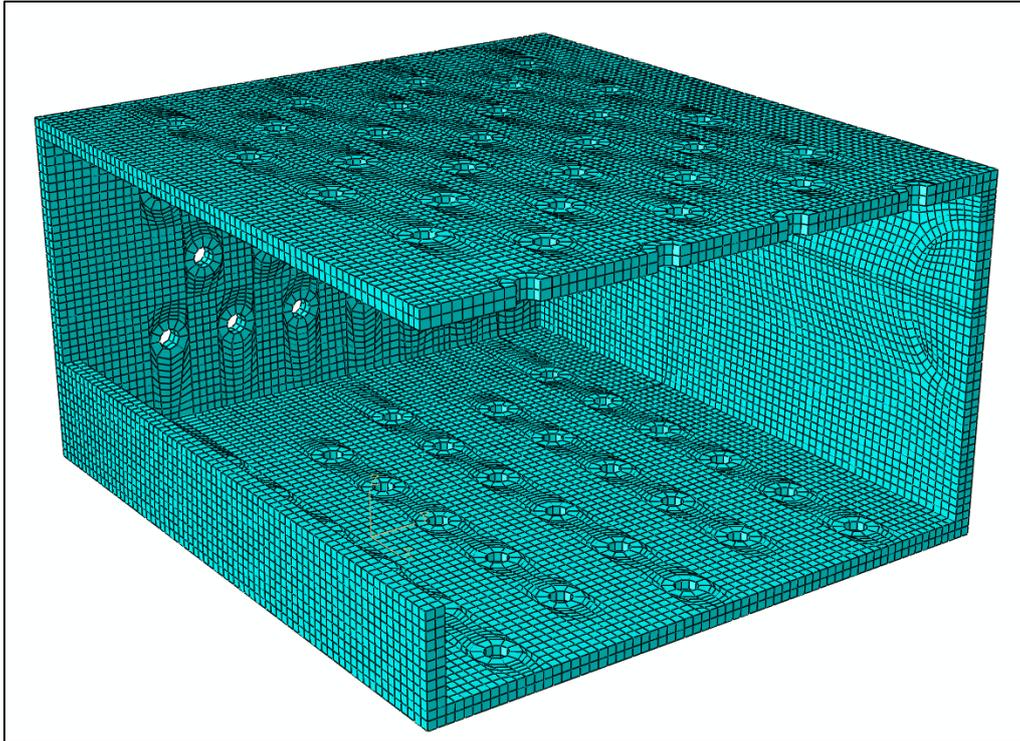


Figura 3.6 – Vista 3D de la densidad de elementos en el mallado.

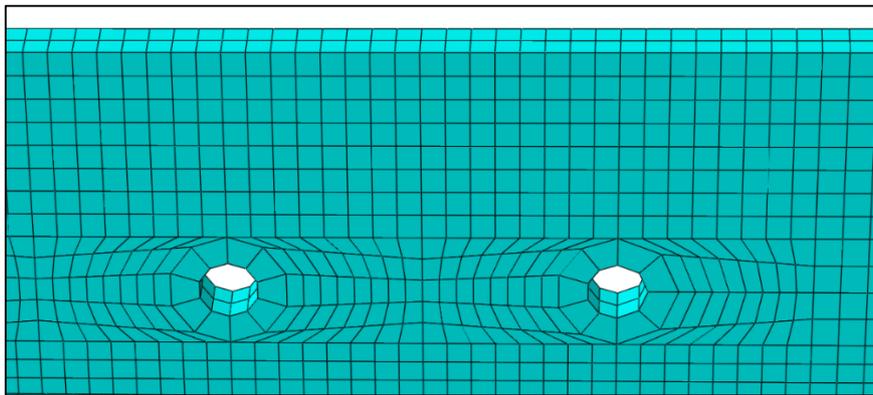


Figura 3.7 – Detalle del mallado en la zona de los agujeros. Tamaño de elemento = 10 mm

El tamaño de elemento seleccionado se corresponde con 10 mm de lado, es decir, dos elementos en el espesor. Esto devuelve un total de 34206 elementos y 52845 nodos. Como se comentaba anteriormente, si se escogiese un elemento de tipo cuadrático o se disminuyese el tamaño del elemento, se generaría una cantidad de nodos tal que el gasto computacional se vería penalizado. Como ejemplo, si se decidiese mallar con 3 elementos por espesor (figura 3.8) el número de elementos ascendería a 122071 y el número de nodos a 168896.

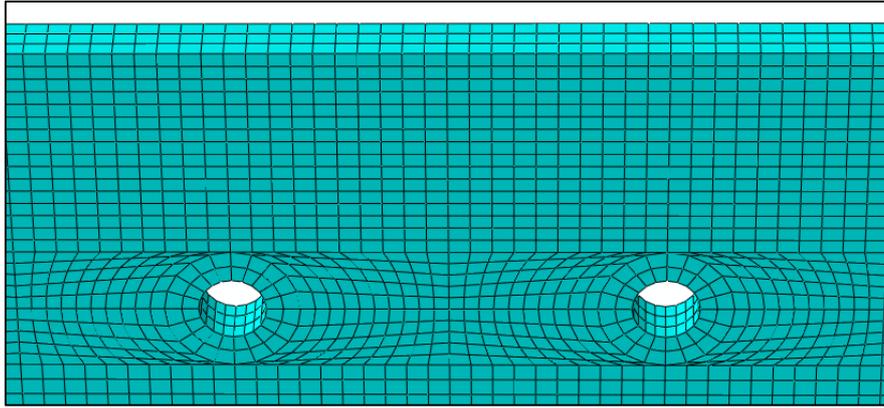


Figura 3.8 - Detalle del mallado en la zona de los agujeros. Tamaño de elemento = 7 mm.

Se han llevado a cabo varios estudios de sensibilidad de malla y se aprecia que un incremento significativo del número de elementos utilizados no conlleva un cambio visible en los resultados.

3.2.2. Apoyos

Las condiciones de contorno impuestas al modelo intentan simular la situación de servicio de la pieza. Para ello, se decide realizar un empotramiento ($U_x=U_y=U_z=\Theta_x=\Theta_y=\Theta_z=0$) en la placa trasera de la pieza, justo en la zona en la que iría soldado el tubo, el cual no se modela. Esta situación se muestra en la figura 3.9.

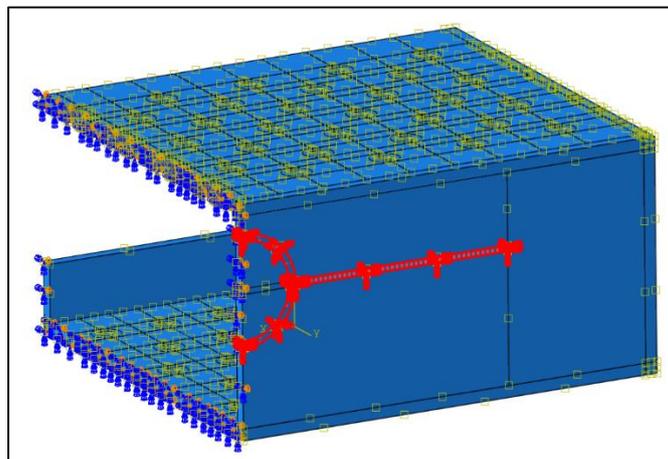


Figura 3.9 – Condición de empotramiento en la placa trasera.

Por otra parte, en todas las simulaciones se utilizó un modelo con simetrías en el eje transversal de la pieza, con el objetivo de reducir el número total de elementos y de esta manera el tiempo computacional – ver figura 3.10.

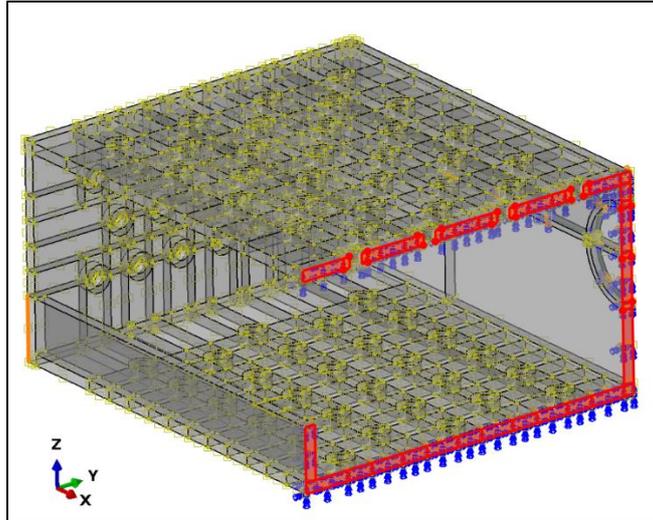


Figura 3.10 – Simetría aplicada en el plano ZY.

3.3. MODELO DE MATERIAL

Los aceros inoxidables tienen por regla general una capacidad de endurecimiento por deformación muy elevada. El comportamiento no lineal de la curva tensión—deformación se puede definir en base a expresión definida por Ramberg y Osgood [28]:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_0} + p \left(\frac{\sigma}{\sigma_p} \right)^n \quad (\text{Ec. 3.7})$$

donde E_0 es el modulo elástico inicial, σ_p es el límite elástico, p es la deformación plástica, y el parámetro n es el coeficiente de endurecimiento. En el diseño de estructuras de aluminio y acero inoxidable es una práctica común utilizar la tensión correspondiente a una deformación plástica de 0.2% ($\sigma_{0.2}$) como límite elástico equivalente, con lo que la ecuación 3.7 quedaría de la siguiente manera:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_0} + 0.002 \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0.2}} \right)^n \quad (\text{Ec. 3.8})$$

donde el coeficiente de endurecimiento n se adopta:

$$n = \frac{\ln(20)}{\ln(\sigma_{0.2} / \sigma_{0.01})} \quad (\text{Ec. 3.9})$$

Varios trabajos desarrollados por Rasmussen y Hancock [29], Rhodes et al. [30] o Rasmussen y Rondal [31] determinaron que en presencia de deformaciones superiores al 0.2% de la deformación total, la curva obtenida por Ramberg-Osgood en base a los límites elásticos correspondientes al 0.01% y 0.2% se vuelve inexacta y produce valores de tensión demasiado elevados. En referencia a estas investigaciones, MacDonald et al. [32] propusieron una expresión que se ajustaba de manera muy precisa a la curva real tensión-deformación, con el inconveniente de la única aplicación al material objeto de estudio, un acero inoxidable austenítico AISI-304.

Fue Rasmussen [33] quien propuso una expresión válida basada en Ramberg-Osgood para caracterizar la curva tensión-deformación de varios aceros inoxidables, entre ellos el acero seleccionado para fabricar el útil, AISI 430. La gama completa de la curva se puede escribir como sigue:

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E_0} + 0.002 \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0.2}} \right)^n & \text{for } \sigma < \sigma_{0.2} \\ \frac{\sigma - \sigma_{0.2}}{E_{0.2}} + \varepsilon_u \left(\frac{\sigma - \sigma_{0.2}}{\sigma_u - \sigma_{0.2}} \right)^m + \varepsilon_{0.2} & \text{for } \sigma > \sigma_{0.2} \end{cases} \quad (\text{Ec. 3.10})$$

Donde $E_{0.2}$ es el módulo de elasticidad tangente al punto de deformación plástica del 0.2%:

$$E_{0.2} = \frac{E_0}{1 + 0.002n/e} \quad (\text{Ec. 3.11})$$

y m es un exponente calculado como:

$$m = 1 + 3.5 \frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u} \quad (\text{Ec. 3.12})$$

Utilizando la ecuación 10 se pueden sustituir en ella los siguientes valores para el acero inoxidable AISI 430 (ensayos en probetas extraídas de chapa):

E_0 (Gpa)	$\sigma_{0,01}$ (Mpa)	$\sigma_{0,2}$ (Mpa)	σ_u (Mpa)	ε_u	e	n	m
200	200	320	622	0,48	0,0016	6,37	2,8

Tabla 3.1 – AISI 430. Características mecánicas y parámetros de Ramberg-Osgood.

Trazando entonces la curva completa tensión-deformación, se obtiene:

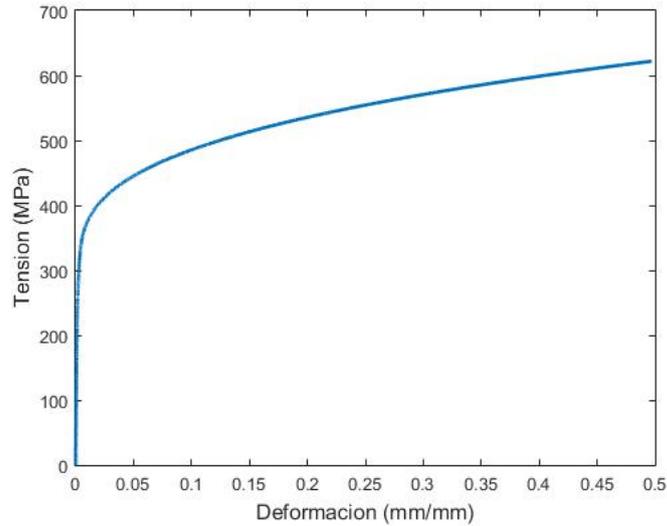


Figura 3.11 - AISI 430. Curva tensión vs. deformación.

A partir de esta curva, es necesario exportar la pareja de valores tensión-deformación para cada punto e introducir en nuestro programa de cálculo numérico (*ABAQUS*®) un comportamiento plástico con endurecimiento isotrópico. Asimismo, se introduce el comportamiento elástico del material en función de la temperatura, y sus propiedades físicas de densidad y coeficiente de expansión térmica -ver tabla 3.2.

E (MPa)	ν	α (°C-1)	T (°C)
220000	0.3	1,00E-05	20
215000	0.3	1,00E-05	100
210000	0.3	1,00E-05	200
205000	0.3	1.05E-005	300
195000	0.3	1.05E-005	400
190000	0.3	1.1E-005	500

Tabla 3.2- AISI 430. Propiedades elásticas y coeficiente de expansión térmica vs. Temperatura [14].

En los modelos de cálculo en los que se incluyen partes formadas por los lingotes o equivalentes, las propiedades asumidas para los mismos son las correspondientes al comportamiento elástico del magnesio, detalladas en la tabla 3.3.

E (MPa)	ν	ρ (kg/m ³)
42000	0.35	1783

Tabla 3.3 - Magnesio (99% pureza). Propiedades mecánicas y físicas.

Por otro lado, con el objetivo de comparar el comportamiento en servicio del nuevo material respecto al hasta ahora utilizado, un acero al carbono no aleado S275JR [34], se introducen asimismo las características mecánicas en régimen elástico y plástico -ver figuras y tablas siguientes.

E_0 (Gpa)	$\sigma_{0,01}$ (Mpa)	$\sigma_{0,2}$ (Mpa)	σ_u (Mpa)	ϵ_u	e	n	m
205	155	275	450	0,389	0,00131	5.23	3.14

Tabla 3.4 – S275JR. Características mecánicas y parámetros de Ramberg-Osgood.

E (MPa)	ν	α ($^{\circ}\text{C}^{-1}$)	T ($^{\circ}\text{C}$)
210000	0.29	1,10E-05	20
210000	0.29	1,10E-05	100
189000	0.29	1,10E-05	200
168000	0.29	1.15E-005	300
147000	0.29	1.15E-005	400
126000	0.29	1.20E-005	500

Tabla 3.5 – S275 JR. Propiedades elásticas y coeficiente de expansión térmica vs. Temperatura

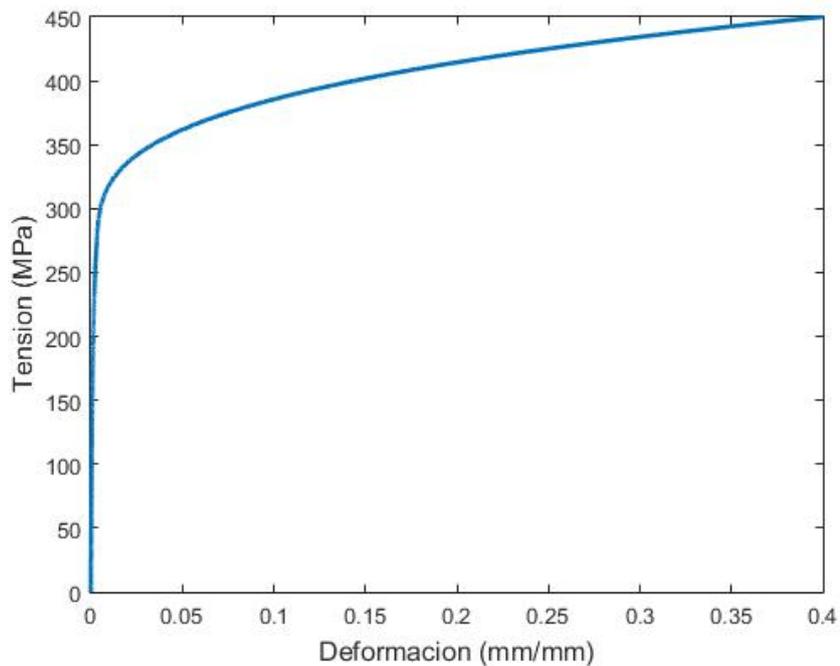


Figura 3.12 - S275JR. Curva tensión vs. deformación.

3.4. INFLUENCIA TÉRMICA Y CARGAS MECÁNICAS

3.4.1. Influencia térmica

Bien es sabido que un medio material se dilata cuando aumenta su temperatura, y esta deformación desaparece cuando vuelve a enfriarse recuperando las dimensiones que tenía inicialmente. Sin embargo, en algunas ocasiones entre el interior y el exterior del material se produce un gradiente de temperaturas que origina un estado de tensiones, denominadas tensiones de origen térmico, las cuales pueden generar finalmente tensiones residuales en materiales de comportamiento elastoplástico. Por lo tanto, es necesario tener un perfecto conocimiento de las propiedades termo-mecánicas del medio material que estemos estudiando.

En general, todos los materiales experimentan una disminución del módulo de elasticidad con la temperatura, que se acentúa al aproximarnos a la temperatura de fusión del material. Por el contrario, el coeficiente de Poisson varía en mucho menor grado y puede considerarse independiente de la temperatura para la mayoría de los materiales.

Se considera un material cuyo comportamiento es elástico, lineal e isótropo. Llamando T_0 a la temperatura de referencia, en consecuencia, el incremento de temperatura θ , se define como:

$$\theta = T - T_0 \quad (\text{Ec. 3.13})$$

Experimentalmente se ha comprobado que la mayoría de los materiales experimentan una variación de longitud con la temperatura según una función lineal de la forma,

$$l = l_0(1 + \alpha \cdot \theta) \quad (\text{Ec. 3.14})$$

donde l es la longitud de un elemento lineal a la temperatura T , l_0 es su longitud inicial a la temperatura T_0 , y α es una constante de proporcionalidad, característica del material, que se denomina *coeficiente de dilatación lineal* o *coeficiente de expansión térmica*.

De la ecuación (3.14) se obtiene la deformación unitaria debida al incremento de temperatura,

$$\varepsilon = \frac{l - l_0}{l_0} = \alpha \cdot \theta \quad (\text{Ec. 3.15})$$

En el caso de un elemento de volumen, y dado que el material es isotrópico, se cumplirá que la deformación en todas las direcciones será la misma de tal forma que las deformaciones unitarias serán,

$$\varepsilon_{11} = \varepsilon_{22} = \varepsilon_{33} = \alpha \cdot \theta \quad (\text{Ec. 3.16})$$

En concreto, las condiciones de servicio de la pieza objeto de estudio implican constantes cambios en la temperatura de trabajo. Por un lado, la pieza comienza en el exterior del horno (a temperatura ambiente), donde se cargan los lingotes en su interior. A continuación, todo el conjunto se introduce en el baño de aluminio líquido a 750°C durante un tiempo aproximado de 5 minutos, para después interrumpir la inmersión durante 1 minuto. De esta manera se repiten los ciclos hasta alcanzar los 36 minutos que dura una colada, aproximadamente.

Como el útil se introduce por completo en el caldo de aluminio, basta con suponer un campo de temperaturas que afecte a todo el modelo por igual. Por tanto, la temperatura irá variando en función de la posición del útil en ese instante, es decir, si se encuentra dentro o fuera del horno. Estableciendo el *step* de cálculo en 1, el campo de temperaturas en el modelo queda definido según la tabla 3.6.

Del mismo modo, como simplificación, se obvian fenómenos de transmisión de calor por conducción entre las distintas piezas del útil.

Step time	Campo de temperaturas (°C)
Condiciones iniciales	20
0	750
0.16	20
0.2	750
0.36	20
0.4	750
0.56	20
0.6	750
0.76	20
0.8	750
0.96	20
1	20

Tabla 3.6 - Campo de temperaturas en el modelo de cálculo.

3.4.2. Cargas mecánicas

Con objeto de establecer la carga estática sobre el útil se tiene en cuenta que la capacidad de carga del mismo es de 46 lingotes de magnesio. Las dimensiones de los mismos son de 75x125x500 mm³ (ver figura 1.3). Tomando como densidad la que figura en la tabla 3.3, la masa del conjunto de lingotes asciende a 390 kg aproximadamente.

Estos 3900 N actúan sobre la chapa inferior del útil en el instante inicial. Según se avanza en el proceso de colada, inmersión tras inmersión, estos lingotes se van fundiendo y aleando con el aluminio, por lo que su masa va disminuyendo con el tiempo. Para tener en cuenta la influencia de este fenómeno se propone variar la fuerza de la gravedad ejercida sobre el conjunto de lingotes en función del tiempo, según la tabla 3.7.

Step time	Peso propio lingotes
Condiciones iniciales	1
0	1
0.16	0.8
0.2	0.8
0.36	0.6
0.4	0.6
0.56	0.4
0.6	0.4
0.76	0.2
0.8	0.2
0.96	0
1	0

Tabla 3.7 – Variación del peso propio de los lingotes en función del tiempo (en tanto por uno).

Por otro lado, el peso propio del útil no varía a lo largo de la simulación, por lo que la aceleración de la gravedad se mantiene constante e igual a 9.81 m/s².

En cuanto a la presión hidrostática ejercida por el caldo de aluminio sobre las paredes del útil, no aplica su consideración debido a los efectos despreciables que tendría en la simulación.

4. Resultados y análisis.

Para el estudio se llevaron a cabo simulaciones con distintos modelos, entre los que se presentan los siguientes:

- Modelo 1: simulación del útil fabricado en acero S275 JR.
- Modelo 2: simulación del útil fabricado en acero inoxidable AISI 430.
- Modelo 3: estudio de la idoneidad de la situación de la carga en el útil.

En cuanto a la presentación de resultados, notar que siguen la siguiente secuencia de figuras:

1. Visualización de la plastificación en los puntos de integración de todo el modelo, al final de la simulación.
2. Visualización de los desplazamientos verticales (U3) en el modelo simétrico, al final de la simulación.
3. Visualización de los desplazamientos verticales (U3) en todo el modelo, al final de la simulación.
4. Gráfica del desplazamiento vertical (U3) a lo largo de la placa frontal, al final de la simulación (aclaración en figura 4.1)
5. Gráfica del desplazamiento vertical (U3) en la placa inferior, al final de la simulación (aclaración en figura 4.2)
6. Gráfica del desplazamiento vertical (U3) versus tiempo de cálculo, en un punto situado en el centro de la placa frontal (nodo número 14 en la figura 4.1)

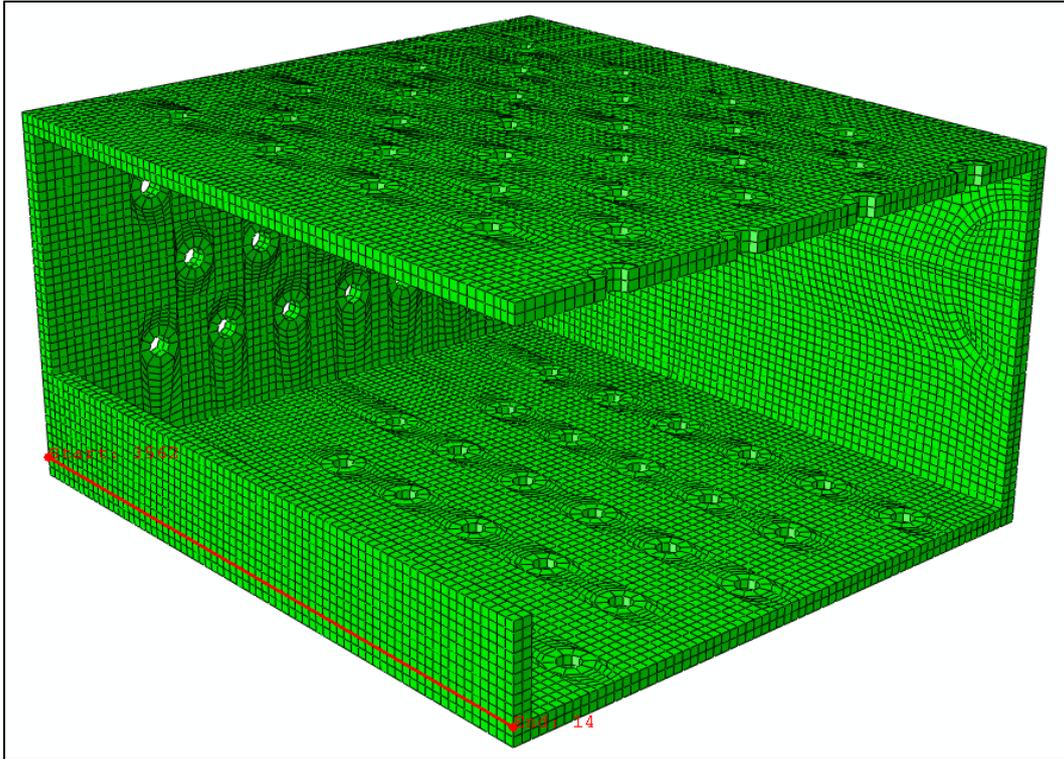


Figura 4.1 – Camino 1. Distancia desde el extremo hacia el centro de la placa frontal.

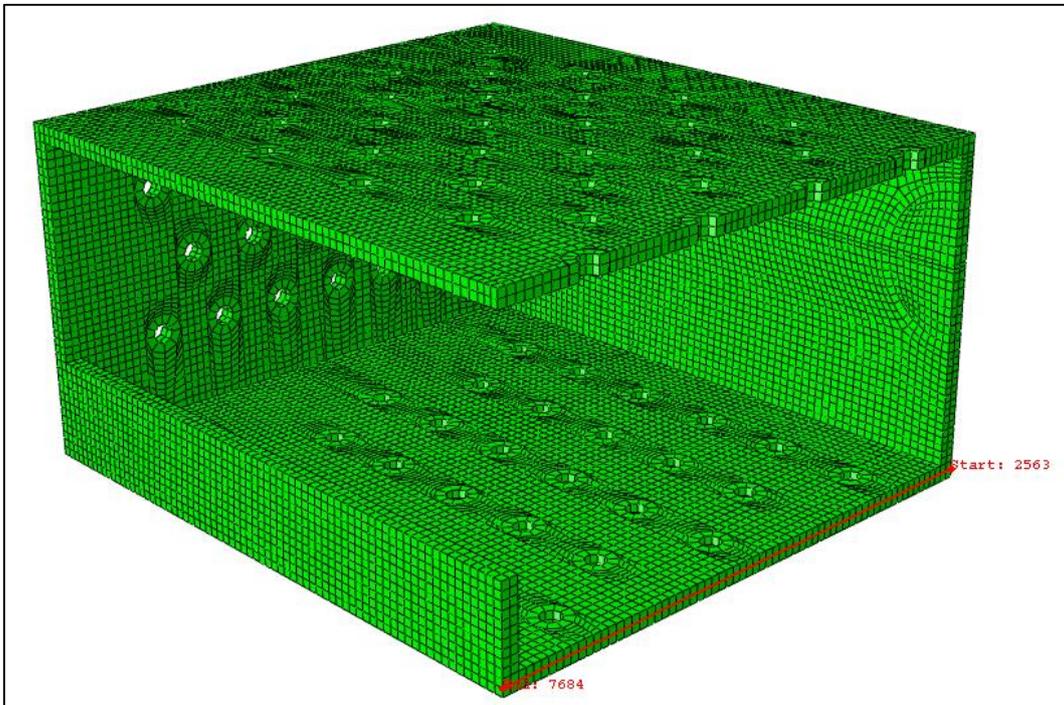


Figura 4.2 – Camino 2. Distancia a lo largo de la placa inferior, desde la placa trasera hacia la frontal.

4.1. MODELO 1

El objetivo de este primer modelo de cálculo es el de simular las condiciones de servicio existentes, es decir, un cajón fabricado en acero al carbono S275 JR al que se le aplican las condiciones de contorno expuestas en apartados previos de esta memoria. Para evaluar primero aquellas zonas susceptibles de plastificación, esto es, aquellos puntos en los que el límite elástico del material se ve superado, se utiliza el comando “AC YIELD” de ABAQUS [35]. Lo que hace este comando es básicamente mostrar los puntos de integración donde el material ha plastificado durante la simulación.

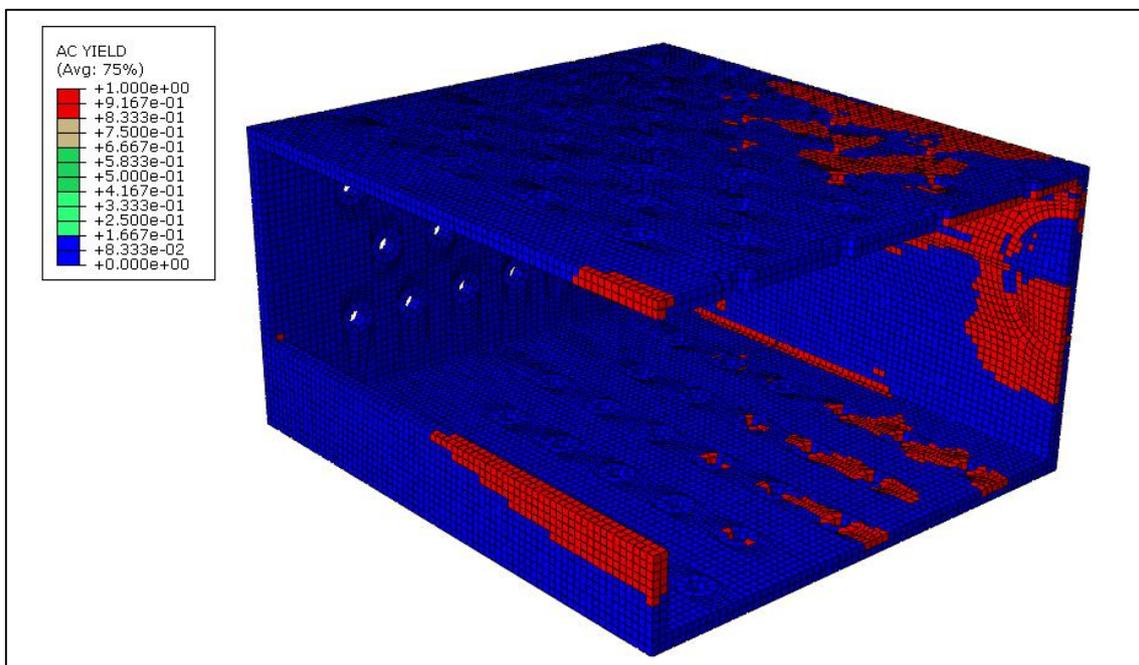


Figura 4.3 - Modelo 1. Plastificación en los puntos de integración [0 = no plastificado, 1 = plastificado].

La figura 4.3 muestra en color rojo las zonas en las que se supera el límite elástico para este material (275 MPa, correspondientes al acero S275 JR). Se aprecia una plastificación severa en la placa trasera, que se corresponde con la zona del empotramiento, que puede verse influenciado por las simplificaciones asumidas en la modelización de las condiciones de contorno que reflejan el agarre del brazo. No obstante, se deben tener en consideración el resto de zonas, como pueden ser la placa frontal o las placas superior e inferior, en las que aparecen numerosos puntos en los que el material está sufriendo plastificación.

Por otro lado, es de especial interés conocer las deformaciones presentes en la pieza en el momento de finalizar cada colada, tras varias inmersiones. Es por ello por lo que se muestra en la siguiente figura - figura 4.4 - los desplazamientos que tienen lugar en la dirección del eje vertical (U3).

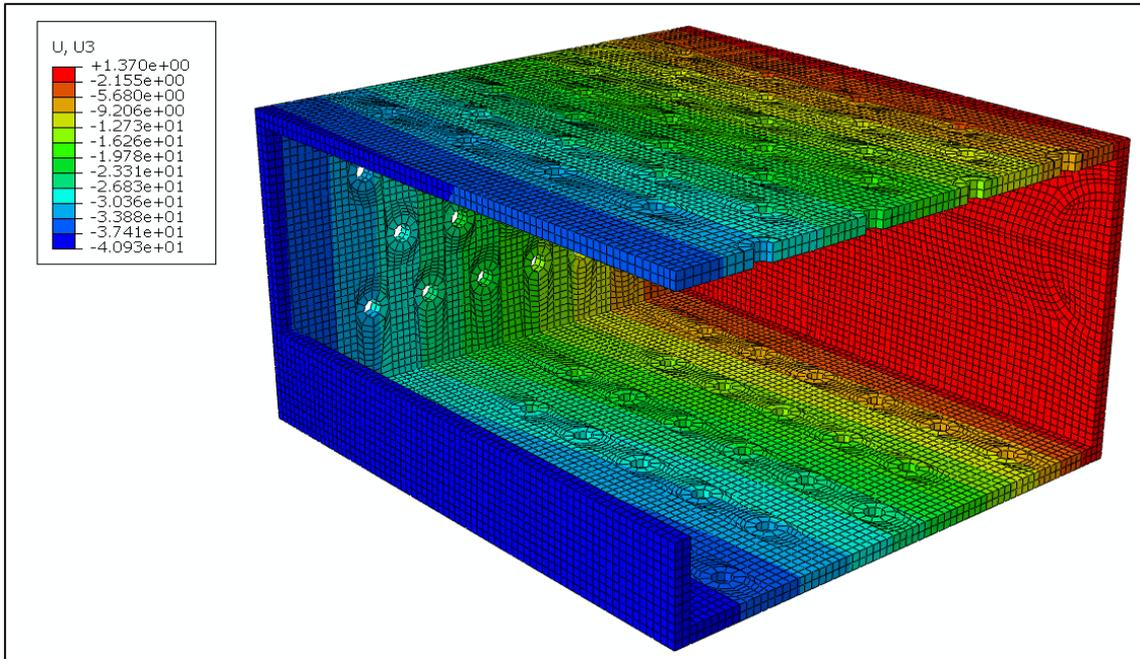


Figura 4.4 - Modelo 1. Desplazamientos verticales (U3) [mm].

Prestando atención a la figura se puede observar cómo los desplazamientos verticales en la zona frontal del útil son de aproximadamente 41 mm al final de la simulación. Asimismo, la figura 4.5 muestra la deformada de la pieza con una escala de 10 aumentos, con el objetivo de magnificar el resultado visual y poder interpretar con claridad el efecto de las cargas.

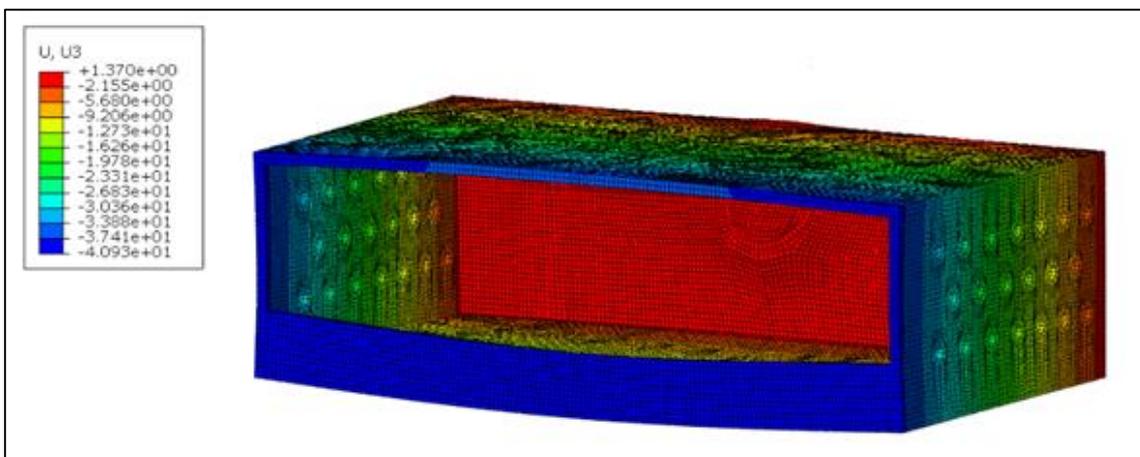


Figura 4.5 – Modelo 1. Desplazamientos verticales (U3) del modelo completo [mm]. Escala x10.

A su vez, si se traza una curva que muestre la variación de longitud en el eje vertical entre dos puntos situados en la placa central e inicialmente paralelos (ver figuras 4.1 y 4.6), se advierte de un cierto alabeo de la pieza en su parte central; es decir, esta zona está sufriendo una deformación mayor por estar más alejada de cualquier apoyo, como es de esperar.

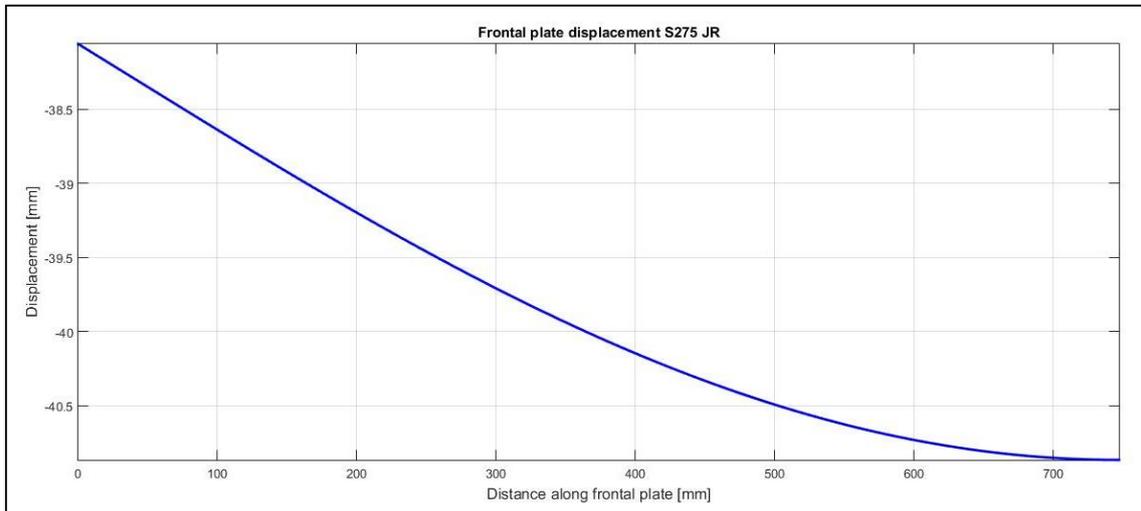


Figura 4.6 - Modelo 1. Desplazamiento vertical (U_3) [mm] vs. Distancia a lo largo del camino 1 [mm].

Asimismo, si la curva se traza en una dirección perpendicular a la anterior (figura 4.2) se puede observar el mismo fenómeno -ver figura 4.7.

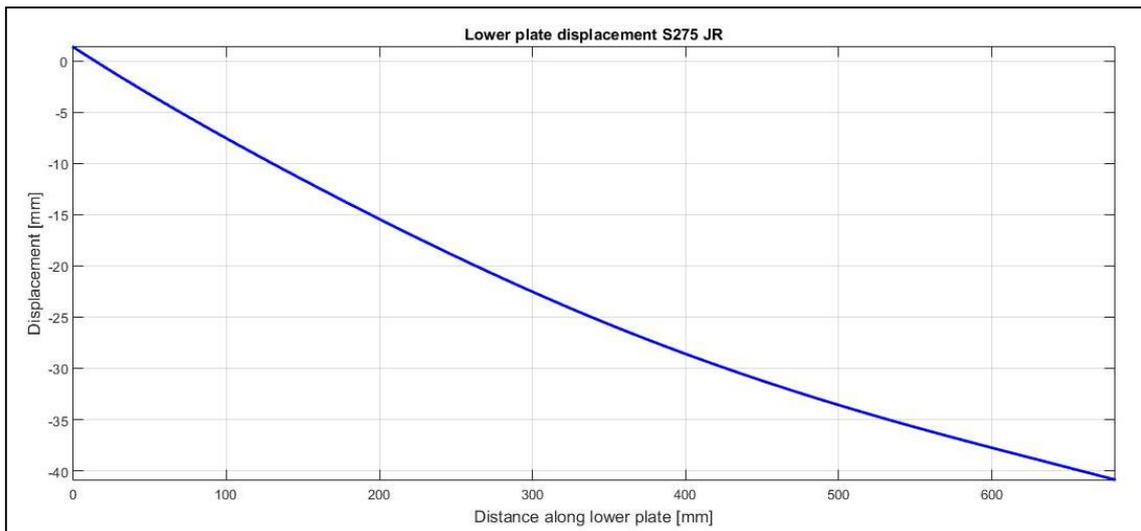


Figura 4.7 - Modelo 1. Desplazamiento vertical (U_3) [mm] vs. Distancia a lo largo del camino 2 [mm].

Del mismo modo, si se selecciona un punto de la parte central del útil (nodo 14 de la figura 4.1) y se traza la variación del desplazamiento vertical (U3) que sufre en función del tiempo, se puede observar cómo existen deformaciones permanentes que se van arrastrando en cada inmersión producidas por el campo de temperaturas mostrado en la tabla 3.6 del apartado 3.4.1 de esta memoria.

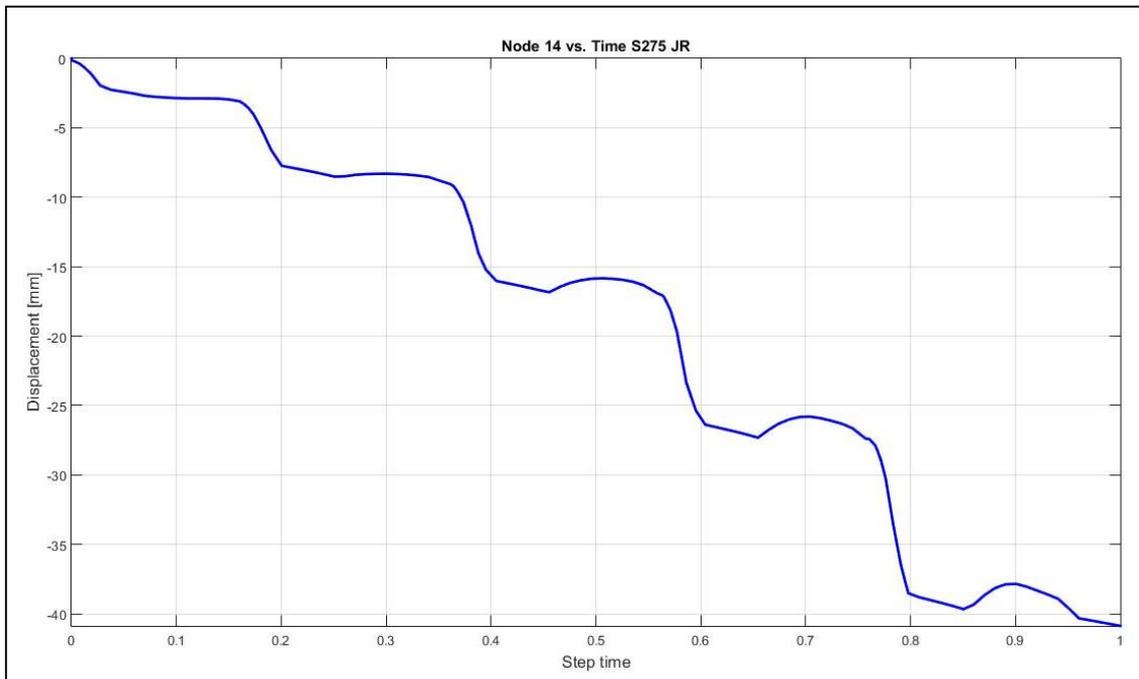


Figura 4.8 - Modelo 1, nodo 14. Desplazamiento vertical (U3) [mm] vs. Tiempo de cálculo [tanto por uno].

4.2. MODELO 2

Una vez visto el comportamiento del útil en las condiciones actuales de servicio (modelo 1) se presentan los resultados de las simulaciones correspondientes a la pieza con el material propuesto, el acero inoxidable AISI 430.

De igual manera, se presenta primero una figura (4.9) en la que se muestran aquellos puntos en los que el material sufre plastificación. Se aprecia que estas zonas se reducen notablemente y se concentran en el entorno del empotramiento, en la placa trasera.

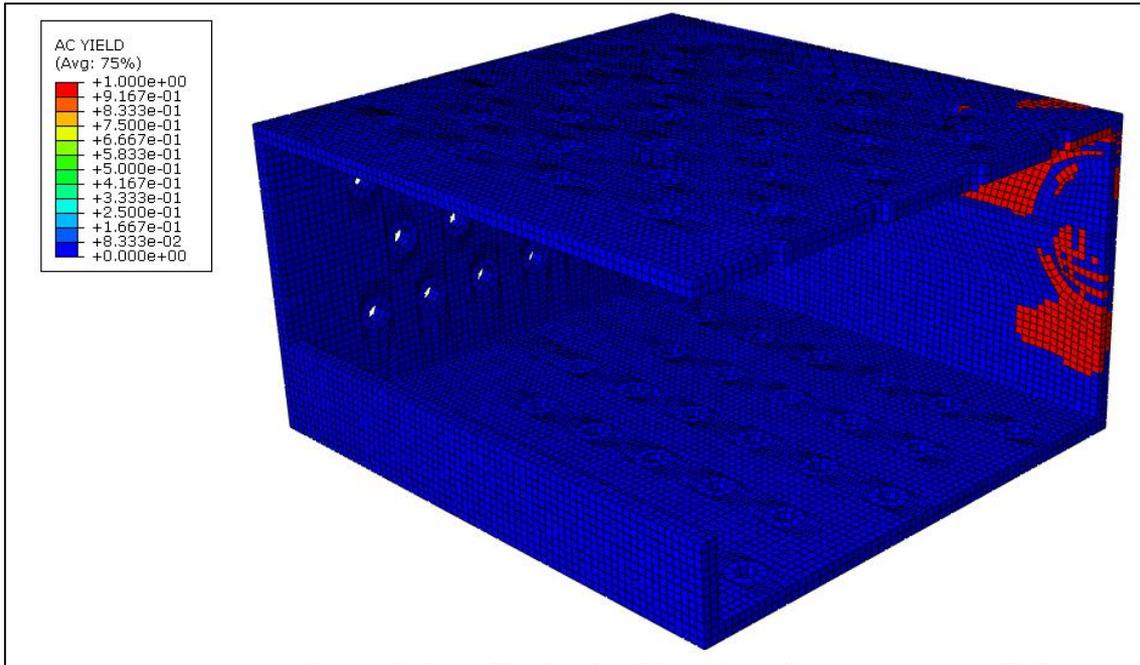


Figura 4.9 - Modelo 2. Plastificación en los puntos de integración [0 = no plastificado, 1 = plastificado].

Asimismo, como se puede observar en la figura 4.10, los desplazamientos de la parte frontal se reducen hasta alcanzar los 15 mm en la zona más alejada de los apoyos.

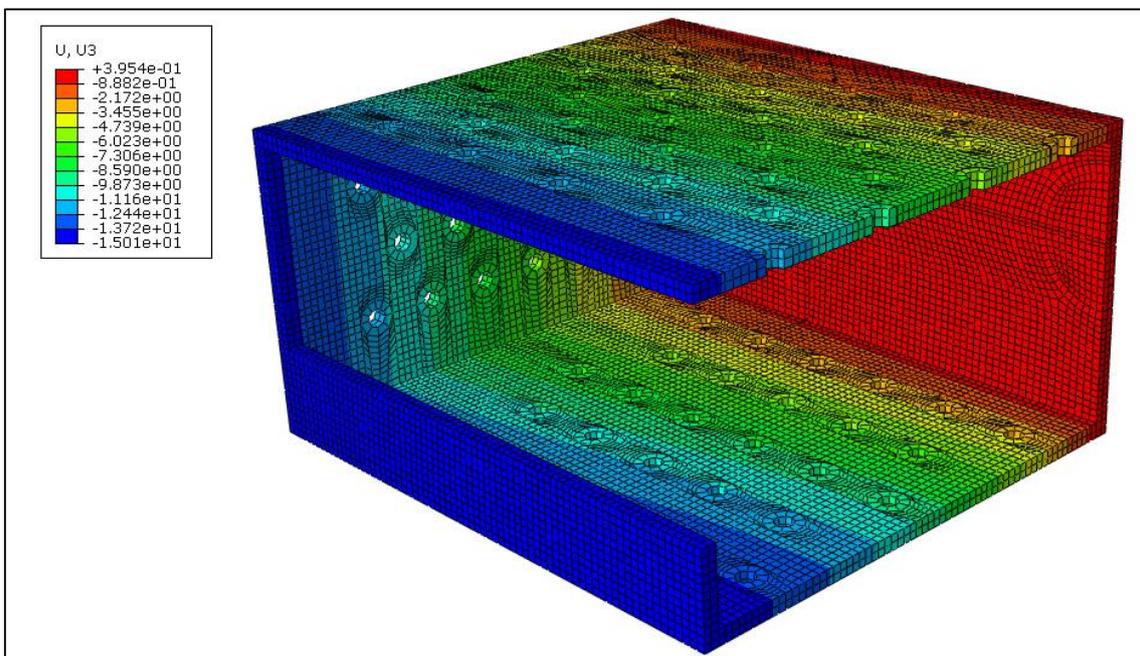


Figura 4.10 - Modelo 2. Desplazamientos verticales (U3) [mm].

Si se desea observar la deformada real, en este caso resulta necesario ampliar las deformaciones en una escala de 20 aumentos para poder visualizar cómo la parte central del útil tiende a flectar hacia abajo -ver figura 4.11. No obstante, esta deformación es de menor proporción que en el caso anterior, hecho que se constata en la figura 4.12 trazando una gráfica en la que se refleja el desplazamiento vertical (U_3) a lo largo de la placa frontal del útil.

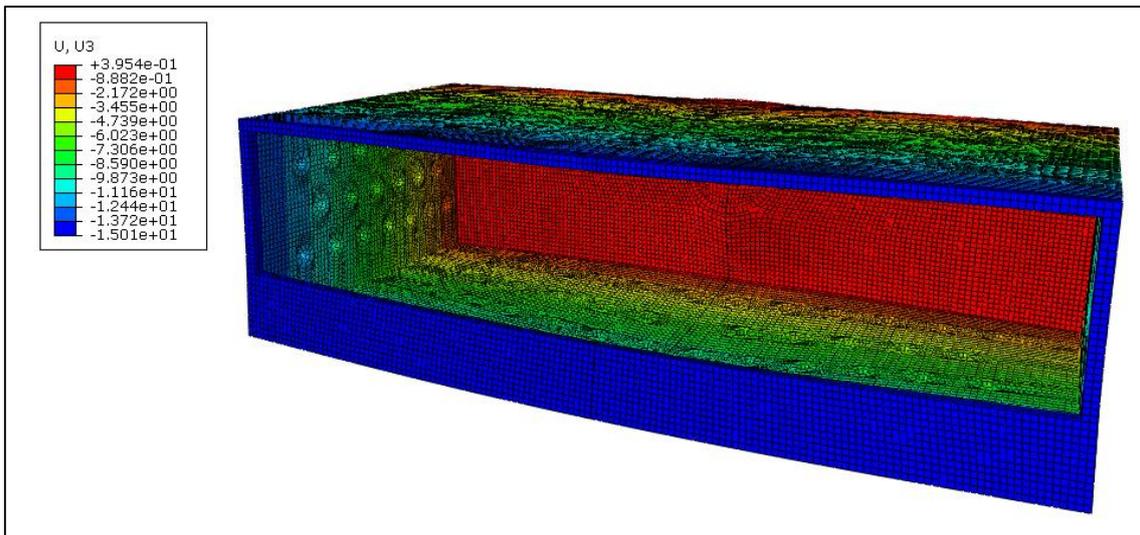


Figura 4.11 – Modelo 2. Desplazamientos verticales (U_3) del modelo completo [mm]. Escala x20.

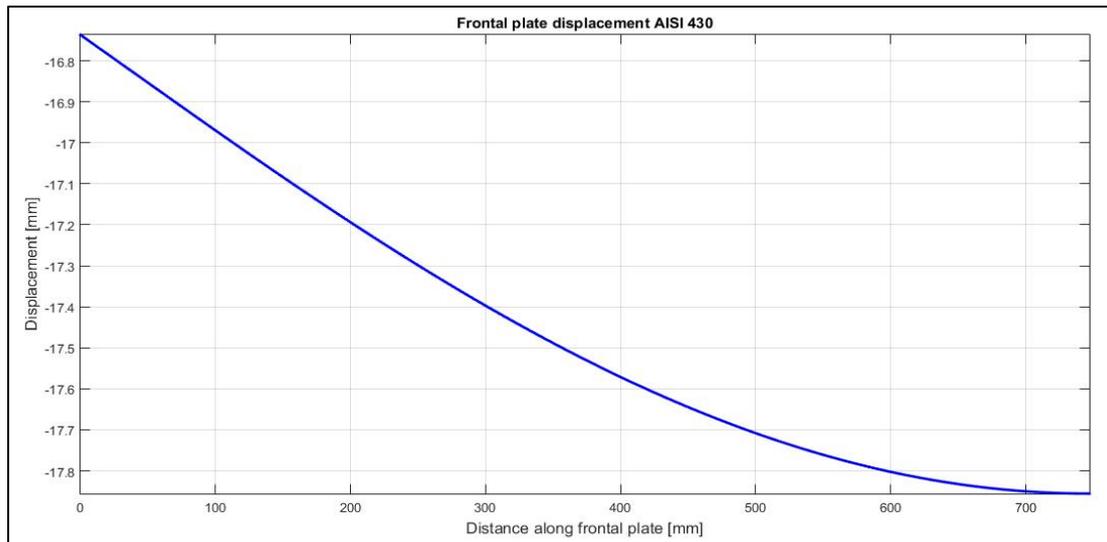


Figura 4.12 - Modelo 2. Desplazamiento vertical (U_3) [mm] vs. Distancia a lo largo del camino 1 [mm].

De igual manera, si la variación de los desplazamientos se traza en la placa inferior, transversalmente al cajón (ver camino en la figura 4.2), se observa cómo la flecha en la zona delantera es cercana a los 18 mm, aproximadamente un 48% menos que en el caso anterior.

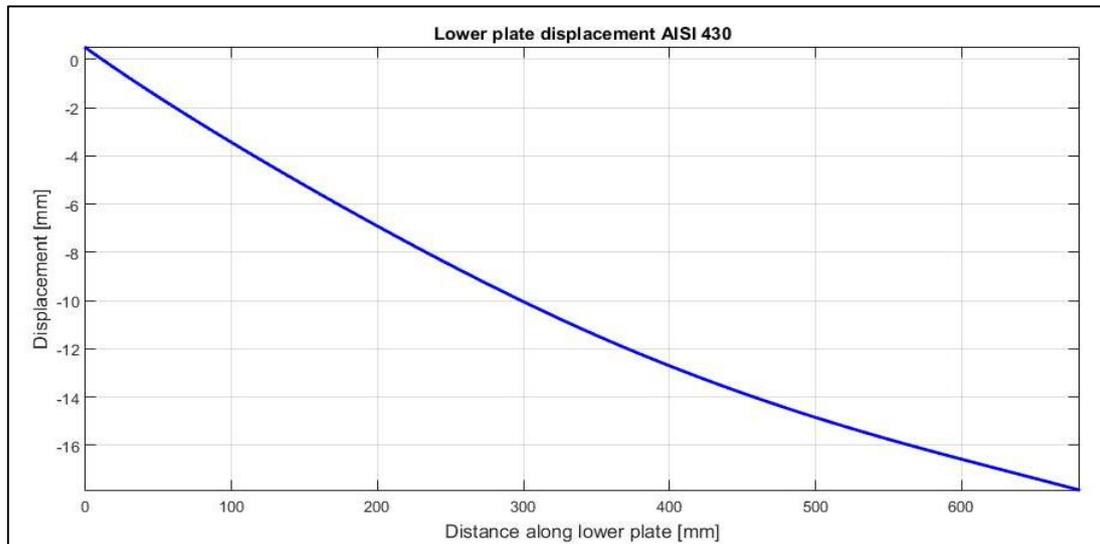


Figura 4.13 - Modelo 2. Desplazamiento vertical (U_3) [mm] vs. Distancia a lo largo del camino 2 [mm].

Respecto a las deformaciones permanentes que se van produciendo en cada inmersión, estas desaparecen al no haber plasticidad durante el proceso; es decir, las deformaciones que se producen son de carácter reversible y la pieza recupera su forma inicial.

4.3. MODELO 3

En este modelo se estudia un posible cambio en la colocación de los lingotes dentro del cajón. En la parte izquierda de la figura 4.14 se puede observar en color rojo la disposición actual de la carga, en la que los lingotes ocupan una superficie total de 139050 mm^2 . El cliente utiliza esta disposición con el fin de asegurar la cobertura total de los lingotes por el aluminio líquido, e impedir que los agujeros laterales queden obstruidos al paso del mismo. No obstante, un reparto más equitativo a lo largo de la placa inferior no implicaría ningún impedimento al paso del caldo de aluminio y, por añadidura, las deformaciones de la pieza se verían positivamente influenciadas debido al reparto de las cargas. Se propone incrementar el área en un 102%.

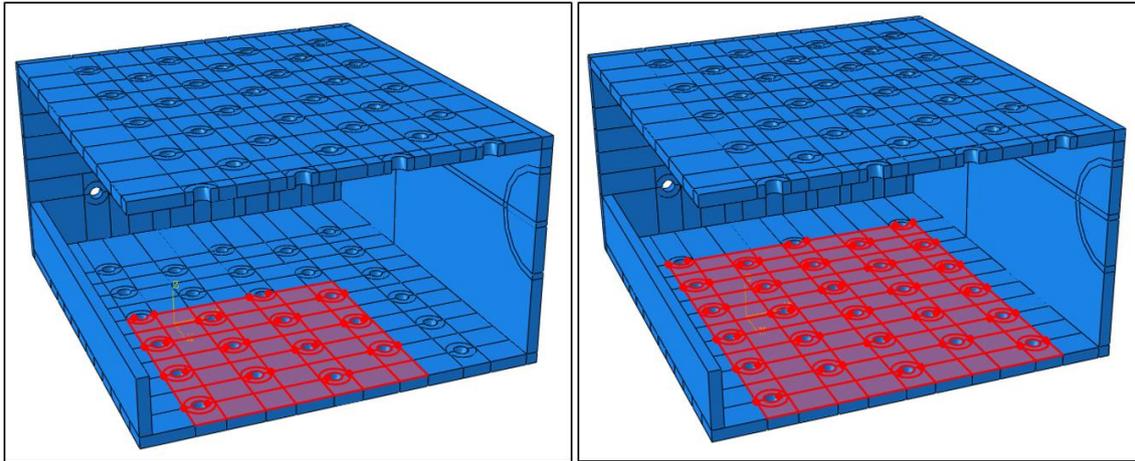


Figura 4.14 – Superficie de apoyo de los lingotes. Original (izda.). Propuesta (dcha.).

Con el objetivo de comprobar la diferencia en la deformación de la pieza, en la figura 4.15 se muestra el desplazamiento a lo largo de la chapa frontal, provocado por la situación de servicio en un útil fabricado en acero S275 JR. Se aprecia que la flecha en el punto central es de aproximadamente 30.2 mm, mientras que en la situación de carga actual (figura 4.6) la flecha supera los 40.8 mm. Por tanto, la propuesta de incrementar el área de apoyo de los lingotes reduce las deformaciones de la placa inferior en un 26%.

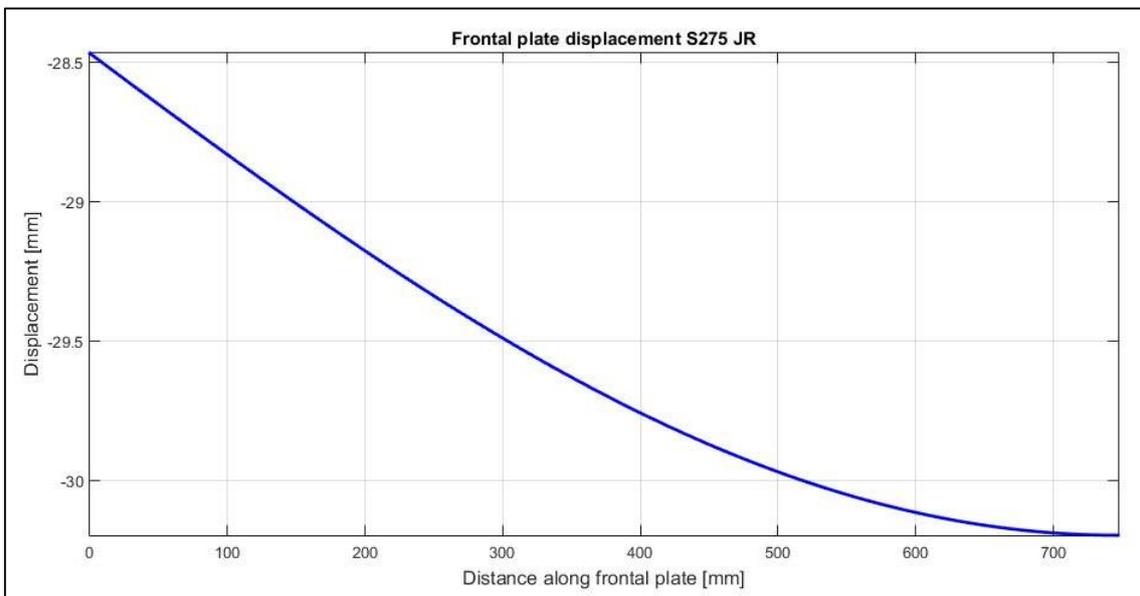


Figura 4.15 - Modelo 3. Desplazamiento vertical (U3) [mm] vs. Distancia a lo largo del camino 1 [mm].

Por otro lado, en relación a los desplazamientos relativos entre el punto central de la placa y uno de sus extremos, se tienen los siguientes valores:

- 2.79 mm en el caso del modelo 1.
- 1.73 mm en el caso del modelo 3.

Esto supone una reducción en la flecha relativa de un 38%.

Por otra parte, observando los puntos en los que la tensión resultante es mayor que el límite elástico, se aprecia una disminución en número de los mismos en comparación con el estado de carga original – ver figuras 4.16 y 4.3.

Si se trazan en la misma gráfica (figura 4.17) las curvas de desplazamiento vertical frente al tiempo de un nodo situado en el centro de la placa frontal (nodo 14) se puede apreciar cómo el desplazamiento en el caso del modelo 1 – en color azul- es superior al presentado en el modelo 3 – en color rojo -, con la nueva disposición de la carga.

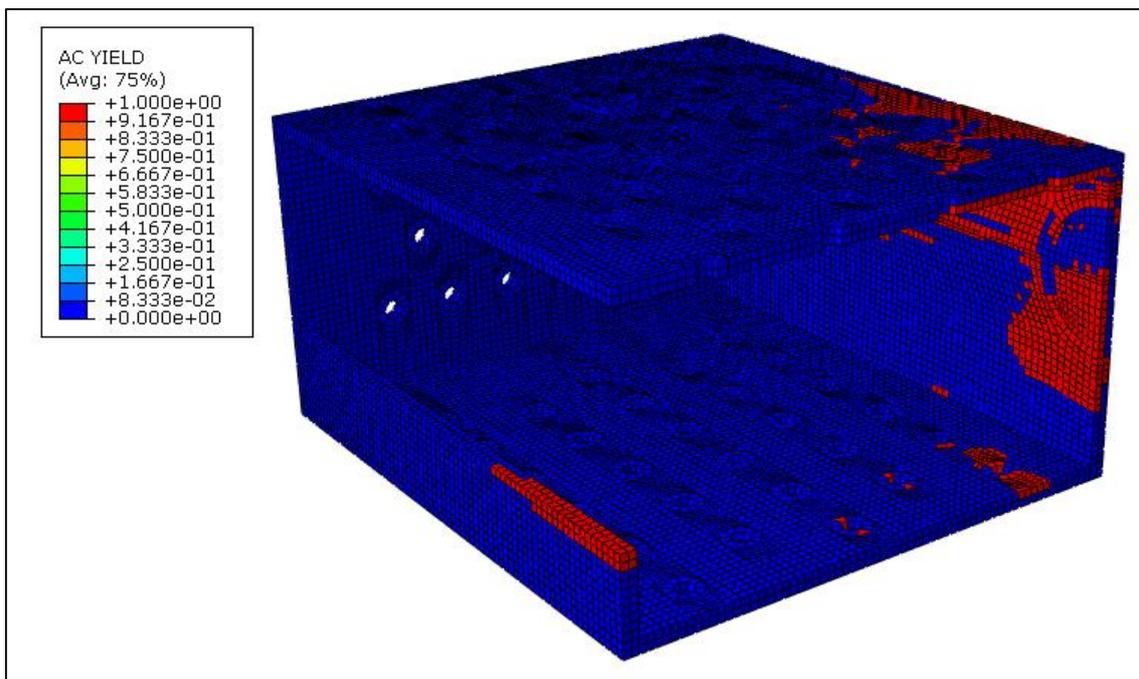


Figura 4.16 - Modelo 3. Plastificación en los puntos de integración [0 = no plastificado, 1 = plastificado].

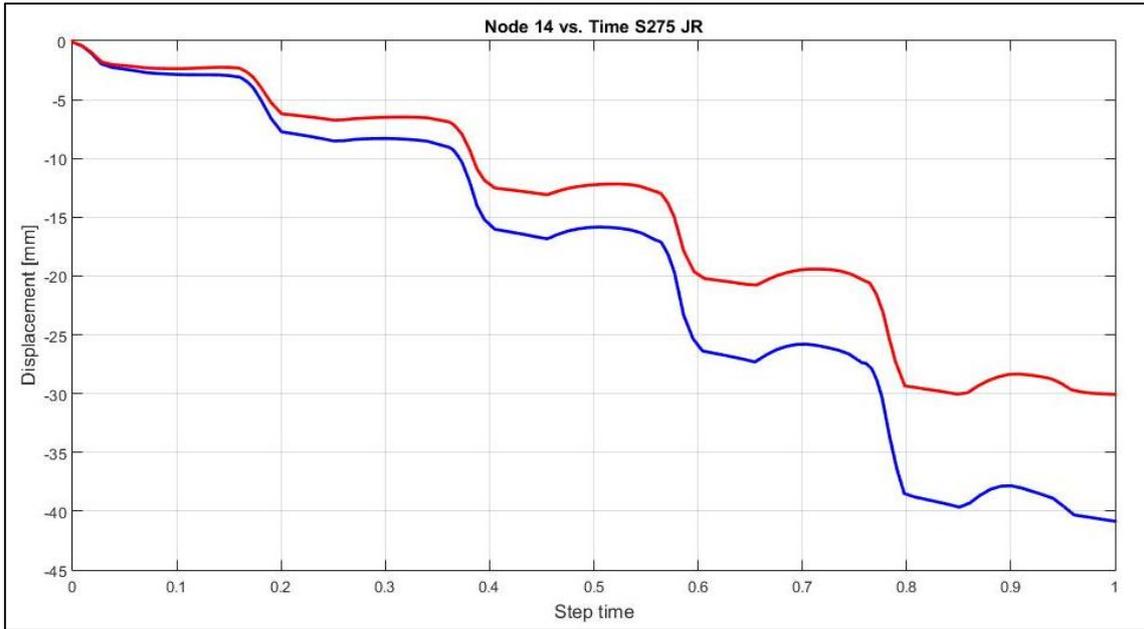


Figura 4.17 – Comparación entre los modelos 1 y 3 del desplazamiento vertical (U3) frente al tiempo.

5. Conclusiones.

El objetivo de este trabajo de investigación aplicada ha sido el de analizar el comportamiento en servicio de un útil de acero inmerso en aluminio fundido con el objetivo de optimizar el proceso. Para ello se ha estudiado el comportamiento mecánico de la pieza de interés para diversos materiales y la idoneidad de la colocación de la carga dentro de la misma. Para alcanzar este fin se ha realizado una extensa revisión bibliográfica y se ha modelizado – por medio del software de elementos finitos *ABAQUS*[®] - el proceso industrial a considerar, incluyendo el efecto de los cambios de temperatura.

Los diferentes estudios realizados permiten extraer las siguientes conclusiones principales:

- En las condiciones de servicio existe un ambiente muy agresivo provocado por el fenómeno de corrosión por metales fundidos. Más aún, este proceso se ve agravado cuando el metal líquido en cuestión es el aluminio. Algunos de los fenómenos más comunes que pueden producirse en el entorno del metal es la disolución directa y la formación de productos estables.
- En cuanto a la selección del material óptimo para este tipo de trabajo, decir que la utilización de aceros inoxidable que contengan níquel (austeníticos, dúplex) está totalmente desaconsejada. Dentro de los materiales económicamente viables para su uso en el útil se encuentran los aceros inoxidable ferríticos, los cuales demuestran tener un buen comportamiento a altas temperaturas y en medios que contengan cloruros. En este caso, el material seleccionado es un AISI 430, que puede estar estabilizado con titanio y niobio para incrementar su resistencia a la corrosión, siendo su formulación la correspondiente al acero AISI 441.
- Un tratamiento térmico superficial de boración mejoraría la durabilidad de la pieza, ya que este proceso aumenta la resistencia a la corrosión y a la oxidación a alta temperatura.
- Con la utilización del nuevo material se aprecian reducciones en los desplazamientos verticales de las distintas piezas que forman el útil. Asimismo,

los puntos en los que se supera el límite elástico del material quedan reducidos muy significativamente.

- La colocación de la carga dentro del útil juega un papel muy importante en lo que a deformaciones se refiere. Si se distribuyen uniformemente los lingotes dentro del cajón, se puede conseguir una reducción de un 38% en la flecha relativa en la parte central del útil.

6. Presupuesto.

Este capítulo de la memoria contiene el presupuesto desglosado con las horas y el capital humano y material necesarios para la realización de este proyecto de investigación aplicada. Asimismo, en el último apartado se puede consultar el presupuesto total.

6.1. DESGLOSE DE TIEMPOS

Se recoge a continuación el desglose de tiempos necesarios para la realización de este proyecto. Tener en cuenta que para la estimación de la duración se considera una dedicación diaria de 8 horas.

Descripción tarea	Días	Horas
Investigación	30	240
Simulación	48	384
Documentación	18	144
Duración estimada	96	768

Tabla 6.1 – Desglose de tiempos.

6.2. DESGLOSE DE COSTES

El desglose de costes se realiza en base a la siguiente distribución:

- Gastos de software.
- Gastos de personal.
- Gastos de material fungible

6.2.1. Gastos de software

En cuantos a los gastos del software utilizado para las simulaciones se tiene en cuenta la adquisición de una licencia temporal (por 2 meses) del programa de simulación numérica ABAQUS®, cuyo coste asciende a 8000€.

Concepto	Cantidad	Precio unitario	Total
Alquiler mensual licencia ABAQUS	2	4250	8500
TOTAL			8500 €

Tabla 6.2 – Desglose de costes. Gastos de software.

6.2.2. Gastos de personal

Concepto	Nº de uds. / horas	Precio unitario	Total
Investigación	240	40	9600
Simulación	384	40	15360
Documentación	144	40	5760
TOTAL			30720 €

Tabla 6.3 – Desglose de costes. Gastos de personal.

6.2.3. Gastos de material fungible

En este apartado se detalla la cantidad y el precio del material de oficina utilizado (papel, tinta, encuadernaciones).

Concepto	Cantidad	Precio unitario	Total
Papel	1	5	5
Tinta tóner	1	105	105
Encuadernación	2	3	6
		TOTAL	116 €

Tabla 6.4 – Desglose de costes. Gastos de material fungible.

6.2.4. Otros gastos

En esta partida se incluyen gastos generales de telefonía y electricidad por valor de 95€.

6.2.5. Presupuesto total

Partida	Coste (€)
Gastos de software	8500
Gastos de personal	30720
Gastos de material fungible	116
Otros gastos	95
Total, antes de beneficios e impuestos	39431
Beneficio industrial (6%)	2365.86
Total, antes de impuestos	41796.86
IVA (21%)	8777.34
Coste total del proyecto	50574.20
El coste total del proyecto asciende a CINCUENTA MIL QUINIENTOS SETENTA Y CUATRO CON VEINTE CÉNTIMOS DE EURO.	
Gijón, a 16 de julio de 2016	
El proyectista	
	
Juan Carlos Nieto Fuentes	

7. Bibliografía.

- [1] J. Belzunce Varela, *Materiales Estructurales*. 2012.
- [2] K. Bouche, "Intermetallic compound layer growth between solid iron and molten aluminium," vol. 249, pp. 167–175, 1998.
- [3] M. Yan and Z. Fan, "Durability of materials in molten aluminum alloys," vol. 6, pp. 285–295, 2001.
- [4] A. J. López and J. Rams, "Protection of carbon steel against molten aluminum attack and high temperature corrosion using high velocity oxygen-fuel WC – Co coatings," *Surf. Coat. Technol.*, vol. 262, pp. 123–133, 2015.
- [5] E. McCafferty, *Introduction to Corrosion Science*. Springer, 2009.
- [6] E. Martínez-Pañeda, S. del Busto, C. . Niordson, and C. Betegón, "Strain gradient plasticity modeling of hydrogen diffusion," *Int. J. Hydrog. Energy* 41, pp. 10265–10274, 2016.
- [7] E. Martínez-Pañeda, C. . Niordson, and R. . Gangloff, "Strain gradient plasticity-based modeling of hydrogen environment assisted cracking," , *Acta. Mater.* (in press), *doi:10.1016/j.actamat.2016.07.022*, 2016.
- [8] P. M. Bravo Díez, *Apuntes de corrosión, oxidación, desgaste y protección*. 2016.
- [9] D. C. Lou, O. M. Akselsen, M. I. Onsøien, J. K. Solberg, and J. Berget, "Surface modification of steel and cast iron to improve corrosion resistance in molten aluminium," vol. 200, pp. 5282–5288, 2006.
- [10] N. Zhang, J. Wosik, W. Fragner, R. Sonnleitner, and G. E. Nauer, "Intermetallics Three-dimensional analysis of the growth of intermetallics phases between solid steel and molten aluminium," *Intermetallics*, vol. 18, no. 2, pp. 221–225, 2010.
- [11] V. . Yeremenko, Y. . Natanzon, and V. . Dybkov, "The effect of dissolution in the growth of the Fe₂Al₅ interlayer in the solid iron - liquid aluminium system," *Mater. Sci.*, vol. 16, p. 1781, 1981.
- [12] J. Belzunce Varela, *Aceros y fundiciones*. 2001.

- [13] EuroInox, “www.euro-inox.org.” .
- [14] Acerinox, “AISI 430.” .
- [15] M. González and F. D. E. Castro, “Boración de aceros,” Universidad Politécnica de Madrid, 1999.
- [16] E. Martínez-Pañeda and C. Betegón, “Modeling damage and fracture within strain-gradient plasticity,” *Int. J. Plast.* *80*, pp. 154–167, 2016.
- [17] E. Martínez-Pañeda and R. Gallego, “Numerical analysis of quasi-static fracture in functionally graded materials,” *Int. J. Mech. Mater. Des.* *11*, pp. 405–424, 2015.
- [18] E. Martínez-Pañeda, T. . García, and C. Rodríguez, “Fracture toughness characterization through notched small punch test specimens,” *Mater. Sci. Eng., A*, *657*, pp. 422–430, 2016.
- [19] E. Martínez-Pañeda and C. . Niordson, “On fracture in finite strain gradient plasticity,” *Int. J. Plast.* *80*, pp. 154–167, 2016.
- [20] E. Martínez-Pañeda, C. . Niordson, and L. Bardella, “A finite element framework for distortion gradient plasticity with applications to bending of thin foils,” *Int. J. Solids Struct.* (*in Press*), doi: 10.1016/j.ijsolstr.2016.06.001, 2016.
- [21] O. C. Zienkiewicz and R. L. Taylor, *The Finite Element Method: its Basis and Fundamentals*, Seventh ed. 2013.
- [22] E. Martínez-Pañeda, “MATLAB: Una herramienta para la didáctica del Método de los Elementos Finitos,” in *Revista Iberoamericana de Educación Matemática*, *45*, UNIÓN, Ed. pp. 242 – 268.
- [23] M. . Crisfield, *Non-linear Finite Element Analysis of Solids and Structures - Volume 2*. John Wiley & Sons, 1991.
- [24] M. . Crisfield, *Non-linear Finite Element Analysis of Solids and Structures - Volume 1*. John Wiley & Sons, 1991.
- [25] “Applied Mechanics of Solids.” [Online]. Available: <http://solidmechanics.org/>.
- [26] E. Wang, T. Nelson, and R. Rauch, “Back to Elements-Tetrahedra vs. Hexahedra,” in

International ANSYS Conference Proceedings, 2004.

- [27] S. E. Benzley, E. Perry, K. Merkley, B. Clark, and G. Sjaardema, "A Comparison of AllHexahedral and All-Tetrahedral Finite Element Meshes for Elastic and ElastoPlastic Analysis," in *4th International Meshing Roundtable*, 1995, pp. 179–191.
- [28] W. Ramberg and W. . Osgood, "Determination of Stress-strain Curves by Three Parameters," *Natl. Advis. Comm. Aeronaut.*, 1941.
- [29] K. Rasmussen and G. Hancock, "Design of Cold-formed Stainless Steel Tubular Members. I: Columns," *J. Struct. Eng.*, vol. 119(8), pp. 2349–2367, 1993.
- [30] J. Rhodes, M. MacDonald, and W. McNiff, "Buckling of Stainless Steel Columns under Concentric and Eccentric Loading," in *15th International Specialty Conference on Cold-formed Steel Structures*, 2000.
- [31] K. Rasmussen and J. Rondal, "Strength Curves for Metal Columns," *J. Struct. Eng.*, vol. 123(6), pp. 721–728, 1997.
- [32] M. MacDonald, J. Rhodes, and G. Taylor, "Mechanical Properties of Stainless Steel Lipped Channels," in *International Specialty Conference on Cold-formed Steel Structures*, 2000, pp. 673–686.
- [33] K. J. Rasmussen, "Full-range Stress-strain Curves for Stainless Steel Alloys," 2001.
- [34] *UNE-EN 10025: Productos laminados en caliente de aceros para estructuras. Parte 2: Condiciones técnicas de suministro de los aceros estructurales no aleados*. España, 2006.
- [35] "4.2.1 Abaqus/Standard output variable identifiers," in *Abaqus Analysis User's Manual*, 2012.