



Trabajo Fin de Máster

ANÁLISIS DE LOS PARÁMETROS DE DISEÑO DEL
UTILLAJE INVOLUCRADOS EN LA TECNOLOGÍA DE
INYECCIÓN “HEAT&COOL”

Autor/es

RAÚL FERRUZ VICENTE

Director/es

JORGE AISA ARENAZ

Facultad / Escuela
ESCUELA DE INGENIERIA Y ARQUITECTURA DE ZARAGOZA

Año
2013

ANÁLISIS DE LOS PARÁMETROS DE DISEÑO DEL UTILAJE INVOLUCRADOS EN LA TECNOLOGÍA DE INYECCIÓN “HEAT&COOL”

RESUMEN

El presente Proyecto Fin de Máster aborda el análisis térmico y mecánico de los parámetros de diseño de utilaje y proceso involucrados en la tecnología de inyección denominada industrialmente *“Heat & Cool”*. Se trata de una variante de la inyección de termoplásticos en la que se trabaja con molde caliente durante las fases de llenado y compactación y posteriormente se enfriá el molde para la expulsión de la pieza. Su objetivo más destacado es la mejora de la calidad superficial del producto.

El proyecto analiza los estudios e investigaciones recogidos hasta la fecha para, apoyándose en los resultados allí expuestos, introducir una parte experimental en la que se ha aprovechado una placa de molde para someterla al ciclo térmico monitorizando la evolución de la temperatura mediante una cámara termográfica y se ha comparado con el modelo informático para dotarlo de validez. Una vez hecho esto se ha comprobado el efecto de la variación de algunos de los parámetros de diseño involucrados en la eficiencia térmica del equipo mediante simulaciones con diferentes algoritmos numéricos. También se han simulado diferentes variantes del problema desde el punto de vista de la resistencia mecánica del molde, y se ha calculado la vida a fatiga en los casos más característicos. Finalmente se exponen las conclusiones alcanzadas en este proyecto.

ÍNDICE.

1.1.- Objeto y alcance del proyecto.....	3
2.1.- Análisis del ciclo térmico y su eficiencia previo a la implantación de un sistema de "Heat & Cool" en un molde de inyección.....	5
2.1.1 Introducción.....	5
2.1.2 Moldeo por inyección.....	6
3.1.- Proceso de inyección "Heat & Cool".....	12
3.2.- Trabajos de investigación y aportaciones en este campo	17
3.2.1.- Introducción.....	17
3.2.2.- Estudios destacados en este campo.....	18
4.1.- El molde como elemento sometido a esfuerzo	26
4.2.- El fenómeno de fatiga	31
5.1.- Material y método de estudio.....	36
5.1.1.- Simulación del problema de transferencia de calor.....	39
5.1.2.- Simulación del problema de resistencia mecánica.....	39
5.2.- Discusión de resultados.....	40
5.2.1.- Ensayo con cámara termográfica y validación del modelo informático..	40
5.3.- Análisis térmico con el software de simulación 'Fluent'.....	52
5.3.1.- Calentamiento del molde desde 20-60°C y de 60 °C hasta 120 °C y enfriamiento hasta volver a los 60°C con layout de canales similar al del molde empleado en el laboratorio, sustituyéndolo por aluminio.....	52
5.3.2.- Simplificación geométrica para el cálculo con flujo de agua y comparación.....	55
5.3.3.- Sensibilidad del modelo al aumento de potencia y reducción del tiempo de exposición.....	57
5.3.4.- Efecto de la variación del layout de canales de calentamiento y refrigeración en el modelo.....	59
5.3.5.- Efecto de la reducción de la distancia 'L' entre canales y superficie a calentar.....	63
5.3.6.- Efecto del aumento de canales de refrigeración y reducción del espesor de la placa.....	64
5.4.- Ensayos de resistencia y fatiga.....	66
5.4.1.- Efecto de la condición de apoyo.....	66
5.4.2.- Influencia del cambio de material del molde por aluminio.....	68
5.4.3.- Efecto del aumento de canales de atemperamiento y variación de la distancia entre centros.....	69
5.4.4.- Efecto de una menor distancia 'L' entre canales y superficie a calentar.	70
5.4.5.- Efecto del cambio de cavidad del molde.....	71
5.4.6.- Cálculo a fatiga del caso 5.4.5.....	72
5.4.7.- Efecto de la reducción del espesor de placa	74
5.4.8.- Cálculo a fatiga del caso 5.4.7.....	75
6.1.- Conclusiones y líneas futuras de trabajo.....	76
Agradecimientos.....	80
Bibliografía.....	81

1.1-OBJETO Y ALCANCE DEL PROYECTO.

El objetivo del presente proyecto es determinar un diseño lo más adecuado posible de un sistema de “***Heat & Cool***” (sistema de calentamiento y enfriamiento, en adelante “***H&C***”) dentro de la tecnología de inyección con termoplásticos, con los recursos que tenemos a nuestro alcance, para posteriormente ser implantado en un molde.

Para ello se trabajará mediante la experimentación con una placa antigua a la que se le han implantado unas resistencias para el calentamiento, además de aprovechar el circuito de refrigeración para hacer circular un flujo constante de agua a una temperatura controlada, todo ello grabado con una cámara termográfica y contrastado con un termopar de contacto en la superficie que consideramos cavidad, para posteriormente ser comparados con modelos de elementos finitos simulados con “***Fluent***” y “***Solidworks***”, los cuales permitirán determinar que diseños son los más apropiados “teóricamente” para obtener tiempos de ciclo y consumos adecuados.

Una vez alcanzados los conocimientos básicos de la tecnología “***H&C***”, así como el estado de la ciencia en este campo en la actualidad, se ha propuesto un modelo experimental al que se le a sujeto a un ciclo térmico de las mismas características que el experimentado por un molde de inyección en un proceso de “***H&C***” tomando capturas y datos mediante la cámara de visión termográfica. Con estos datos se valida el modelo informático por comparativa con el experimental.

A través de simulaciones se ha analizado la influencia de diferentes variantes del problema de transferencia de calor como son:

- Material constructivo del molde.
- Aumento de potencia y la consiguiente reducción de tiempo.
- Aumento del número de resistencias y acercamiento de los canales de refrigeración a la superficie a calentar.
- Reducción de la distancia entre resistencias y superficie a calentar.
- Aumento del número de canales de refrigeración o caudal de refrigeración.
- Reducción del espesor de placa.

Desde el punto de vista de la resistencia mecánica, se ha analizado la influencia de las diferentes variantes del problema que se pueden presentar y que están relacionadas con las variantes del problema térmico:

- Material constructivo del molde.
- Forma de apoyo del molde.
- Número de canales y distancia entre centros.
- Reducción de la distancia entre resistencias y superficie a calentar.
- Cambio de cavidad de macho a hembra (Caso más desfavorable calculado a fatiga).
- Reducción del espesor de placa (Caso más desfavorable calculado a fatiga).

Las conclusiones alcanzadas fruto de los análisis anteriores servirán referencia en la construcción de un molde preparado para la producción de piezas con el método de “*Heat & Cool*”, que permitirá realizar numerosos experimentos y estudios relacionados con esta tecnología.

2.1.- ANALISIS DEL CICLO TÉRMICO Y SU EFICIENCIA PREVIO A IMPLANTACIÓN DE UN SISTEMA DE “HEAT & COOL” EN MOLDE DE INYECCION.

2.1.1.-INTRODUCCIÓN.

En la actualidad existe una gran variedad de aplicaciones en ingeniería y otros campos que requieren de la utilización de piezas de plástico, en los últimos años ha aumentado notablemente el uso de este tipo de material debido a las grandes ventajas que presenta, en cuanto a peso, flexibilidad de geometría, costes bajos para series grandes, posibilidad de aditivación, combinación de diferentes colores, baja conductividad térmica y eléctrica, gran abanico de materiales etc.

Los sectores de mayor consumo de estos materiales son el del envase y la construcción, seguido de la automoción, siendo este último el que representa la mayor carga de trabajo de ingeniería.

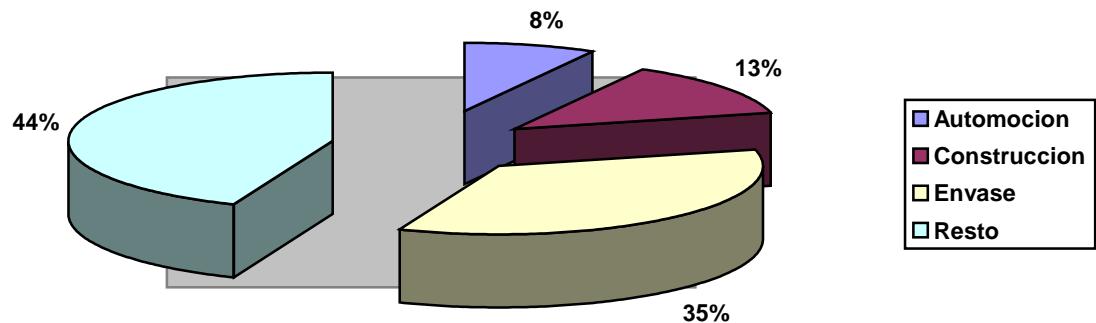


Figura 1. Porcentajes producción de plástico.

El campo de los plásticos es muy amplio y existen varios procesos de fabricación dependiendo de la aplicación, siendo los más importantes, extrusión, soplado e inyección, además de combinaciones entre ellas. En este estudio nos centraremos en la fabricación de piezas de plástico por inyección, concretamente se estudiará la efectividad y eficiencia de los sistemas de “Heat & Cool” que explicaremos más adelante.

2.1.2.-MOLDEO POR INYECCIÓN.

El moldeo por inyección es un proceso de fabricación que consiste en injectar un material polímero, cerámico o metálico en estado fundido en un molde cerrado a presión y frío. Dicho molde incorpora la cavidad necesaria para que el material fundido, en nuestro caso plástico, rellene ese espacio dando forma a la pieza final, que posteriormente se enfriará debido a la temperatura menor del molde hasta que alcance una temperatura y rigidez adecuada para su expulsión, este parámetro dependerá principalmente del tipo de pieza, material, tamaño etc.

Algunas de las ventajas del proceso de inyección son las siguientes:

- La pieza se obtiene en una sola operación generalmente.
- Se necesita poco o ningún trabajo final sobre la pieza obtenida.
- Es un proceso totalmente automatizable.
- Las condiciones de fabricación son fácilmente reproducibles
- Piezas de gran calidad y complejidad.

Como en todo proceso de fabricación existen algunas restricciones como son:

- **Dimensiones de la pieza.** Tendrán que ser reproducibles y de acuerdo a unos valores determinados, como puede ser el tamaño del molde o la fuerza de cierre necesaria para mantener la presión de llenado del plástico fundido.
- **Propiedades mecánicas.** La pieza deberá resistir las condiciones de uso a las que esté destinada durante un tiempo de vida determinado.
- **Tiempo de ciclo.** Es uno de los parámetros más importantes, de él se deriva el coste de fabricación y por tanto es necesario para justificar la amortización del molde junto con el número de piezas a fabricar. La contracción que experimentan las piezas en la fase de enfriamiento es uno de los factores de mayor importancia para alcanzar tiempos de ciclo adecuados así como el tiempo necesario para alcanzar la temperatura de expulsión.
- **Consumo energético.** Una disminución del consumo energético implicará un menor coste de producción.

Los elementos principales que intervienen en el proceso son:

- **La maquina de inyección:** La máquina de inyección se compone de dos partes principalmente, que son, la **unidad de inyección**, que incorpora una tolva donde introducimos el material en forma de gránulos, además de una cámara donde un husillo empuja el plástico hacia delante a la vez que lo presiona, calentando, con la ayuda de resistencias para alcanzar la temperatura de fusión. La otra parte consiste en la **unidad de cierre**, su función es la de albergar el molde, alcanzar la fuerza de cierre necesaria y expulsar la pieza una vez terminada. Existen varios mecanismos en función de la fuerza a realizar. Además incorporan una **unidad de control** para el manejo de la misma.

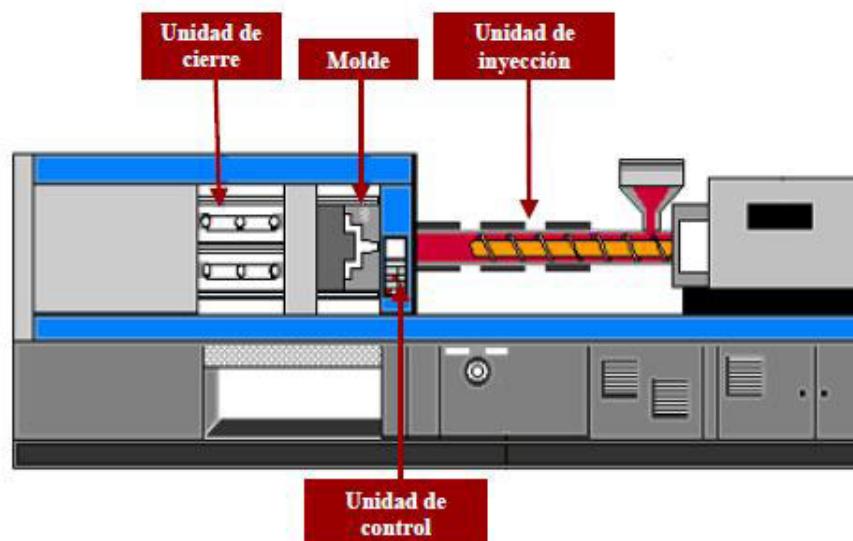


Figura 2. Partes de la máquina de inyección [21].

- **El molde de inyección:** Un molde de inyección está formado por dos mitades llamadas parte fija o de inyección y parte móvil o de expulsión.
 - **Parte fija:** Es la parte del molde que no se mueve cuando la máquina realiza sus movimientos. Esta sujetla al plato fijo de la máquina y es donde se apoya el husillo para la inyección y así introducir en el molde el plástico fundido.
 - a. **Placa base:** Debe ser adecuada en función del tamaño de la pieza a inyectar, y suficientemente gruesa para evitar deformaciones, además sirve para sujetar el molde a la máquina mediante bridas.
 - b. **Placa portafiguras:** Existe en ambas mitades, es donde se realizan las figuras de la pieza. Esto pueden ser postizos o figuras, uno será hembra y el otro macho. La hembra llamada

cavidad suele realizarse siempre que sea posible en la parte fija, y el macho, llamado punzón, se realiza en la parte móvil.

- c. **Centrador:** Como su nombre indica sirve para centrar el molde en la máquina coincidiendo con el orificio de entrada de plástico.

Bebedero, ramales de distribución, y entradas: Son canales creados en el molde, que sirven para que el plástico fundido que viene del cilindro de inyección de la máquina, pueda llegar a través de ellos hasta los huecos que tienen la forma de la pieza.

- d. **Circuitos de refrigeración:** Ambas partes del molde (fija y móvil), tiene una serie de circuitos, tanto en el interior de la placa porta figuras o /y en los postizos que tienen las figuras de la pieza, por donde pasa el líquido refrigerante. Se establecerá un equilibrio entre la cantidad de calor que suministramos al molde con el plástico fundido, y la cantidad de calor que le quitamos al molde con el líquido refrigerante.
- e. **Guías o columnas:** Sirven para el centraje perfecto entre las dos partes del molde cuando este se cierra.

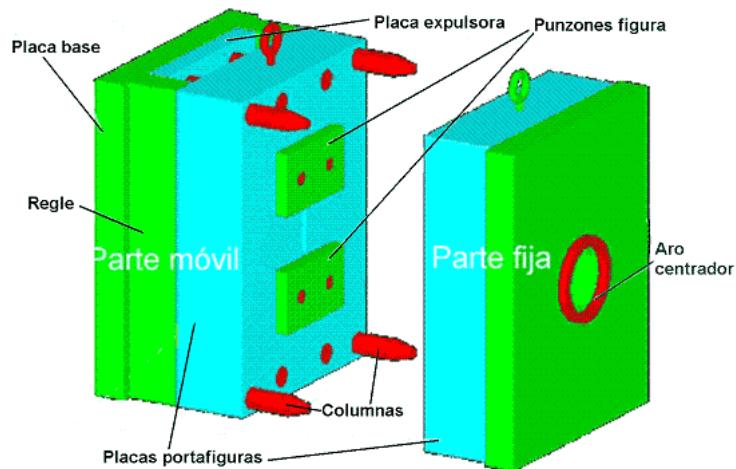


Figura 3. Estructura del molde de inyección [22].

- **Parte móvil:** Llamada así porque es la parte que realiza todos los movimientos, esta sujeta al plato móvil de la máquina y se mueve solidaria a este, en esta parte es donde se encuentra normalmente el sistema de expulsión.
 - a. **Placa base:** Al igual que para la parte móvil sirve para su sujeción mediante bridas u otros elementos al plato móvil, esta placa lleva un orificio en su parte central para la entrada del vástago expulsor hasta la placa expulsora del molde.
 - b. **Placa portafiguras:** Existe en ambas mitades, es donde se realizan las figuras de la pieza. Esto pueden ser postizos o figuras, uno será hembra y el otro macho. La hembra llamada cavidad suele realizarse siempre que sea posible en la parte fija, y el macho, llamado punzón, se realiza en la parte móvil.
 - c. **Placa expulsora:** Es un placa doble que lleva los expulsores y recuperadores. Va flotante y guiada en un determinado espacio dentro de esta mitad de molde y cuya misión consiste en extraer la pieza con los expulsores que aloja cuando el vástago de expulsión de la maquina hace presión sobre la misma. Mediante los recuperadores lleva la placa expulsora a la posición de inicio en el momento del cierre de ambas mitades.

El proceso de moldeo por inyección sigue un **orden de operaciones** que se repite en cada una de las piezas a fabricar, este orden es conocido como ciclo de inyección y esta compuesto de las siguientes etapas:

- a) **Cierre del molde:** Con el cierre del molde se inicia el ciclo, preparándolo para recibir la inyección del material fundido. En esta fase se aplica la fuerza de cierre, que es aquella que hace que el molde permanezca cerrado durante el proceso de inyección. Depende principalmente de la superficie proyectada de la pieza a inyectar y de la presión real que se tiene en el molde durante el proceso, llamada presión en cavidad (figura 4a).
- b) **Fase de llenado y mantenimiento:** Una vez cerrado el molde y aplicada la fuerza de cierre, se inicia la fase de llenado del molde. El husillo de la unidad de inyección inyecta el material fundido, dentro del molde y a una presión elevada; al inyectar, el husillo avanza sin rotación. En el comienzo de la operación, el material fundido está localizado en la cámara de inyección; de esta manera, la unidad de plastificación se desplaza contra el molde para dejar pasar material dentro del molde. El sistema hidráulico ejerce presión sobre el husillo, el cual se mueve axialmente. Esta presión hace que el mismo se mueva hacia delante o hacia la boquilla. El material se expulsa fuera de la cámara de inyección y se introduce en la cavidad dentro del molde. El material fundido solidifica dentro de la cavidad para que la pieza moldeada pueda ser expulsada.

Durante el enfriamiento el material se contrae dentro del molde. Por este motivo se ha de añadir más material para que el volumen de la pieza sea el deseado. En esta **fase de mantenimiento**, que es posterior a la del llenado en la inyección, la presión interior de la pieza va disminuyendo. Esto ocurre ya que se va enfriando y aumentan las pérdidas de carga desde el husillo hasta el interior del molde. De esta manera, la velocidad de inyección del tornillo es baja porque tiene la finalidad de alimentar, con una cantidad suficiente de material, la cavidad; además de compensar las contracciones que sufre la pieza durante la solidificación. Cuando la presión ha caído hasta el valor del entorno se puede dar por finalizada la fase de mantenimiento (figura 4b).

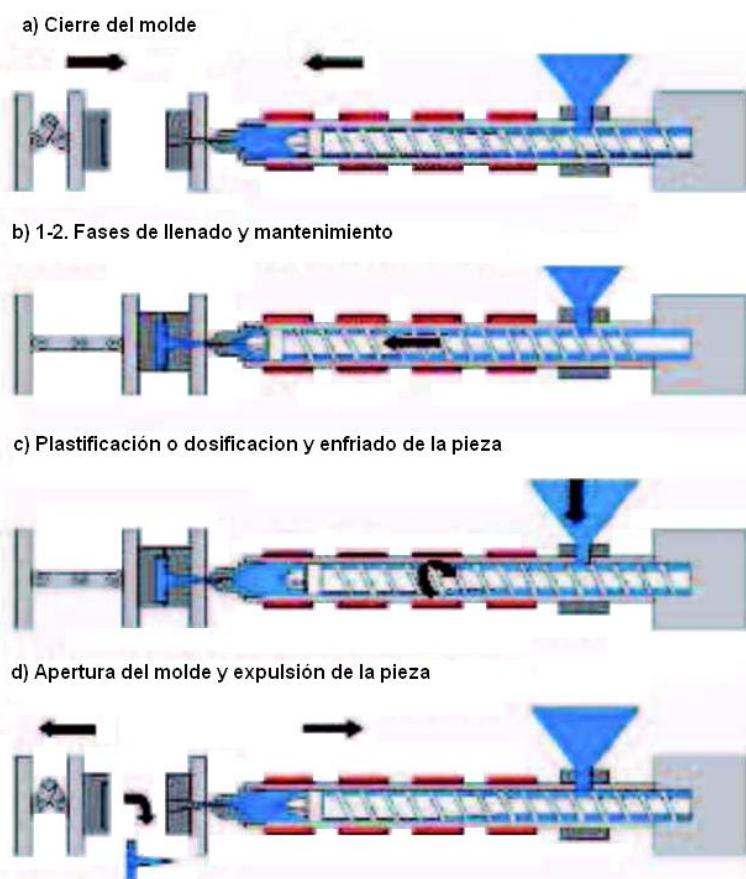


Figura 4a-d. Fases del proceso de inyección [20]

- c) **Plastificación o dosificación:** Después de aplicar la presión de mantenimiento, comienza a girar el husillo; de forma que el material va pasando progresivamente de la tolva de alimentación a la cámara de inyección, homogeneizándose tanto su temperatura como su grado de mezcla. Esta fase se realiza en forma paralela a la etapa de enfriamiento, acelerando así el tiempo total de ciclo (figura 4c).

d) Enfriamiento: Esta fase comienza simultáneamente con la de llenado (inyección), dado que el material empieza a enfriarse tan pronto y toca la pared del molde. Finaliza cuando la pieza alcanza la temperatura adecuada para su extracción. De esta forma, esta fase del ciclo se solapa con las anteriores. En ocasiones es necesario esperar un tiempo, entre la etapa de plastificación y la de apertura de molde, para que se produzca el enfriamiento requerido de la pieza (figura 4d).

Dentro del moldeo por inyección encontramos gran variedad de posibilidades, además de la inyección convencional, podemos obtener inyecciones de plásticos diferentes combinados o combinaciones de plástico con fibra de vidrio y otros materiales, de diferentes colores, rellenos con gas, piezas transparentes, piezas de gran calidad superficial, aspecto pulido etc.

3.1.-PROCESO DE INYECCIÓN “HEAT & COOL”.

Fruto de todos los requerimientos y especificaciones de producto surgen los sistemas de “Heat & Cool” para la fabricación de piezas de plástico por inyección. Dicho sistema consiste en calentar el molde antes de injectar el plástico en su cavidad para obtener una distribución de temperatura uniforme en la superficie en contacto directo con la masa fundida y facilitar que el material fluya con la menor resistencia posible dentro del molde, evitando que se formen capas frías de material que puedan provocar malos acabados u otros defectos (figura 5).

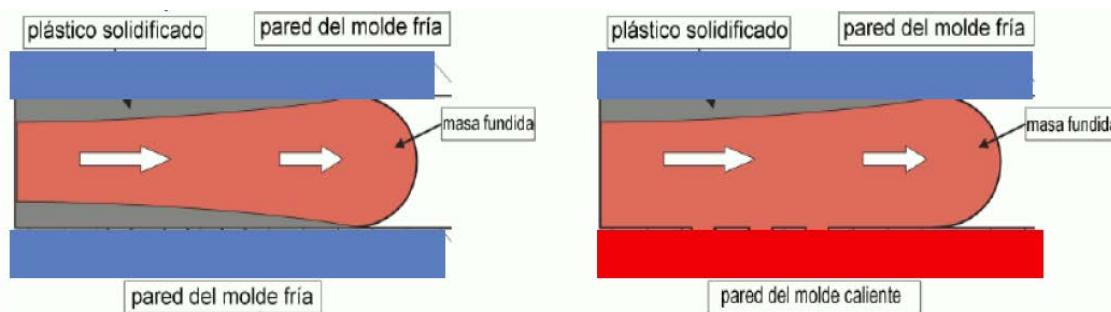


Figura 5. Avance del frente de flujo en el molde [1].

Seguido de un enfriamiento rápido del molde para solidificar el material y alcanzar la temperatura de expulsión lo antes posible y reducir el ciclo de pieza al máximo (figura 6). Su principal uso se centra en piezas gran acabado superficial, y aspecto cosmético, propios de sectores industriales tales como la electrónica de consumo, línea blanca, óptica, automoción y cosmética.

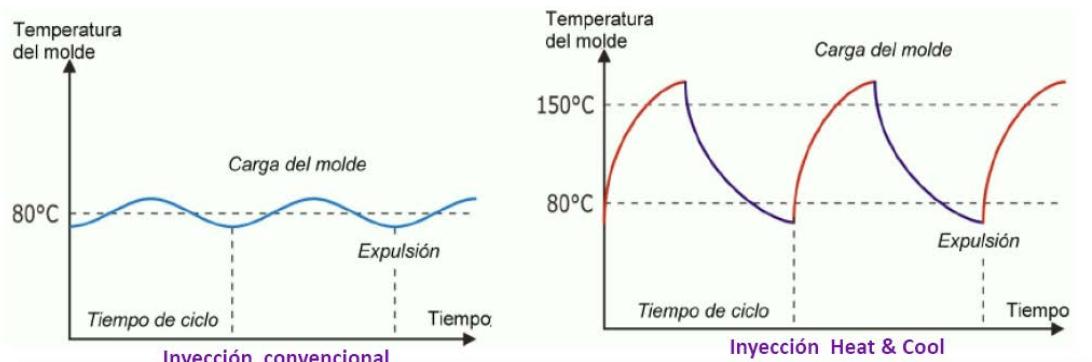


Figura 6. Curva de temperatura en un molde convencional y “H&C” [1].

Esta técnica ha recibido varios nombres en función de cada fabricante, algunos de los más conocidos son: “Heat & Cool”, “Variotherm”, “Steam moulding”, “RTC Rapid Temperatura Cycling” o “Weldness moulding”.

La implementación de un sistema “*Heat & Cool*” para la fabricación de piezas de plástico requiere de los siguientes equipos:

- Máquina de inyección con interface para toma de señal.
- Molde especialmente diseñado para albergar el sistema de “*H&C*”.
- Sistema de generación de calor (varios tipos).
- Equipo de refrigeración del molde.
- Unidad distribuidora para combinar calor generado y refrigeración.
- Unidad de control de mando.

Estudios realizados en todo el mundo, algunos de los cuales se citarán más adelante, han permitido determinar y cuantificar las ventajas de los sistemas de calentamiento y enfriamiento rápido frente a la inyección convencional, siendo las más notables:

- **Eliminación o reducción de las líneas de soldadura:** Al introducir el plástico en un molde atemperado este tarda más en empezar a solidificar, lo que hace que en el momento de unión de los dos flujos que forman la línea de soldadura la mezcla sea más homogénea.
- **Obtención de superficies brillantes y de muy buen acabado superficial:** Esto se consigue gracias a que la pieza comienza a solidificar más uniformemente al no encontrarse en el llenado con la pared fría del molde.
- **Reducción de las tensiones residuales tras la inyección:** Permite tiempos y presiones de llenado menores y debido a su viscosidad menor facilita el llenado de la cavidad uniformemente.
- **Mayor uniformidad en la distribución del material:** Se deriva de la anterior.
- **Permite moldear espesores menores.** Al estar el molde a una temperatura mayor ofrece menor resistencia al paso del flujo de plástico, una de las causas es que la viscosidad disminuye con la temperatura y una viscosidad menor requiere de presiones de cierre menores y por tanto se pueden moldear piezas de menor espesor
- **Mejora en calidad de superficie en piezas reforzadas con fibra de vidrio y piezas con espumado físico.**

El principio físico que justifica estas ventajas estriba en el menor espesor de capa fría sólida que se deposita en el molde cuando avanza el material, de manera que:

- El “grosor” de pieza que ve el flujo de plástico al entrar en el molde es mayor, reduciendo la presión y facilitando la compactación
- Al estar más caliente la pared, el plástico que se deposita sobre la misma también reproduce mejor los dibujos, pulido o textura que quedará para la pieza posteriormente fabricada.

En contraprestación existe un **aumento del tiempo de ciclo de cada pieza**, debido al tiempo necesario para calentar y enfriar el molde, **mayor coste energético derivado del ciclo térmico y un mayor coste de inversión en utillajes y equipos**. Nuestro estudio tratará de determinar que diseños de molde y materiales permiten obtener mejores resultados.

El tiempo de ciclo de maquina dependerá principalmente de tres factores [1]:

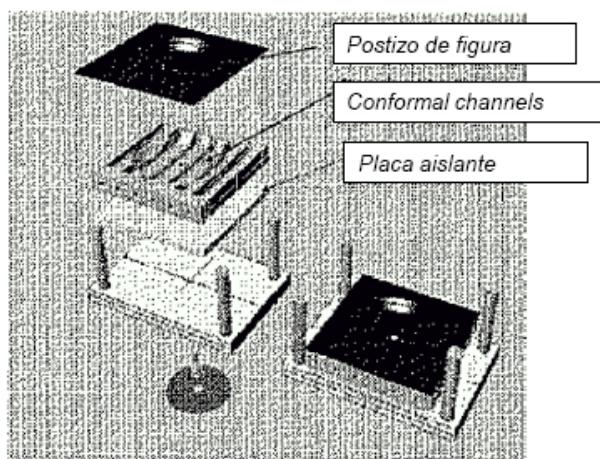
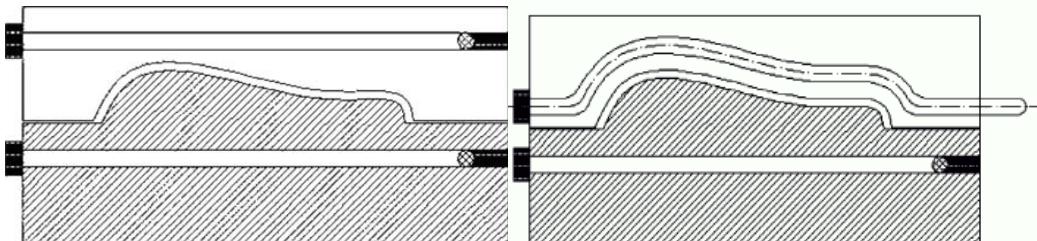


Figura 7. Partes de un molde diseñado para “H&C” [1].

- **Volumen de acero sujeto al ciclo térmico:** El tiempo necesario para calentar y enfriar el molde va en función de la masa de acero, en piezas no planas y para ayudar a minimizar la masa de acero, las cavidades y punzones pueden ser postizos, para mejorar la eficiencia dichos insertos deben estar aislados del resto del molde.
- **Tipo de acero del que esta hecho el molde:** Generalmente aceros de buena conductividad térmica, alta resistencia a la fatiga térmica y a la corrosión, fácilmente mecanizable y nitrurable como por ejemplo el llamado “CENA1”[1]

- **Buen diseño de los canales de refrigeración:** La disposición de los circuitos de refrigeración cerca de la superficie ayudará a acelerar el tiempo de respuesta, una tecnología muy empleada en este proceso es el “*Conformal cooling*” donde los circuitos de refrigeración siguen la geometría de la pieza a moldear y del cual existen numerosos estudios que se expondrán en los siguientes apartados (figuras 8a y 8b) [4].



Figuras 8a y 8b. Canales de refrigeración convencionales (izquierda) y canales de refrigeración “conformal cooling” (derecha) [4].

Existen diversas formas de calentar el molde en el mercado actualmente, entre las cuales las más empleadas son el calentamiento por resistencias, por inducción o mediante gas, además de algunas técnicas experimentales como el láser.

A continuación se muestran algunos ejemplos de piezas realizadas con tecnología “H&C”:



Figura 9. Diferencias entre pieza de ABS inyectada convencionalmente y otra con tecnología “H&C” [3].



Figura 10. Pieza aditivada con fibra de vidrio, a la izquierda inyección convencional, a la derecha inyección con "H&C" [2].



Figura 11. Lineas de soldadura en piezas "H&C" y convencionales [3].



Figura 12. Piezas reforzadas con fibra mediante "H&C" y convencionales [3].

3.2.-TRABAJOS DE INVESTIGACIÓN Y APORTACIONES EN ESTE CAMPO.

3.2.1.-INTRODUCCIÓN.

El presente trabajo se centra principalmente en adquirir el conocimiento y determinar como influyen diferentes parámetros como el material del molde, temperaturas de trabajo, distribución de canales de atemperamiento y refrigeración en la velocidad de respuesta de este, para finalmente determinar un diseño de molde adecuado para una tecnología de “*Heat & Cool*” sobre el que seguir haciendo estudios en esta línea de investigación.

Existen numerosos estudios en todo el mundo, así como bibliografía clásica sobre este método de inyección, aunque en diferentes direcciones estos estudios pretenden determinar que factores favorecen o presentan problemas en un sistema de “*H&C*”.

Además de factores como el material constructivo, diseño del molde y de la pieza inyectada, la temperatura del molde es un factor decisivo puesto que otros parámetros como la presión y velocidad de inyección se ven alteradas por la variación de dicha temperatura [5-6], otras fuentes afirman que la calidad de la pieza puede ser mejorada elevando la temperatura del molde en las fases de llenado y compactación [7-8] por otra parte tiene la contraprestación de un aumento en el tiempo de enfriamiento y en consecuencia disminuye la productividad por lo que el uso de esta tecnología tiene que estar bien justificado, en los procesos de inyección convencional en los casos en que el diseño de pieza lo permite se podrían alcanzar menores espesores, aumentando las presiones de inyección o seleccionando materiales menos viscosos, aunque una presión demasiado alta resultaría en defectos contracción, anisotropía, tensiones residuales etc. además de ser incapaz de alcanzar los acabados y calidades que se consiguen con este nuevo método, que como ya se ha explicado consiste en calentar la cavidad del molde a una temperatura alta, generalmente mayor que la temperatura de transición vítrea del polímero, mantener dicha temperatura durante el llenado y la compactación y finalmente, una vez terminadas estas etapas se enfriá la cavidad rápidamente para solidificar el plástico antes de expulsarlo. La tecnología de “*H&C*” también puede reducir la contracción del material además de alcanzar presiones de inyección menores.

En la actualidad se han desarrollado muchos sistemas de control “*H&C*”:

- Jansen [8] y Yao y Kim [9] construyeron respectivamente un molde con una capa revestida de calefacción en la base del molde para calentar las cavidades, este molde puede alcanzar temperaturas de 200°C en unos segundos.
- Chen [10,11] desarrolló un sistema de control dinámico de la temperatura del molde calentado mediante inducción y estudió la influencia de la forma de los canales de inducción en la eficiencia térmica y en la distribución de temperaturas.
- Chang y Wang [12,13] optaron por un sistema infrarrojo.
- Saito [14] empleó calefacción mediante radiación, la orientación molecular en la superficie fue reducida y mejoró la calidad superficial.

- Yao [15] presento un nuevo método para calentar rápidamente la cavidad usando “*high frequency proximity heating*”, en comparación con los demás sistemas, este no requiere capas de revestimiento y tiene una alta eficiencia térmica.

Todos estos investigadores y desarrolladores coinciden en que los estudios futuros deberían centrarse en mejorar la eficiencia térmica, de hecho el enfoque más popular para alcanzar dicha eficiencia es combinar el sistema de calefacción y refrigeración en un mismo canal del molde. Así es factible conseguir una reducción en la cantidad de metal del molde que esta sujeto al ciclo térmico y el uso de materiales de alta conductividad como las aleaciones de cobre mejoran la eficiencia térmica del sistema. Además un posicionamiento de los canales de calefacción-refrigeración cerca de la superficie a calentar aumenta la velocidad de respuesta térmica del molde aunque en piezas con diseños complicados puede resultar bastante costoso.

3.2.2.-ESTUDIOS DESTACADOS EN ESTE CAMPO:

Wang Guilong, Zhao [16] diseñaron un molde con una cavidad flotante que era empujado por el mecanismo de expulsión justo antes de que el molde se abra y acercado por el plato móvil justo antes del llenado (figura 13). El calentamiento y la refrigeración se realizan en los mismos canales.

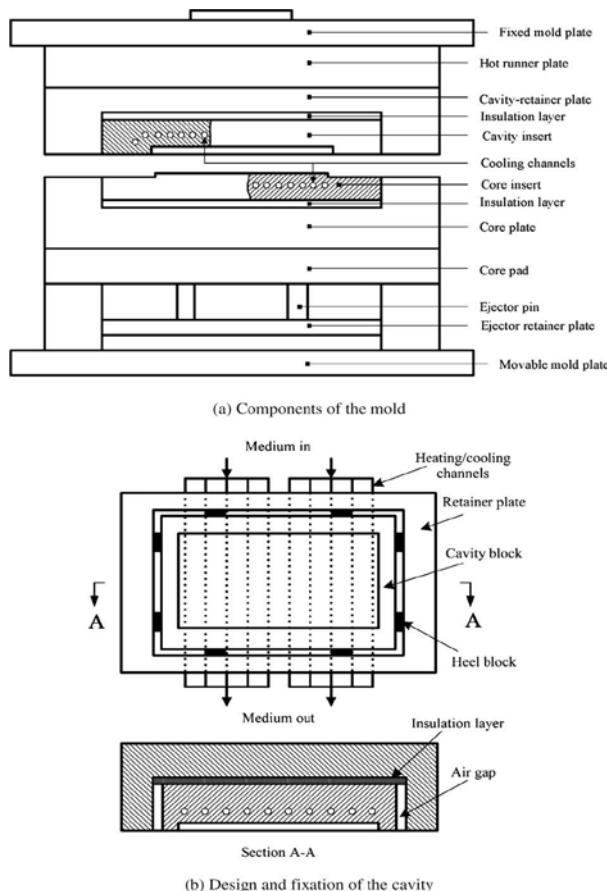


Figura 13. Molde implementado por Wang Guilong, Zhao [16].

Efecto del medio de calentamiento y refrigeración

Realizan comparativas como la temperatura de respuesta de dos puntos A y B en la superficie cavidad, alcanzada calentando mediante vapor, agua y aceite (figura 14a), la distribución de temperatura (x-y) en los puntos A y B en la superficie cavidad tras 20 segundos de calentamiento (figura 14b) y la temperatura en el centro de la pieza, puntos M y N en el proceso de enfriamiento para los diferentes medios de calentamiento y refrigeración.

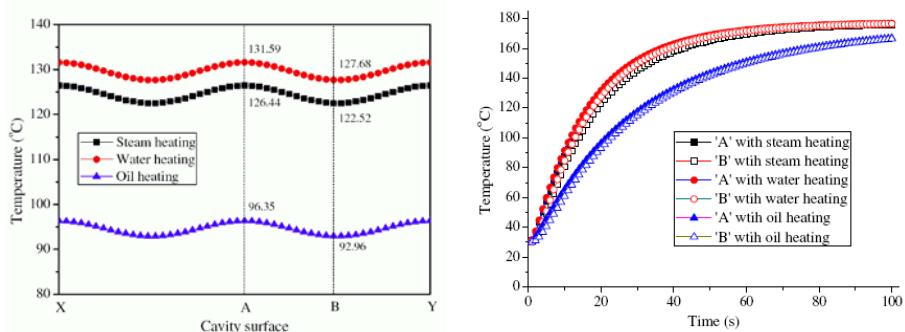


Figura 14a y 14b. (Izquierda) La temperatura de respuesta de los puntos 'A' y 'B' en la superficie cavidad para tres medios de calentamiento (14a). (Derecha) Distribución de temperaturas a lo largo de la superficie cavidad (X-Y) (14b) [16].

Observan que la temperatura aumenta rápidamente al principio del proceso de calentamiento y luego disminuye su velocidad gradualmente conforme aumenta el tiempo, los moldes con agua supercalentada y vapor saturado tienen prácticamente igual respuesta, mas rápida que con aceite. En cuanto a la distribución de temperaturas, también se obtienen mejores resultados con vapor y agua.

Efecto de la temperatura del medio en la eficiencia térmica.

Otro de los fenómenos que estudian es el efecto que tiene la temperatura del medio de calentamiento en el tiempo requerido para calentar con los tres sistemas así como el consumo de energía requerido en cada uno de ellos para diferentes temperaturas del vapor, agua o aceite (figura 15a y 15b).

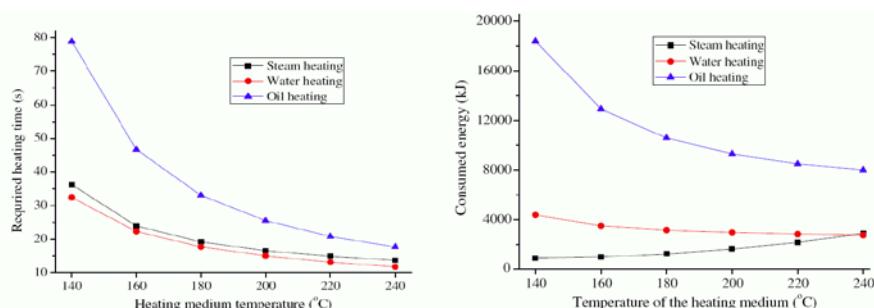


Figura 15a y 15b. (Izquierda) Tiempo de calentamiento requerido para tres medios de calentamiento (15a). (Derecha) Energía consumida por tres medios de calentamiento (15b) [16].

Efecto del layout de canales de calentamiento y refrigeración:

Otro factor importante es el efecto que tiene la distribución de los canales de calentamiento-refrigeración sobre el tiempo necesario para calentar y enfriar el molde (figura 16a y 16b).

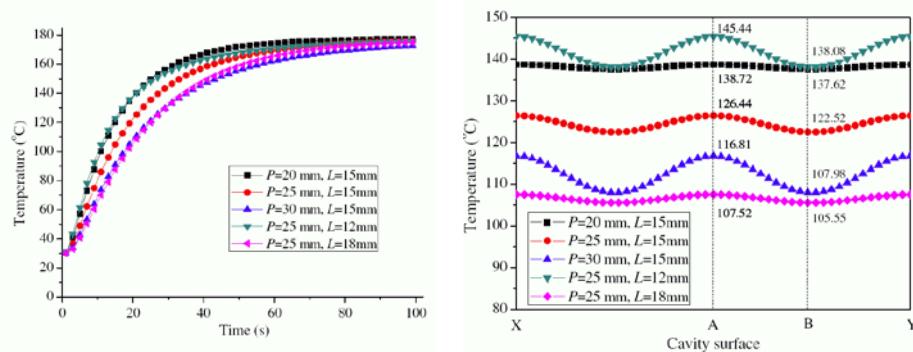


Figura 16a y 16b. (Izquierda) Temperatura de respuesta en el punto “B” con diferentes distancias L y P (16a). Distribución de temperatura a lo largo de la superficie cavidad (X-Y) con diferentes L y P tras 20 s de calentamiento (Derecha) (16b) [16].

Siendo “P” la distancia entre centros de los canales y “L” la distancia entre el centro del alojamiento y la superficie cavidad. Se observa que la eficiencia térmica disminuye con el aumento de estas distancias, y que la máxima diferencia de temperatura en la cavidad se alcanza con el aumento de “P” mientras que disminuye al aumentar “L”.

Efecto del material constructivo del molde:

Emplean diferentes materiales para la cavidad del molde, establecen comparaciones como la temperatura de un punto a lo largo del tiempo o la distribución de temperaturas en la superficie cavidad después de 20 segundos de calentamiento con tres materiales diferentes como son el acero al carbono, aleación de aluminio y aleación de cobre.

Efecto del espesor de pieza:

Además estudian el efecto del espesor de pieza a inyectar sobre la eficiencia térmica con diferentes materiales constructivos de molde en la eficiencia del sistema.

Aplicación y producción:

Introdujeron su diseño de molde con cavidad flotante en la producción de carcassas de televisión comparándolo con un molde con cavidad fija, demostrando que la cavidad flotante requiere de menor tiempo de calentamiento para una misma temperatura.

Wang Guilong, Zhao [16] alcanzan las siguientes conclusiones:

- Los procesos “H&C” con agua súper calentada y vapor saturado, tienen la misma eficiencia térmica, mucho mayor que el aceite.
- El vapor saturado tiene el consumo de energía más bajo mientras que el del aceite es el más alto.
- Si la temperatura necesaria en cavidad su asume constante, el consumo de energía disminuye con el aumento de la temperatura del medio de calentamiento en el caso del agua y del aceite sin embargo el consumo aumenta con el vapor.
- Comparado con la inyección tradicional, es mucho más necesario reducir apropiadamente distancias entre pieza y los canales de calentamiento y refrigeración y las distancias entre ellos para aumentar la eficiencia térmica.
- Materiales con alta conductividad térmica y baja capacidad calorífica son preferibles a la hora de acortar el ciclo térmico y mejorar la uniformidad de temperatura.
- Un sistema de “H&C” es capaz de reducir el tiempo de enfriamiento de una pieza de gran espesor respecto de la inyección convencional.
- Implementan una línea de producción con vapor como medio de calentamiento para una pieza de espesor delgado, la cavidad esta sujeta a un ciclo entre 60-124°C con tiempo de ciclo total de 72 segundos. Los resultados muestran la eliminación de la línea de soldadura y un gran acabado superficial.

Otros autores como P.Postawa, D.Kwiatkowski, E.Bociaga [17] estudiaron la influencia del método de refrigeración-calentamiento en las propiedades morfológicas de la pieza inyectada, se basan en el principio de que cuando un fluido, en este caso agua, circula por el circuito de refrigeración existe un gradiente de temperaturas entre la entrada y la salida, debido a que el fluido se va calentado al extraer calor del molde, ese gradiente de temperatura entre entrada y salida resulta en una diferencia en el calor extraído del molde en las dos zonas, por ende se genera una diferencia en la distribución de temperaturas de la pieza, lo que se puede traducir en un aumento del tiempo de ciclo debido a que hay que esperar a que alcance la temperatura de expulsión la zona caliente de la pieza inyectada que sería la salida del líquido refrigerante.

Proponen tres enfoques para enfriar en un mismo molde con los mismos canales de refrigeración únicamente cambiando las entradas y salidas de refrigerante (figura 17).

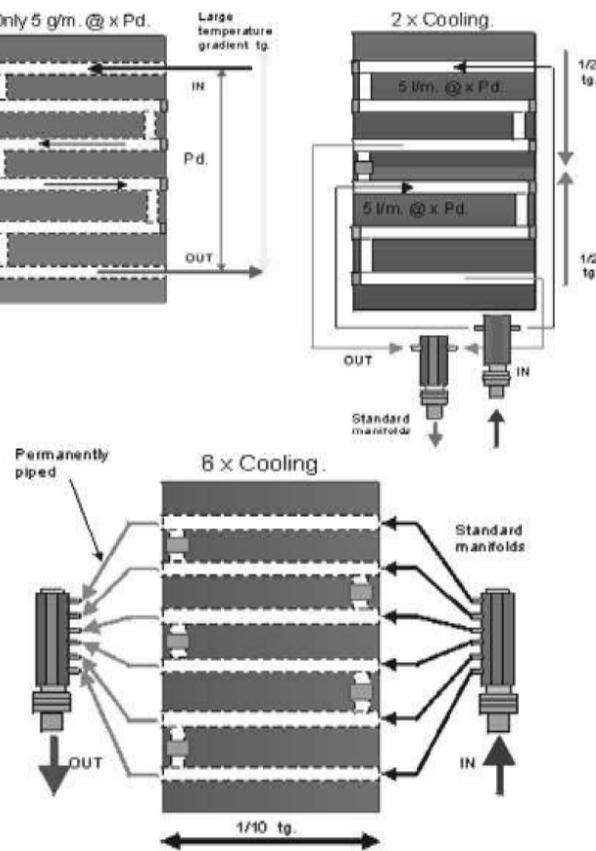


Figura 17. Tres diferentes enfoques para enfriar en el mismo molde a) Unión típica de los canales de refrigeración. b) Con colector de dos vías. c) Dos colectores utilizando seis entradas y salida [17].

Presentaron muestras de polyoxymethylene POM (figuras 18a-c).

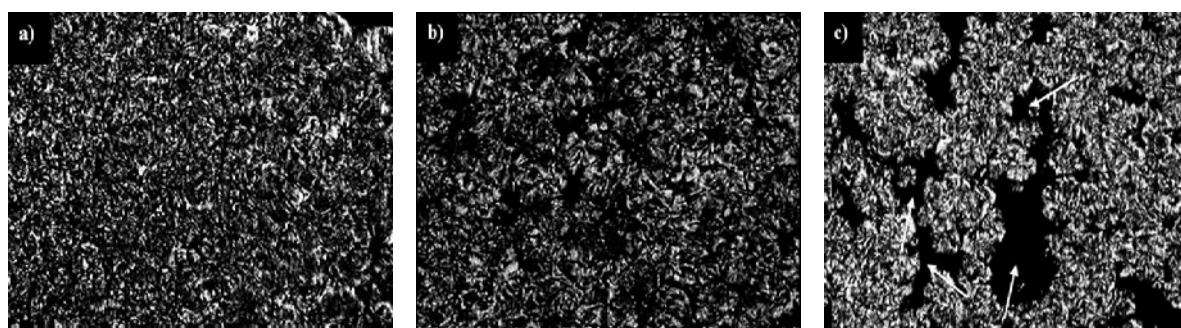


Figura 18. Morfología de las muestras de polyoxymethylene (POM) con diferentes ratios de enfriamiento: a) 5°C/min b) 10°C/min c) 20°C/min [17].

Se puede observar que la cristalinidad de la figura 18a es mayor que la de 18b y mucho mayor que la 18c, las flechas blancas de la figura 18c indican las zonas en fase amorfa del POM. Los resultados presentados demuestran que los mismos canales de refrigeración en diferentes configuraciones dan como resultado distintas distribuciones térmicas en la cavidad que se traduce en estructuras de grano diferentes de la pieza inyectada [17].

En otro de sus estudios más recientes, **Guilong Wang, Guoqun Zhao, Xiaoxin Wang [18]** se centran en estudiar el efecto de la temperatura en la superficie cavidad justo antes del llenado y a la que denominan “Tcs” en la resistencia a tracción (figura 20a y 20b) y a impacto de las probetas con y sin línea de soldadura con seis plásticos típicos como son: PS, PP, ABS, ABS/PMMA, ABS/PMMA/nano-CaCO₃ y FRPP (*Glass fiber PP*), las probetas son fabricadas con diferentes “Tcs” con un sistema de calefacción eléctrica. Realizan ensayos de tracción, de impacto y simulaciones con “MoldFlow” para estudiar el ratio de cizalla, avance de flujo etc.

Además observan la distribución y orientación de las fibras en los especímenes mediante un “SEM” (*Scanning electron microscopy*) para entender la influencia de la “Tcs” en la resistencia mecánica de las partes.

Por otra parte mediante un “DSC” (*Differential scanning calorimetry*) estudian la cristalinidad de las probetas moldeadas con diferentes temperaturas antes del llenado para plásticos semicristalinos.

Para sus experimentos emplean diferentes materiales plásticos, pretratados en un horno de aire a 80°C durante 8h, una máquina de inyección de 68 Tm, y calefacción eléctrica para el atemperamiento del molde. Las geometrías empleadas y las dimensiones de la cavidad para los ensayos de resistencia e impacto son acordes con ASTM: D638 y ASTM: D256 respectivamente (figura 19).

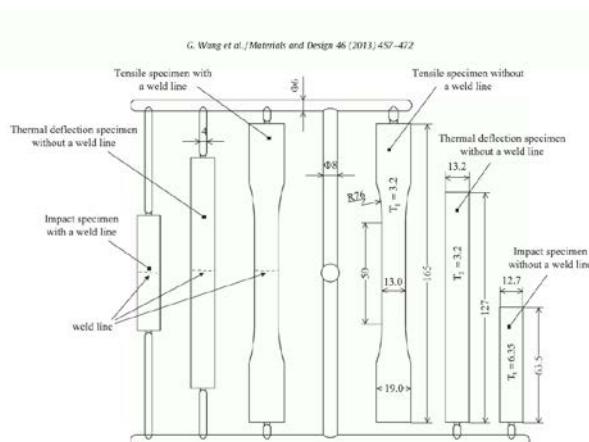


Figura 19. Layout y dimensiones de las cavidades y canales en el molde de calefacción eléctrica [18].

Según indican los autores los canales de colada están optimizados para asegurar un llenado balanceado de todas las cavidades, además los canales para la calefacción y la refrigeración también indican que están optimizados de forma que las probetas se calientan y enfrian uniformemente.

Los principales parámetros de proceso en “RBCM” o “H&C” son: temperatura de la masa fundida, temperatura de la superficie cavidad antes del llenado (“T_{cs}”), velocidad de inyección o tiempo de inyección, presión de compactación y tiempo de refrigeración. En sus experimentos solo varían la temperatura de la superficie cavidad “T_{cs}” para determinar su influencia independientemente del resto de parámetros.

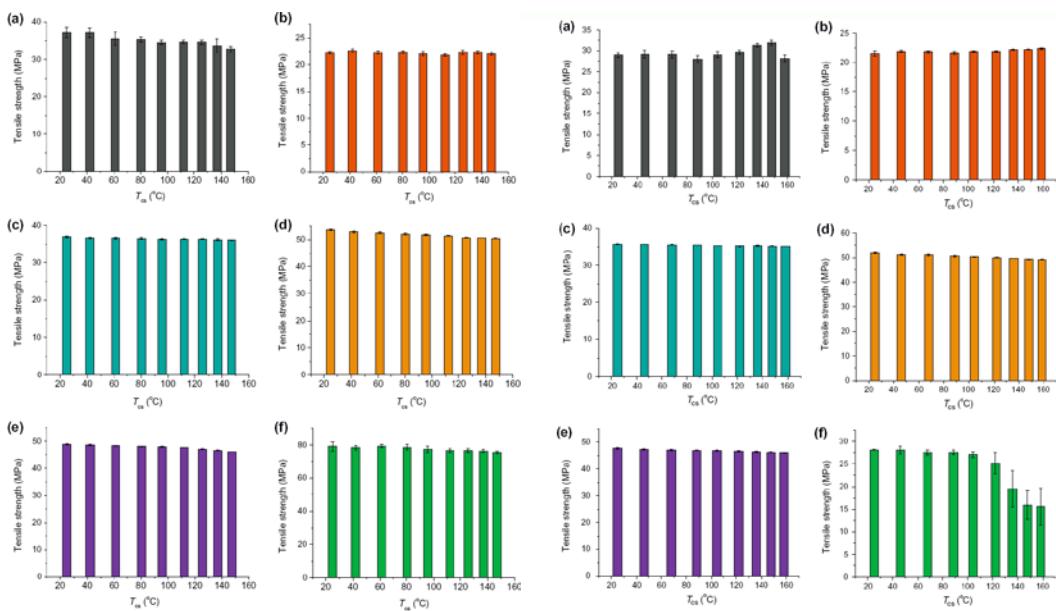


Figura 20a y 20b. Correlación entre “T_{cs}” y la resistencia a tracción de las probetas sin línea de soldadura (izquierda) y con línea de soldadura (derecha) para los materiales: (a)PS, (b)PP, (c) ABS, (d) ABS/PMMA, (e) ABS/PMMA/nano-CaCO₃ y (f) FRPP [18].

Guilong Wang, Guoqun Zhao, Xiaoxin Wang [18] alcanzan las siguientes conclusiones:

- En las probetas sin línea de soldadura la resistencia a tracción disminuye ligeramente en todos los materiales salvo en PP, que fluctúa en un rango muy pequeño con el aumento de “T_{cs}”. Esto puede atribuirse a que una mayor “T_{cs}” es favorable para reducir la tensión de cizalla experimentada por la masa fundida en su avance durante el llenado, disminuyendo de este modo la orientación de las cadenas del polímero en la dirección del flujo.
- En cambio en las probetas con línea de soldadura la resistencia del PS y PP aumenta, mientras que para los demás materiales disminuye con el incremento de “T_{cs}”.

- Para plásticos cristalinos el efecto de la “Tcs” en la resistencia a tracción debe ser considerada en dos aspectos, el primero es la influencia de la temperatura en la orientación de las cadenas del polímero, observándose que una temperatura mayor reduce la orientación longitudinal reduciendo la resistencia. El otro aspecto es la influencia en la cristalinidad estructural del plástico, generalmente dicha cristalinidad favorece la resistencia a tracción, es decir, que una “Tcs” mayor favorece la formación de cristales y en consecuencia mejora la resistencia. Por lo que se puede decir que la temperatura “Tcs” tiene efectos positivos y negativos sobre la resistencia mecánica, por eso no se aprecia una tendencia clara en la resistencia a tracción.
- Se observa que la tensión de cizalla durante el llenado disminuye gradualmente con el aumento de “Tcs” (figura 21).

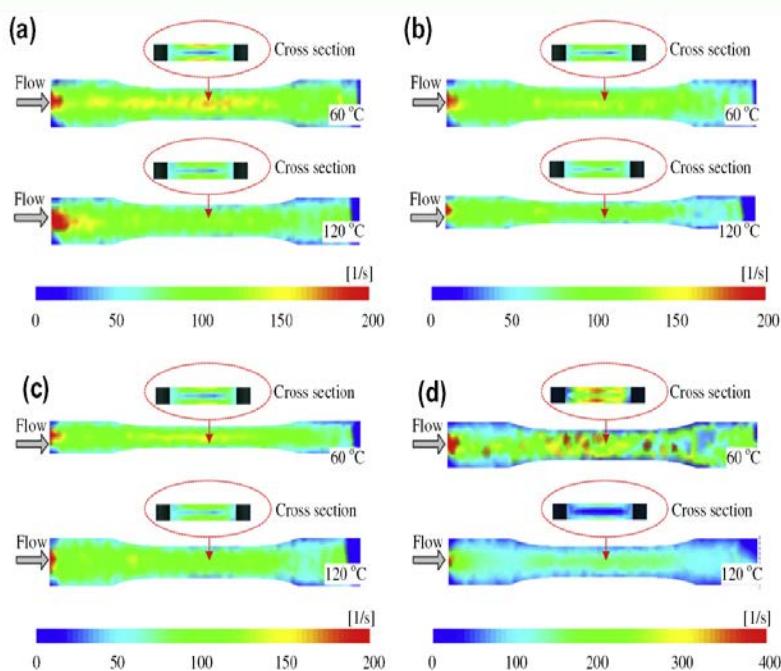


Figura 21. Comparación del ratio de cizalla en probetas sin línea de soldadura durante el llenado, obtenidas mediante simulación para (a) PS, (b) ABS y (c) ABS/PMMA [18].

- En las probetas sin línea de soldadura una mayor “Tcs” disminuye la resistencia a impacto para los materiales PS, PP y ABS/PMMA/nano-CaCO₃ pero mejora con ABS/PMMA y FRPP. Para el ABS una “Tcs” muy alta o muy baja empeora la resistencia a impacto.
- En probetas con línea de soldadura la resistencia a impacto del PS, ABS/PMMA/nano-CaCO₃ y FRPP fluctúa en un rango amplio con el aumento de “Tcs”. Con PP tiende a disminuir, mientras que con ABS y ABS/PMMA tiende a aumentar con el aumento de “Tcs”.

4.1.-EL MOLDE COMO ELEMENTO SOMETIDO A ESFUERZO

El molde a lo largo del proceso de inyección sufre diferentes cargas (de carácter mecánico, de origen térmico, etc.), con el avance de esta tecnología cada vez son necesarias mayores prestaciones en cuanto a resistencia del utillaje, el molde ha de estar preparado para soportar dichos esfuerzos durante muchos ciclos de inyección (por encima de 10000 ciclos como norma general). Algunas de las solicitudes mecánicas que se dan en la inyección se enumeran a continuación [26].

Esfuerzos en el puente de expulsión

Una de las partes características en un molde es el puente de expulsión (figura 22), que debe permitir el desplazamiento del conjunto de placas expulsoras en el interior del molde.

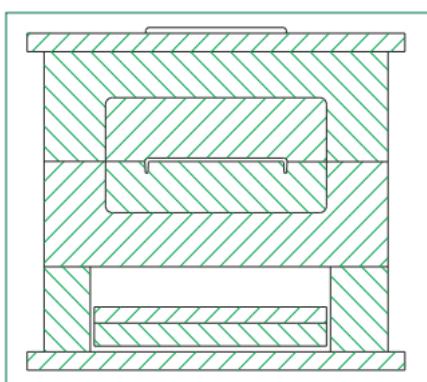


Figura 22. Esfuerzos en puente de expulsión [26].

Se origina así un espacio vacío en el centro del molde, justo donde la presión de inyección provoca mayores fuerzas. Este espacio puede llegar a tener un ancho considerable, en función de las dimensiones de la pieza a inyectar y se extiende durante toda la longitud del molde. En el caso de que la fuerza resultante fuese muy grande podría aparecer flexión en la placa macho o la rotura de la misma si se sobrepasa el límite elástico del material, efecto indeseado puesto que provocaría una ligera apertura del cierre del molde con la consiguiente aparición de rebabas en la pieza. Mecánicamente es habitual la colocación de apoyos suplementarios para dar rigidez al conjunto.

Esfuerzos en las placas de figura

En el caso de que las placas de figura vayan provistas de insertos, el mecanizado del alojamiento de éstos (figura 23) puede debilitar dichas placas, dando lugar además, al efecto entalla en los rincones del alojamiento.

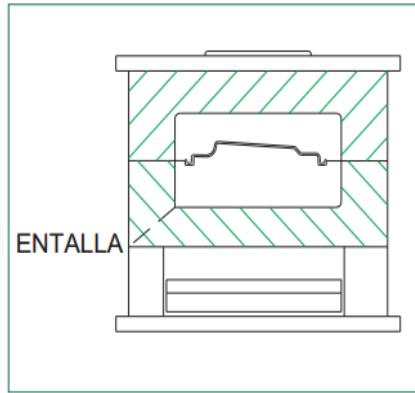


Figura 23. Efecto entalla [26].

Teniendo en cuenta que el molde va a estar sometido a cargas cíclicas repetidas en numerosas ocasiones, puede aparecer adicionalmente el efecto de fatiga, que facilitaría la aparición de grietas y roturas en estas zonas. Para contrarrestar estos problemas es necesario un apropiado dimensionado de las placas afectadas y la sustitución de las aristas vivas por redondeos generosos con el fin de eliminar la posible entalla.

Esfuerzos en cámaras calientes

Para el moldeo de piezas muy grandes o piezas múltiples, se emplean unos elementos denominados cámaras calientes, que permiten el transporte de plástico a puntos muy alejados de la boquilla inyectora (figura 24) manteniendo el material caliente y fundido.

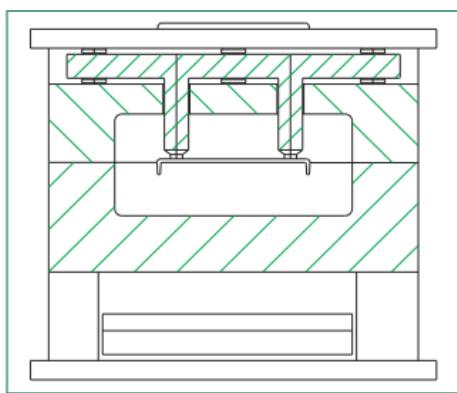


Figura 24. Esfuerzos en cámaras calientes [26].

Estas cámaras van a sufrir directamente la presión de inyección, debido a que se suelen montar flotantes, evitando al máximo el contacto con el resto del molde y las pérdidas de eficiencia energética que ello supondría. Sin embargo, es necesario sacrificar en parte esta funcionalidad en aras de proteger a estos elementos de esfuerzo innecesarios. En estos casos se montan separadores exactamente en los puntos donde se sitúan cada una de las boquillas y la entrada principal.

Estos separadores deben dimensionarse de forma que soporten las cargas derivadas de la presión de inyección con el mínimo contacto posible con las placas adyacentes.

Esfuerzos en correderas

En algunas ocasiones es necesario disponer de correderas laterales deslizantes para el desmoldeo de negativos en la pieza a inyectar (figura 25).

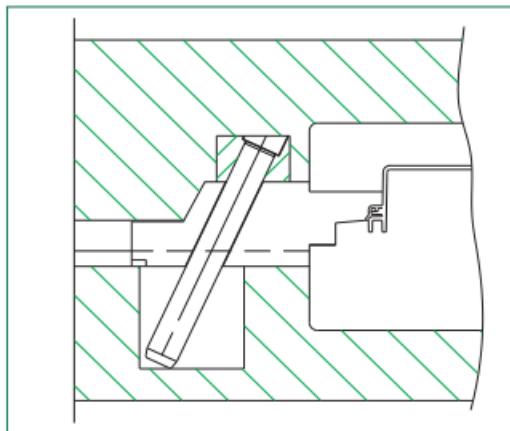


Figura 25. Esfuerzos en corredera [26].

La componente horizontal de la presión de inyección, conlleva la aparición de dos fuerzas, una de sentido del deslizamiento de la corredera y la otra perpendicular a ésta. La primera queda compensada por las cuñas que mantienen la corredera cerrada, con mejor resultado si estas no son postizas, es decir, si la placa hembra abraza la corredera. La segunda fuerza tiende a separar a las regletas contiguas de la corredera de sus alojamientos, así como quebrar las alas de deslizamiento de la propia corredera. Las soluciones pasan por un correcto dimensionado del cuerpo y alas de la corredera y de los tornillos que fijan las regletas.

Esfuerzos en conjunto de expulsión

Otro de los dispositivos a nuestro alcance para liberar las contrasalidas existentes en la pieza consiste en unas correderas deslizantes alojadas en las placas expulsoras, también denominadas patines. El principal inconveniente de estos elementos consiste en que deben ser muy largos en relación con su reducida sección (figura 26a).

En los casos que sea requerida una carrera de expulsión elevada, podríamos encontrarnos con pandeos, que implicarían un sobreespesor inaceptable de la pieza en las zonas de actuación de estos patines.

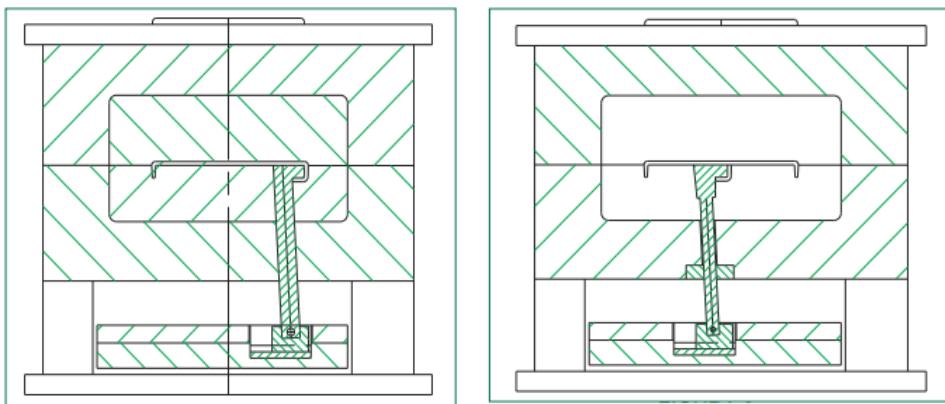


Figura 26a y 26b. (izquierda) sin guiado, (derecha) con guiado en la placa punzón [26].

En principio podemos intentar aumentar la sección del patín, pero si no es posible, existen dos posibilidades para eliminar el problema. La primera pasa por añadir dos piezas que, además de guiar el cuerpo del patín en su recorrido, reducen la longitud crítica del teórico pandeo (figura 26b). La segunda consiste en practicar un alojamiento en el molde, de forma que se asegure un asiento completo de la cabeza del patín, liberando así de las cargas al cuerpo del patín (figura 26b). De este modo las fuerzas se aplicarían a la placa o inserto de figura, piezas que suelen ser menos restrictivas.

Los expulsores son otras de las piezas que también pueden sufrir pandeo debido a su pequeña relación sección-longitud (figura 27). Al igual que en los patines, montaríamos casquillos guía para reducir la longitud libre en los casos de carreras de expulsión largas.

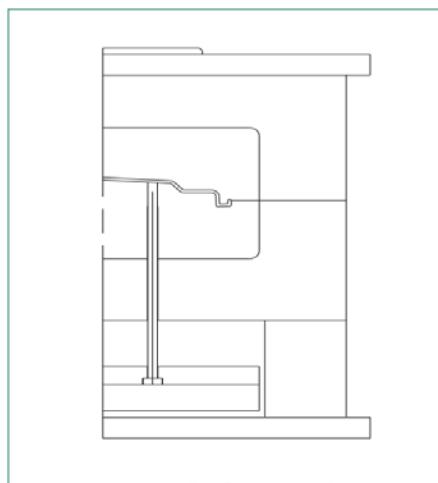


Figura 27. Pandeo en expulsores [26].

Debido a la presión de inyección que comunican expulsores y patines sobre el conjunto de placas expulsoras, podemos encontrarnos con la flexión de éstas, flexión que también se traduciría en un aumento del espesor de la pieza en las zonas correspondientes.

En algunos casos, con cámaras calientes y moldes con temperaturas de trabajo elevadas, se observan tensiones asociadas a solicitudes térmicas, derivadas de la dilatación de los componentes. En el caso de la tecnología “H&C”, este sería un aspecto a investigar en futuros trabajos, por cuanto el orden de magnitud de las tensiones generadas podría empeorar sensiblemente los resultados aquí presentados.

Con todo lo anterior se ha hecho una pequeña descripción de los principales problemas a los que se suele enfrentar un diseñador de moldes destinados a la inyección de piezas industriales, desde la vertiente de la resistencia de los materiales empleados a falta de una breve descripción del problema de fatiga nombrado en el presente apartado.

4.2.-EL FENÓMENO DE FATIGA.

Una estructura sometida a una carga constante, si está correctamente dimensionada, será capaz de soportar dicha carga en principio indefinidamente. En cambio, esa misma estructura sometida a una carga de valor mucho menor pero que es aplicada de forma repetitiva, es decir, una carga cíclica, puede acabar fallando. Así los metales sometidos a cargas fluctuantes rompen después de un cierto número de ciclos, incluso aunque dichas cargas estén muy por debajo de la resistencia a tracción del metal. Este fenómeno es lo que se conoce como fallo por fatiga.

Este fallo no ocurre para cualquier valor de carga, puesto que para un gran número de metales existe un valor de carga por debajo del cual el material no llegará a rotura aunque se someta a un número infinito de ciclos, esa tensión límite se denomina límite de fatiga o límite de resistencia a fatiga. Otros metales no presentan este límite, y rompen sea cual sea la tensión cíclica, variando únicamente el número de ciclos hasta la rotura. Para estos materiales se define la resistencia a la fatiga, como el nivel de tensión necesario para producir la rotura después de un determinado número de ciclos, por ejemplo 10^6 ciclos.

Se pueden encontrar cuatro tipos principales de cargas actuando: carga axial, flexión, cizalladura o torsión. En carga axial la distribución de tensiones en el área transversal a la dirección de aplicación de la carga es uniforme. En flexión las tensiones fluctúan entre cero en la llamada línea neutra y un valor máximo en la superficie, al igual que ocurre en torsión.

Carga cíclica.

Un aspecto importante a tener en cuenta al estudiar la fatiga es el hecho de que no todas las cargas cíclicas afectan por igual a la estructura de granos de metal, ya que su efecto varía en función del tipo de variación de carga, es decir, si varía de +100% a -100%, o entre 0 y 100%, o entre 50% y 100% etc. (figura 28).

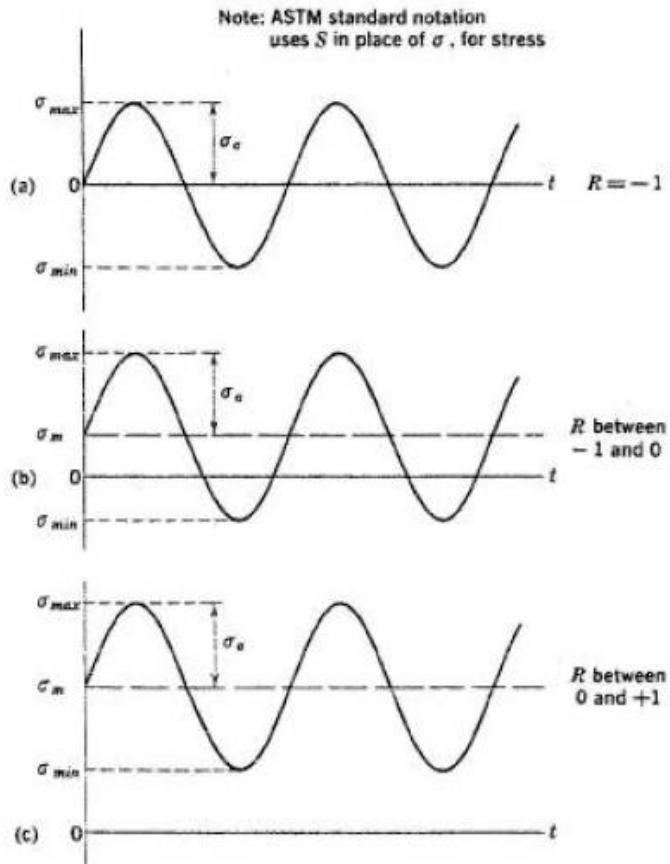


Figura 28. Tipos de cargas cíclicas [23].

Existen varios parámetros que se utilizan para caracterizar la fluctuación de la carga. Estos parámetros son los siguientes:

- **Tensión máxima σ_{\max}** : El valor algebraico más alto de tensión durante el ciclo (la tensión de tracción es positiva).
- **Tensión mínima σ_{\min}** : El valor algebraico más bajo de tensión durante el ciclo.
- **Tensión media σ_m** : La tensión constante media o el promedio.
- **Intervalo de tensiones σ_r** : La diferencia entre ambas tensiones $\sigma_r = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$
- **Amplitud de la tensión σ_a** : La mitad del intervalo de tensiones. $\sigma_a = \sigma_r/2$
- **Coeficiente de tensiones R** : $R = \sigma_{\max}/\sigma_{\min}$

Curvas de vida a fatiga.

Las curvas de vida a fatiga, también conocidas como curvas S-N (S tensión, N número de ciclos), introducidas por Wöhler en 1860³, representan la tensión frente al número de ciclos hasta la rotura. Para los materiales que presentan un límite de fatiga (σ_e) esta curva tiende a hacerse horizontal para un número muy alto de ciclos, hasta esa tensión límite (figura 29, curva superior).

Como ya se ha comentado, otros materiales como muchas de las aleaciones no férreas como aleaciones de aluminio, cobre o magnesio no presentan dicho límite y romperán independientemente de la tensión máxima aplicada (figura 29, curva inferior).

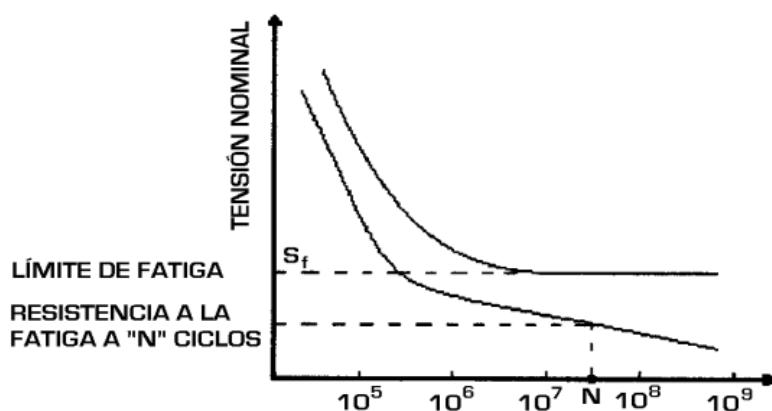


Figura 29. Curvas S-N para un material con límite de fatiga y sin límite de fatiga [24].

El cálculo de las curvas de vida a fatiga presenta una gran dispersión de resultados debido a que existen varios factores que influyen en su determinación y que resultan difíciles de controlar, como son el acabado superficial de las probetas o las condiciones ambientales del ensayo, incluida la temperatura, por lo que también se definen curvas S-N de probabilidad de rotura (figura 30).

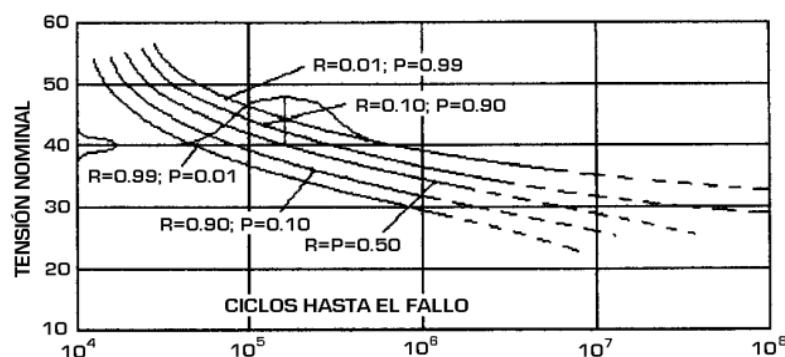


Figura 30. Curvas S-N con probabilidad de rotura [24].

Para todos los materiales se define la vida a fatiga N_f . Ésta se entiende como el número de ciclos hasta la rotura para un determinado valor de tensión.

Etapas en el proceso de rotura por fatiga.

En el proceso de fatiga se distinguen tres etapas:

- Iniciación de la grieta
- Propagación de la grieta. La grieta generada se propaga con cada ciclo de carga.
- Rotura, se produce con un crecimiento rápido de la grieta que lleva a dicha rotura final, de manera muy rápida y sin previo aviso.

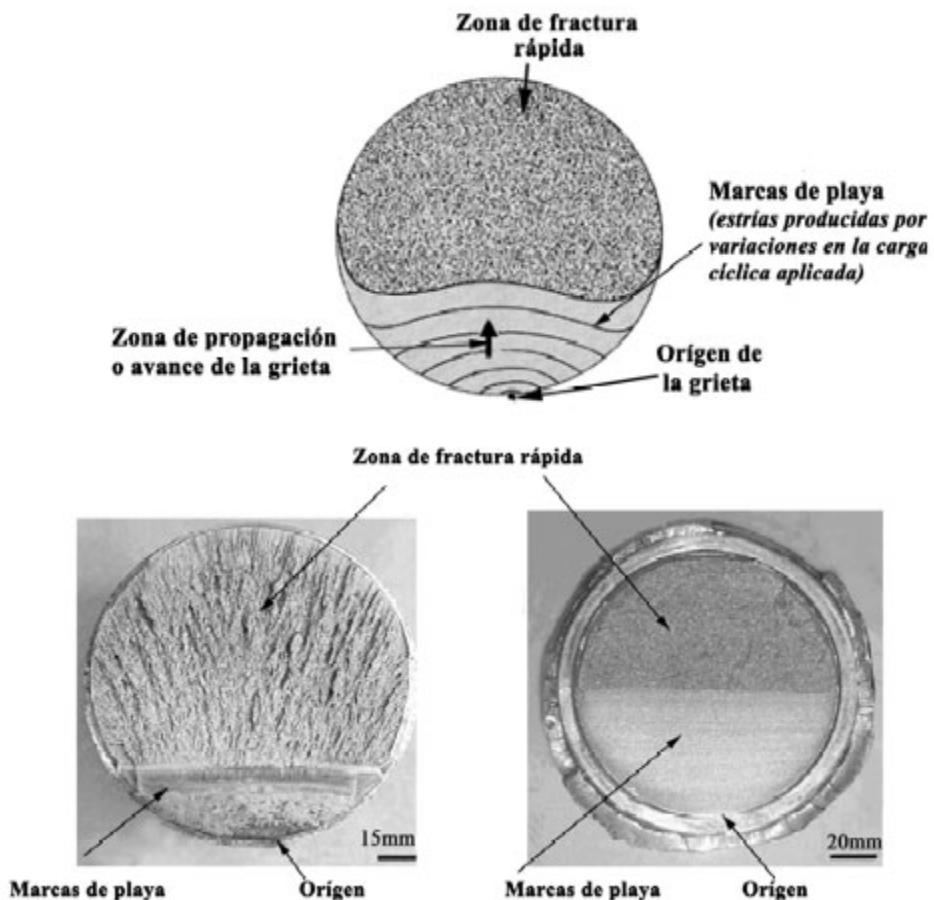


Figura 31. Rotura típica por fatiga [25].

Estas tres etapas son las que dan a las roturas por fatiga su aspecto característico, como se puede observar en la figura 31.

Las grietas a las que se asocia la rotura por fatiga normalmente se inician en zonas de la superficie donde aparecen concentraciones de tensiones. Una vez originada la grieta ésta comienza a propagarse, al principio muy lentamente. Se originan estrías que corresponden con la distancia que avanza la grieta en cada ciclo de carga. Una superficie estriada indica claramente rotura por fatiga, aunque su ausencia no excluye a ésta como motivo de fractura. Otras marcas que pueden aparecer son las que se conocen como marcas de playa (figura 31), que aparecen cuando existen interrupciones en el proceso de fatiga, como sería el caso de una máquina que trabaja dos turnos al día. Estas marcas son visibles a simple vista, al contrario que las estrías antes mencionadas.

Puesto que el molde es un elemento que está sometido a cargas cíclicas y puede presentar rotura por fatiga, en los próximos apartados se comprobarán diferentes diseños estáticamente y se calculará el número de ciclos de carga que pueden soportar.

5.1.-MATERIAL Y MÉTODO DE ESTUDIO.

En este apartado se describe el equipo utilizado para realizar los ensayos, así como el procedimiento seguido para determinar los factores que afectan positiva o negativamente al sistema de “Heat & Cool” que queremos diseñar.

En primer lugar, se diseñó una instalación sencilla con una placa de molde reciclada, que representaría la placa móvil de un molde tradicional, dicho molde ya contaba con su cavidad además de numerosos agujeros de su anterior uso, se realizaron cuatro taladros para albergar las resistencias y se aprovecharon los circuitos de refrigeración antiguos para posteriormente conectar el refrigerador.



Figura 32. Molde de inyección para ensayos. Superficie de control.

Inicialmente se incorporaron dos de las resistencias de cartucho para calentar el bloque, cada una de ellas capaz de suministrar 400 W, conectadas a una fuente de alimentación, midiendo la intensidad con un amperímetro se observó que solo alcanzaban los 300-350 W, esto es debido fundamentalmente al estado algo deteriorado del equipo.



Figura 33. Instalación completa para control de temperatura.

En la figura 33 se puede observar la instalación completa, compuesta del molde con sus resistencias, una cámara de visión termográfica “FLIR A20” que permitirá visualizar la distribución de temperaturas en la superficie superior del molde (figura 34, izquierda), a lo largo del tiempo, dicha superficie representa la zona donde se encontraría la cavidad de la pieza a inyectar en un molde para producción, puesto que lo que interesa es que la pared en contacto con la pieza esté a una temperatura dada.

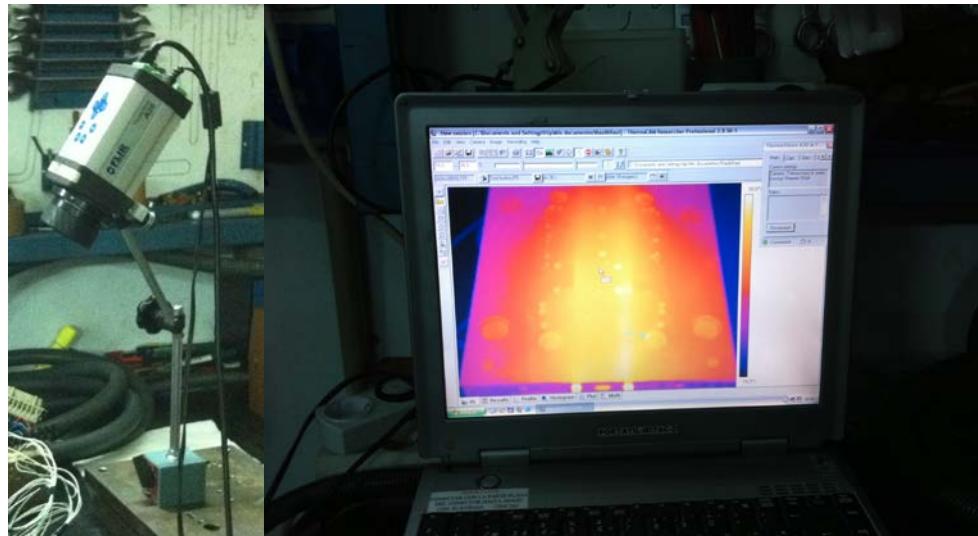


Figura 34. (Izquierda) Cámara FLIR A20 termovisión. (Derecha) PC con software FLIR.

Además la instalación cuenta con un ordenador que incorpora el software de la cámara (figura 34, derecha). Este software nos permite ver la evolución de la temperatura en el molde en tiempo real además de ofrecer la posibilidad de sacar imágenes, grabar secuencias y modificar los parámetros de la cámara.



Figura 35. Termopar de contacto.

Por último nos ayudamos de un termopar de sonda (figura 35), que nos permitirá dos cosas fundamentales que son la calibración de la cámara termográfica y del software de captura de datos, y para comprobar cuando deseemos que las mediciones mostradas en pantalla son las correctas o al menos coinciden con cierto error con las lecturas ofrecidas por el termopar.

En los primeros ensayos con dos resistencias el tiempo necesario para elevar la temperatura del molde era muy alto para un proceso de inyección real e inmediatamente incorporamos las otras dos resistencias de que disponíamos (figura 36).



Figura 36. Molde con cuatro resistencias.

Por otra parte contamos con un refrigerador que nos permite enfriar el molde tras el calentamiento, el fluido utilizado es agua a temperatura ambiente y se ha medido un caudal de 27 l/min (figura 37).



Figura 37. Refrigerador Mateu & Sole.

5.1.1.-SIMULACIÓN DEL PROBLEMA DE TRANSFERENCIA DE CALOR.

Una vez realizados los ensayos se pretende analizar el comportamiento del molde con un programa de cálculo para transferencia de calor, llamado “Fluent”.

En primer lugar se simulará un caso análogo al experimento realizado en el taller, de forma que puedan ser contrastados los datos experimentales con las simulaciones, con el fin de validar el modelo informático para los siguientes casos. Una vez validado el modelo se realizaran cálculos con diferentes parámetros y variaciones en la geometría para ver como afectan al ciclo térmico y siempre buscando la mejora de la eficiencia.

5.1.2.-SIMULACIÓN DEL PROBLEMA DE RESISTENCIA MECÁNICA.

Una vez analizado el problema de transferencia de calor se realizarán las simulaciones de resistencia mecánica, se planteará el problema estático y posteriormente el cálculo a fatiga, que es la principal causa de fallo en los moldes de inyección.

El objetivo de este estudio será ver como comprometen desde el punto de vista de la resistencia a fatiga la variación de la distribución de los canales de calentamiento y refrigeración, así como, la sustitución del material constructivo del molde por aluminio. Para ello se dispone del software de simulación mecánica “Solidworks 2010”.

5.2.-DISCUSIÓN DE RESULTADOS.

5.2.1.-ENSAYO CON CÁMARA TERMOGRÁFICA Y VALIDACIÓN DEL MODELO INFORMÁTICO.

A continuación se muestran las imágenes capturadas en el laboratorio de la cámara termográfica comparadas con las obtenidas en el software de simulación de transferencia de calor “Fluent”. El bloque de acero a calentar tiene un peso aproximado de 24 kg, las cuatro resistencias empleadas como calefacción tienen una potencia máxima de 400 W, se comprobó dicha potencia midiendo la corriente en la fuente de alimentación y se estima en 350 W reales, que harían un total de 1400 W en todo el bloque de acero.

En primer lugar se han tomado datos y capturas del estado inicial, nuestro rango de trabajo de temperaturas será entre 60°C y 120°C, para ello necesitamos calentar primero el molde desde la temperatura ambiente que es de 23°C, uniforme en todo el molde, hasta los 60°C en la superficie superior, no en todo el molde, este estado sería el estado inicial en un hipotético caso de inyección. El objetivo es ver la distribución de temperaturas alcanzada en el molde, esta distribución que también será calculada mediante simulación será el estado inicial de todos los futuros casos.

Se calienta el bloque hasta que el termopar de control ofrece una lectura de 60°C aproximadamente en la superficie superior, recordar que es la que nos interesa atemperar. En el instante inicial el termopar da una lectura de 23°C A continuación se muestra la imagen del termopar en ese instante (figura 38), es decir, justo antes de activar las resistencias para el calentamiento.



Figura 38. Lectura termopar instante t=0 s.

Como se puede observar en las siguientes imágenes la cámara ofrece una lectura en torno a los 23°C uniforme en todo el bloque en el instante inicial (figura 38a), igualmente en la simulación se puede ver que todo el bloque está a esa misma temperatura (figura 38b), a su vez la lectura de la cámara es contrastada con el termopar apoyado en la superficie en la ubicación Sp1. A continuación se muestra la evolución del molde cada minuto de tiempo transcurrido hasta alcanzar una temperatura indicada.

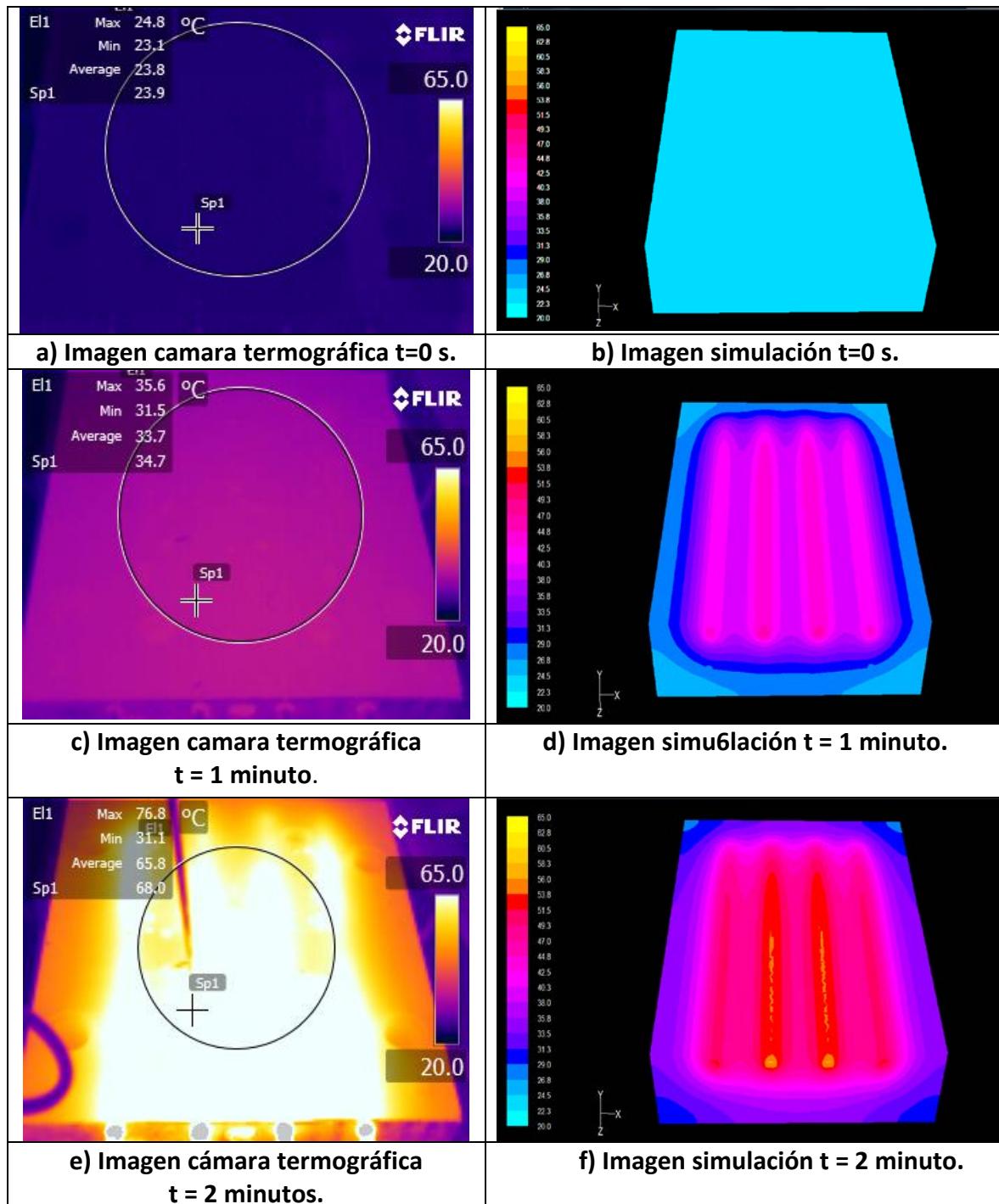


Figura 38. (Izquierda:a,c,e) Capturas cámara.(Derecha:b,d,f) Capturas simulación. Calentamiento entre 23°C y 60°C.

Transcurrido un minuto el bloque alcanza una temperatura de 35°C, igualmente vemos en la imagen correspondiente a la simulación como va aumentando la temperatura desde los alojamientos donde estan las resistencias alcanzando temperaturas en la superficie superior en torno a los 35-40°C(figura 38c y 38d).

Finalmente cuando el termopar alcanza los 63°C aproximadamente se desconectan las resistencias (figura 39), el tiempo transcurrido para alcanzar esta temperatura es de 2 minutos (figura 38e y 38f).



Figura 39. Lectura termopar instante $t = 2$ minutos.

En la imagen correspondiente a la cámara, se puede ver que determina la temperatura en unos 65°C (figura 38e), existe una pequeña diferencia de unos dos o tres grados centígrados entre las dos mediciones aunque en términos de temperatura no representan mucha diferencia, esto se debe principalmente a la precisión de los aparatos de medida involucrados.

En la simulación ocurre un calentamiento similar al que se puede ver con la cámara, se diferencian claramente las zonas donde se encuentran las resistencias a mayor temperatura y desciende en tanto se distribuye por el resto del bloque, alcanzando una temperatura máxima a los dos minutos de 63°C.

El objetivo de esta comparación es comprobar la validez del modelo simulado informáticamente para los casos que se plantearán a continuación. Además es necesario para determinar el estado inicial en la simulación de los siguientes casos entre 60 y 120°C que son los realmente interesantes para un proceso de inyección "H&C". Este estado inicial correspondería con las imágenes del instante $t=2$ minutos (figura 38e y 38f).

Una vez alcanzada la temperatura de 63°C continuamos calentando hasta alcanzar una temperatura de lectura en el termopar de 120°. Se han elegido estas temperaturas porque a los 60°C la pieza de plástico ya puede ser expulsada en la mayoría de los casos, y 120°C es una temperatura de superficie de molde adecuada para la tecnología "H&C" como han comprobado otros autores [16]. Puesto que el principal problema que nos encontramos es el elevado tiempo necesario para calentar y enfriar el molde, un gradiente de temperaturas muy alto haría muy complicado alcanzar un tiempo razonable para un proceso real.

Las siguientes imágenes pertenecen a las capturas realizadas por la cámara termográfica cada minuto, hasta alcanzar la temperatura de 120°C junto con sus correspondientes imágenes análogas del software de simulación.

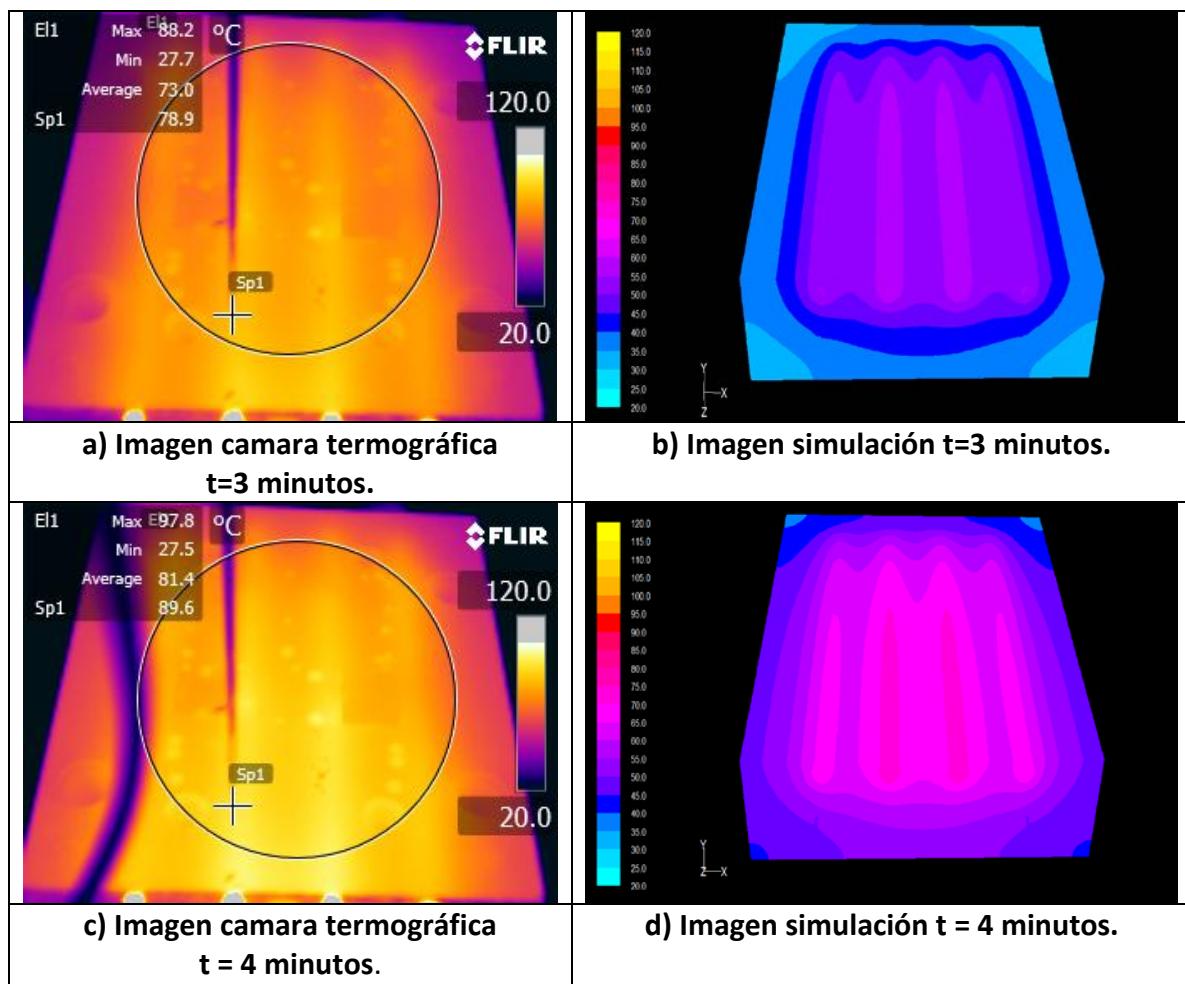


Figura 40. (Izquierda:a,c) Capturas cámara.(Derecha:b,d) Capturas simulación. Calentamiento entre 60°C y 120°C.

Transcurridos 4 minutos de calentamiento, se puede observar una temperatura de 81.4°C de media en la cámara (figura 40c), a su vez la simulación ofrece una temperatura superficial en torno a los 80-85°C (figura 40d).

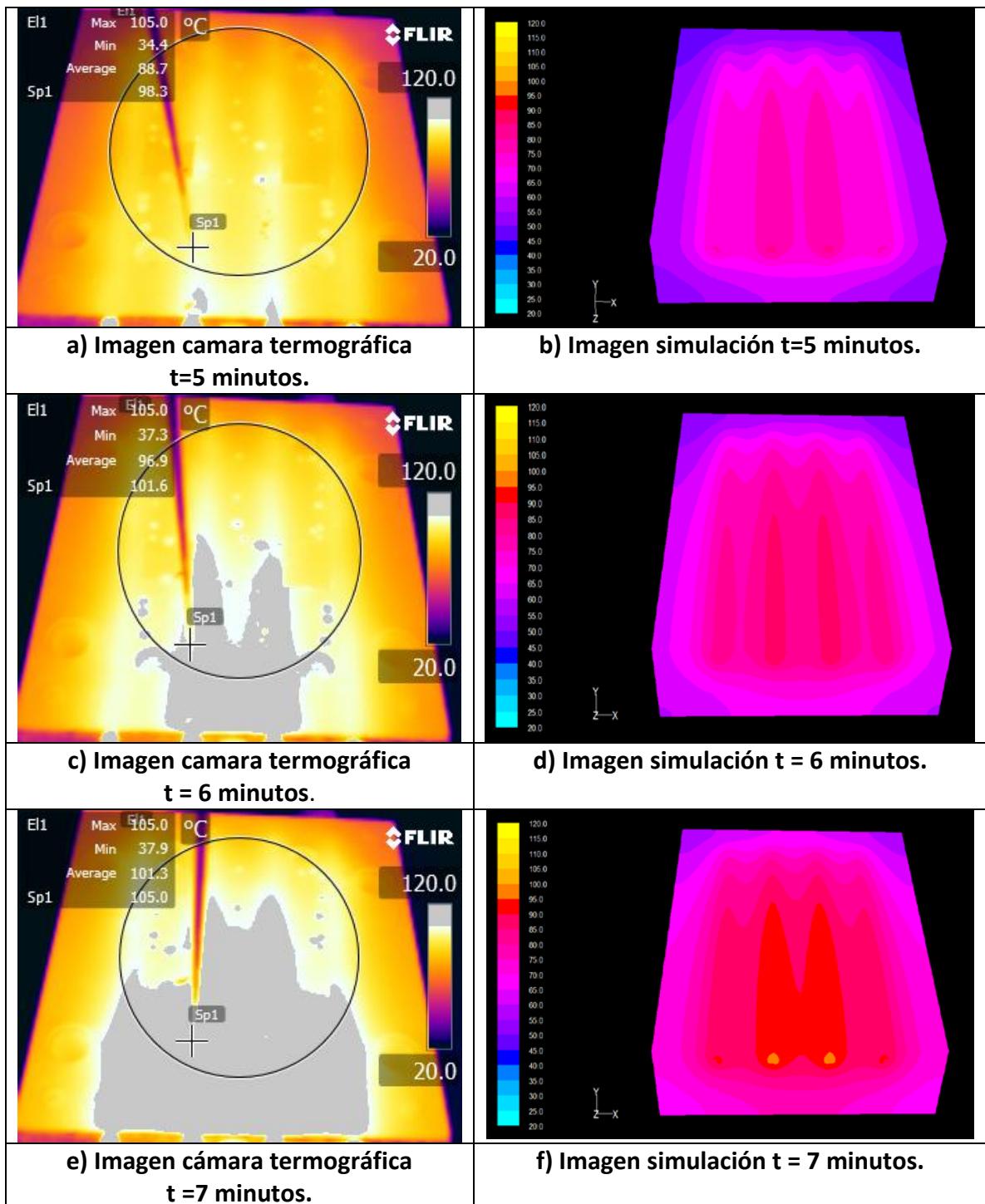


Figura 41. (Izquierda:a,c,e) Capturas cámara.(Derecha:b,d,f) Capturas simulación.
Calentamiento entre 60°C y 120°C.

En las imágenes anteriores se puede apreciar como aumenta la temperatura, más en las resistencias centrales que empiezan a ponerse de un color más amarillo, a los 5 minutos tienen una temperatura superficial media de 88.7°C mientras que la simulación nuevamente se encuentra entre estos valores en torno a los 85°C (figura 41a y 41b). Como se puede ver la diferencia de 2-3°C se sigue manteniendo.

Alcanzados los 6 minutos ya se empiezan a ver como las resistencias situadas más hacia el borde del bloque van aumentando su temperatura mientras las resistencias centrales se encuentran más calientes (figura 41c y 41d). Una vez más se puede ver claramente que el calor se disipa de la misma forma en los dos modelos, tanto en el experimental como en el informático, la temperatura es mayor en las resistencias centrales y a su vez va disminuyendo conforme recorre el bloque longitudinalmente.

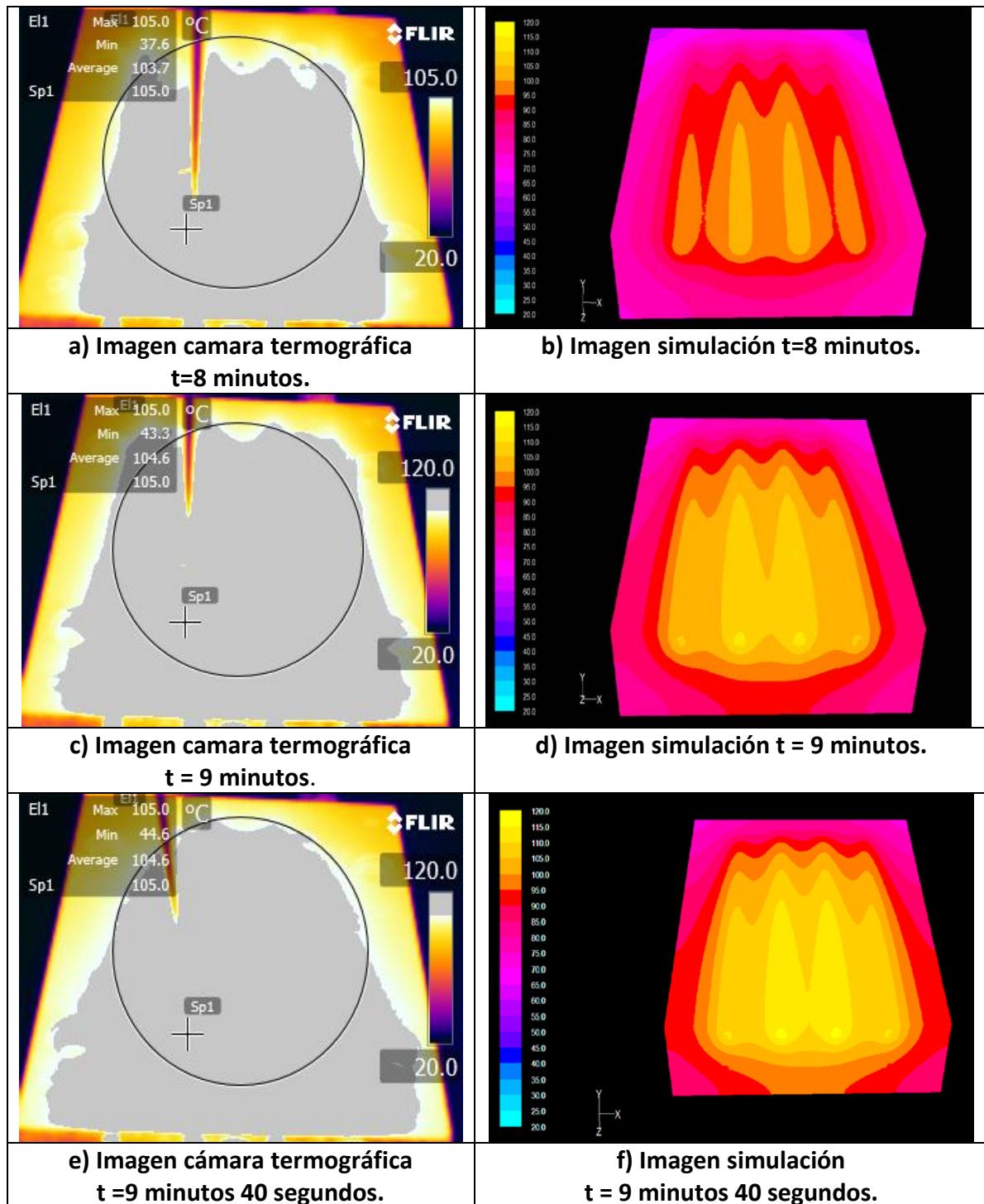


Figura 42. (Izquierda:a,c,e) Capturas cámara.(Derecha:b,d,f) Capturas simulación. Calentamiento entre 60°C y 120°C.

Pasados 8 minutos la cámara ha alcanzado una temperatura superior a los 105°C (figura 42a), recordar que este modelo, "FLIR A20" solo ofrece lecturas fiables hasta los 105°C por razones constructivas, por lo que una comparación cuantitativa no sería correcta en el rango de temperaturas entre los 105-120°C, aunque podemos comparar ambas imágenes cualitativamente. En ese instante el modelo informático registra temperaturas superficiales desde los 95°C hasta la máxima en torno a las resistencias centrales de 105-110°C (figura 42b).

Una vez alcanzados los 120°C de lectura en el termopar de control, se desconectan las resistencias, en ese mismo instante se conecta el circuito de refrigeración y comienza el enfriamiento, que analizaremos más adelante. Esto ocurre transcurridos 9 minutos y 40 segundos (figura 42e y 42f). Aunque la cámara ya no ofrece lecturas superiores a 105°C el termopar nos dice la temperatura final a la que se encuentra el bloque realmente, que es de 121,4°C como se puede ver en la siguiente imagen (figura 43).



Figura 43. Lectura del termopar 121.4 °C. $t= 9 \text{ min y } 40 \text{ segundos}$.

Sin embargo el modelo informatico si que ha alcanzado la temperatura de 119°C en la superficie superior, en él se encuentran temperaturas mínimas de 72°C, esto supone un gradiente de 47°C en el molde (figura 42f), mientras la cámara registra temperaturas mínimas de 44.5°C (figura 42e), esta diferencia se debe a que la cámara puede estar captando algun punto frío fuera del molde. Además de tener una distribución de temperaturas muy similar como puede verse en las anteriores imágenes.

Este tiempo sería demasiado elevado para producir piezas, pero lo que nos interesa ahora es hacer un análisis comparativo de resultados para posteriormente poder aplicarlo a la construcción de un molde de “Heat & Cool” apropiado para la producción de series de piezas. Para ello sería necesaria una mayor potencia como analizaremos en las simulaciones siguientes.

En cuanto el molde alcanza dicha temperatura se desconectan las cuatro resistencias y se conecta el circuito de refrigeración. El fluido es agua a 20°C y el aparato de refrigeración ofrece un caudal de 27 l/min medido en el taller. Para el modelo informático del enfriamiento ha sido necesario hacer la siguiente aproximación. Debido al elevado tiempo necesario para simular el fenómeno del enfriamiento mediante flujo de agua y a la variabilidad de resultados, se decidió estimar el calor extraído del molde en el tiempo medido experimentalmente con dos sencillas relaciones (1) y (2).

$$Q = mC_e(T_f - T_i) \quad (1)$$

$$P = Q/t \quad (2)$$

Donde:

Q = Calor necesario para elevar la temperatura desde T_i hasta T_f .

T_f = Temperatura superficial final del bloque.

T_i = Temperatura superficial inicial del bloque.

C_e = Calor específico del acero.

Esta potencia determinada con los datos experimentales se aplica en los canales de refrigeración mostrados anteriormente.

Esta estimación no es del todo cierta puesto que para ello sería necesario que todo el bloque estuviera a las temperaturas “ T_i ” y “ T_f ”, lo que no es así puesto que en los ensayos con la cámara termográfica se están empleando las temperaturas superficiales únicamente. A pesar de ello los resultados son muy parecidos a los obtenidos experimentalmente como se podrá ver a continuación. Nuevamente se pretende determinar el tiempo necesario para, en este caso, enfriar el bloque desde los 120 °C en la superficie superior hasta los 60 °C.

En modelos futuros se ha simplificado la geometría de los canales de refrigeración para reducir el tiempo de cálculo que supone introducir los cálculos del flujo de agua, esto abre un gran abanico de posibilidades en cuanto a variantes del problema de refrigeración.

A continuación se muestran las imágenes correspondientes al enfriamiento con paso de tiempo de un minuto (figura 44a-f).

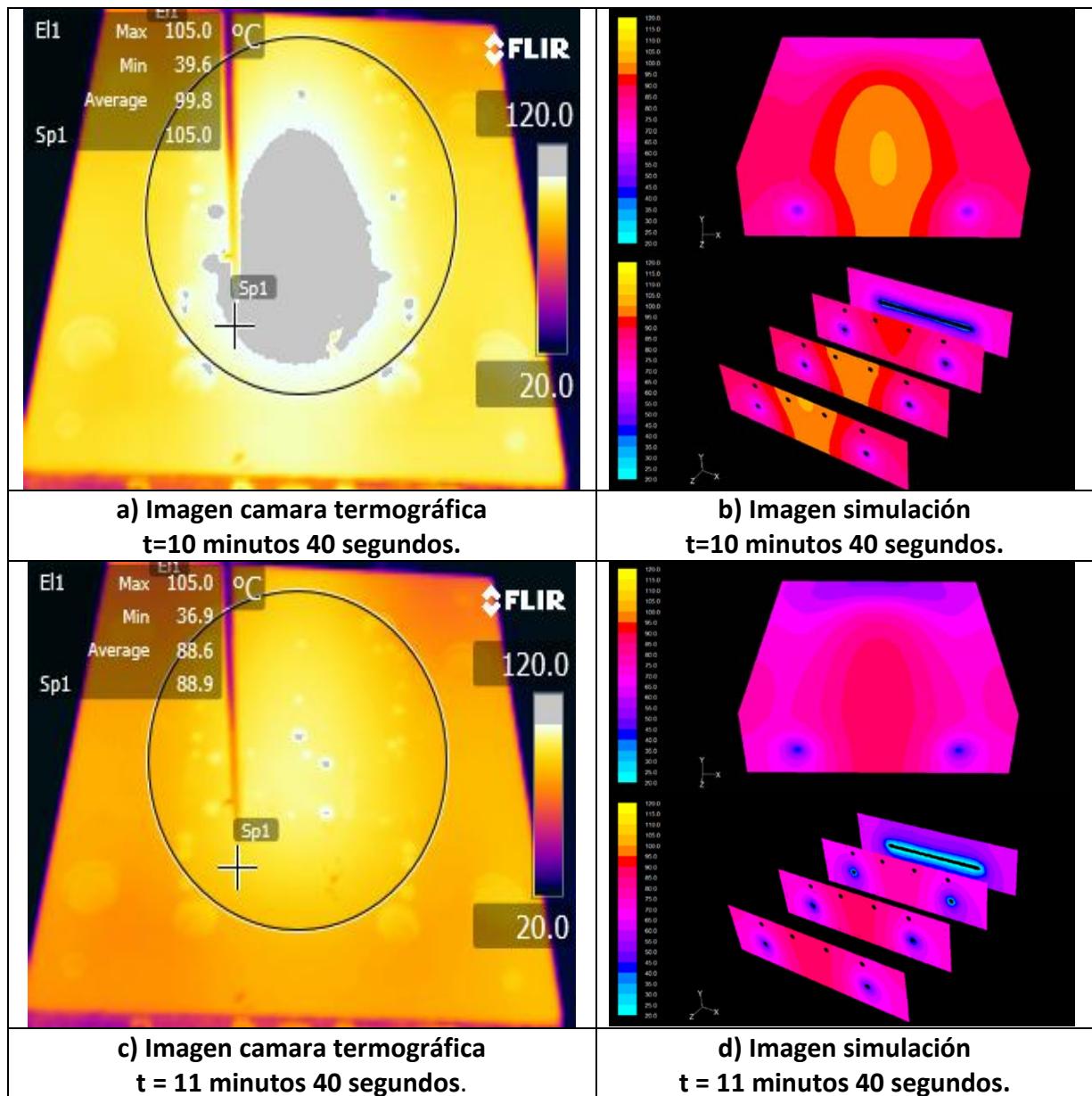


Figura 44. (Izquierda:a,c) Capturas cámara.(Derecha:b,d) Capturas simulación.
Enfriamiento entre 120°C y 60°C.

Una vez transcurrido 1 minuto con el refrigerador encendido, se puede observar cómo va descendiendo la temperatura del bloque desde el circuito de refrigeración, en un molde de fabricación la cavidad de la figura a inyectar estaría encerrada por dicho circuito que en este caso tiene forma de "U". Este efecto no es apreciable con la cámara termográfica puesto que detecta temperaturas superficiales, mientras que en la simulación se pueden ver diferentes secciones de cómo evoluciona la distribución de temperaturas en todo el molde a través de los canales de refrigeración.

En el segundo minuto la cámara nos da una lectura de 89°C (figura 44c), ha descendido prácticamente en toda la superficie y apenas queda algún punto caliente en la zona central que es la más alejada de los circuitos de refrigeración.

A su vez en la imagen obtenida en la simulación se puede leer una temperatura superficial en la zona central entre 85-90°C. Nuevamente se pueden apreciar en las secciones las zonas centrales más calientes (figura 44d).

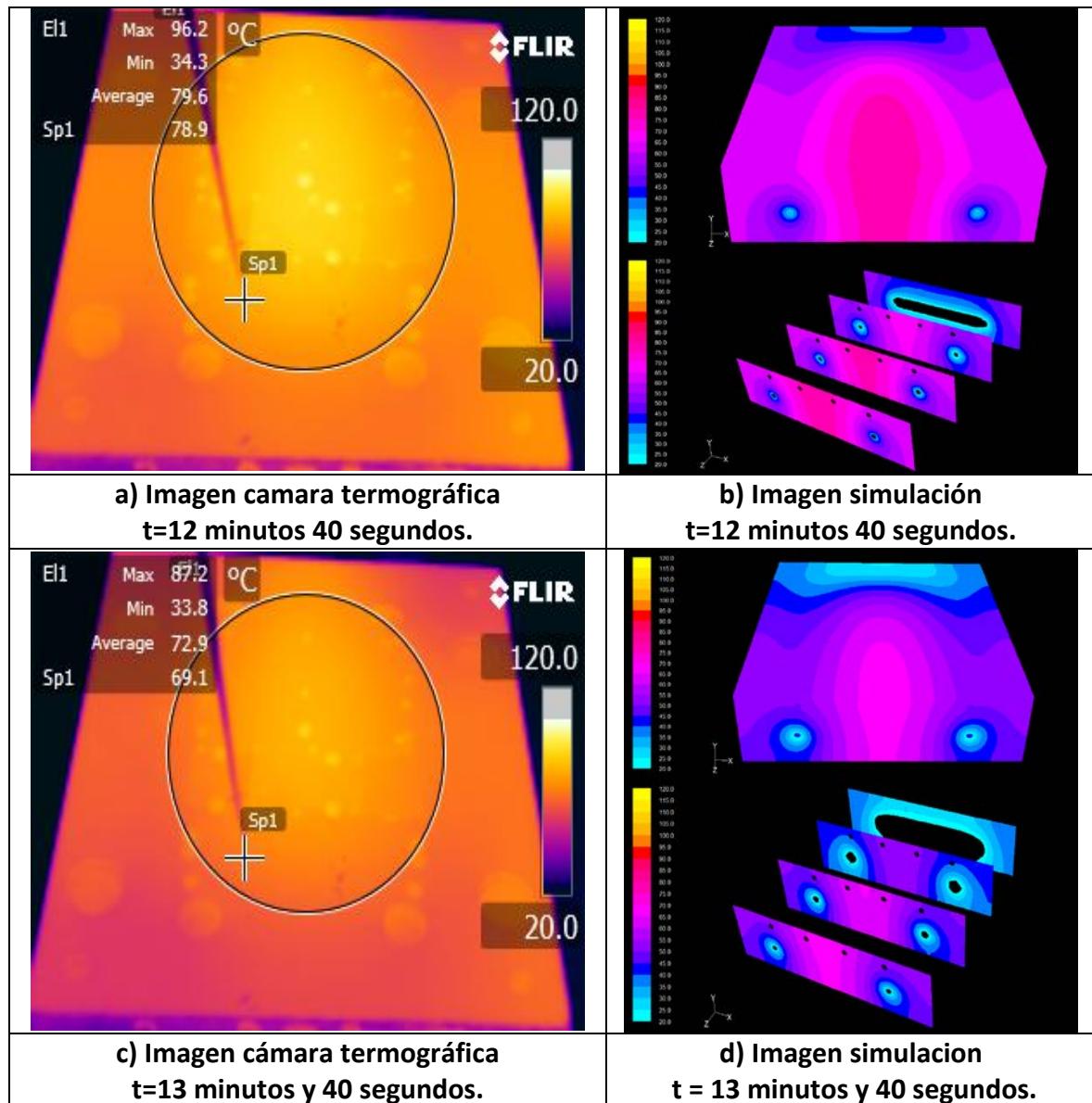


Figura 45. (Izquierda:a,c) Capturas cámara.(Derecha:b,d) Capturas simulación.
Enfriamiento entre 120°C y 60°C.

El bloque continua enfriándose a un ritmo de 10°C por minuto aproximadamente, alcanzando en el tercer minuto de enfriamiento una temperatura alrededor de los 80°C, existiendo zonas más frías conforme nos acercamos a la cara trasera del molde, también se aprecian claramente las zonas frías alrededor de los conductos por los que circula el agua.

A los cuatro minutos de enfriamiento la cámara termográfica da una lectura de 73°C de media (figura 45c) mientras que el punto donde se encuentra localizado el termopar se encuentra a 69°C. Hay que destacar que existe una diferencia de temperaturas de 40°C en todo el bloque puesto que existen zonas a 34°C como podemos ver tanto en la imagen correspondiente a la cámara como en las simulaciones (figura 45c y 45d). Este gradiente es debido principalmente a la conductividad térmica del material con que está construido el molde, en los futuros casos analizaremos el efecto que tiene la sustitución por un molde de aluminio.

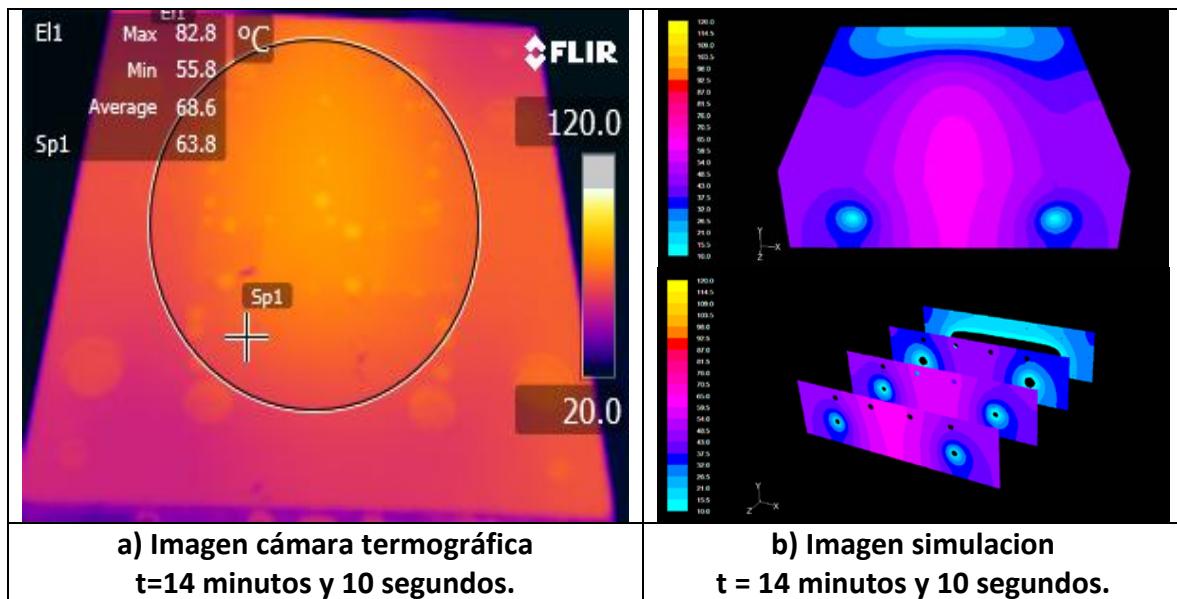


Figura 46. (Izquierdo:a) Capturas cámara. (Derecha:b) Capturas simulación.
Enfriamiento entre 120°C y 60°C.

Una vez transcurridos 4 minutos y medio de enfriamiento la cámara muestra una lectura de 63.8°C (figura 46a), en ese momento el termopar ha alcanzado los 61.6 °C, como se puede ver en la siguiente imagen (figura 47), momento en que se desconecta el circuito de refrigeración y termina el ensayo.

Hay que decir que el termopar no tenía una respuesta lo suficientemente rápida para adaptarse a los cambios de temperatura del bloque, por lo que admitimos un error en torno 2-3°C.

Por otra parte en las simulaciones se alcanza una temperatura máxima en ese tiempo de 61.4°C en la zona central más alejada del circuito de refrigeración, coincidiendo con la lectura en el termopar (figura 46b).

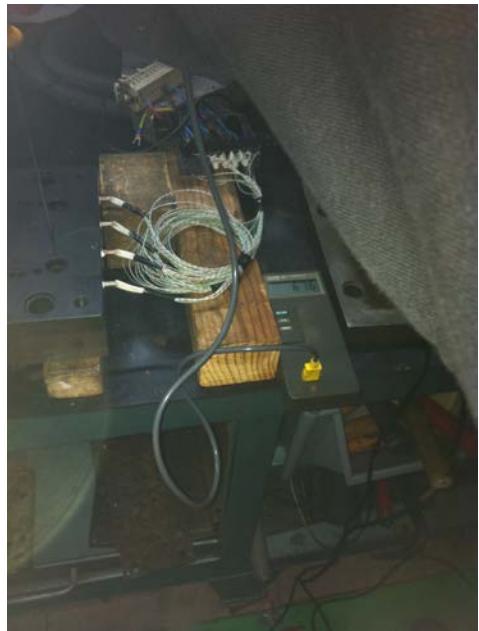


Figura 47. Lectura del termopar 61.6 °C, t = 14 minutos y 10 segundos.

Este tiempo de enfriamiento, aunque menor que el de calentamiento sigue siendo demasiado alto para la producción de series, hay que recordar que el circuito de refrigeración se encuentra mucho más alejado de la superficie a calentar y enfriar que las resistencias, las cuales se encuentran muy próximas a dicha superficie, por tanto el volumen de acero que el flujo de calor tiene que atravesar es mayor y en consecuencia el tiempo es bastante elevado, en sistemas actuales de "Heat & Cool" el calentamiento y enfriamiento del molde se efectúa a través de los mismos orificios lo que ofrece ventajas como el ahorro de espacio y la capacidad de acercar los canales de refrigeración a la superficie a enfriar.

5.3.-ANÁLISIS TÉRMICOS CON EL SOFTWARE DE SIMULACIÓN “FLUENT”.

A partir de la concordancia de resultados experimentales con el modelo realizado mediante técnicas de simulación por ordenador, se procede a valorar, objeto del trabajo aquí presentado, la sensibilidad del utilaje frente a diferentes parámetros de diseño, como podrían ser:

- Material del molde o placa.
- Caudal de refrigeración.
- Distancia de los canales de atemperación/ calentamiento.
- Potencia instalada para el calentamiento.

En los siguientes apartados se muestran los resultados de las simulaciones efectuadas mediante el programa informático “Fluent”, con el fin de determinar que factores afectan positiva o negativamente a la capacidad de calentar y enfriar del molde, para ello se plantean varios casos.

5.3.1.-CALENTAMIENTO DEL MOLDE DESDE 20-60°C Y DE 60 °C HASTA 120 °C Y ENFRIAMIENTO HASTA VOLVER A LOS 60 °C CON LAYOUT DE CANALES SIMILAR AL DEL MOLDE EMPLEADO EN EL LABORATORIO SUSTITUYÉNDOLO POR ALUMINIO.

Este caso con molde de acero se encuentra representado y comparado con las imágenes experimentales en el apartado 5.2.1.

Una vez calculado con acero, se va a analizar el efecto que tiene el sustituir el material constructivo del molde por Aluminio, debido a su mayor conductividad térmica. $\lambda = 202.4$ (W/m K) frente al acero de $\lambda = 47$ (W/m K), con el fin de comprobar si afecta positiva o negativamente a nuestro modelo. La potencia suministrada al bloque para calentarlo es igual que en el caso del acero 350W por resistencia que hacen un total de 1400W.

El molde de acero ha tardado dos minutos en alcanzar una temperatura de 60°C como ya se ha visto, por lo que le daremos el mismo tiempo de exposición al aluminio con el fin de ver temperaturas máximas y distribución de temperaturas.

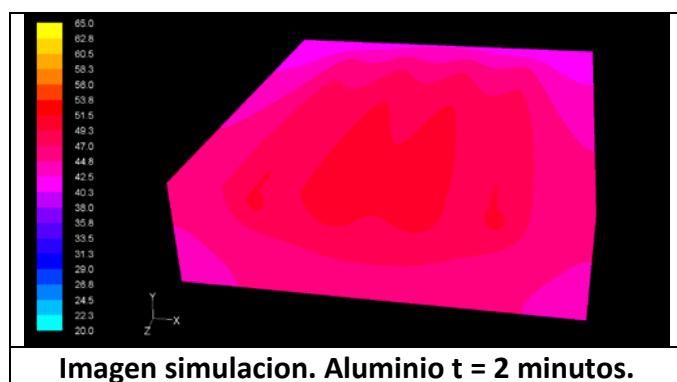


Figura 48. Captura simulación, Aluminio, calentamiento entre 20°C-60°C.

A los dos minutos de tiempo y con la misma potencia que el molde acero, uno de aluminio alcanzaría una temperatura máxima de 51.6°C frente a los 59°C que alcanza el acero (figura 48), debido a la mayor conductividad térmica del aluminio se espera un mejor resultado que con el acero en cuanto a tiempo de respuesta.

Seguidamente se continúa calentando el bloque de aluminio durante 7 minutos y 40 segundos, el mismo tiempo que tardó el bloque de acero en alcanzar los 120°C.

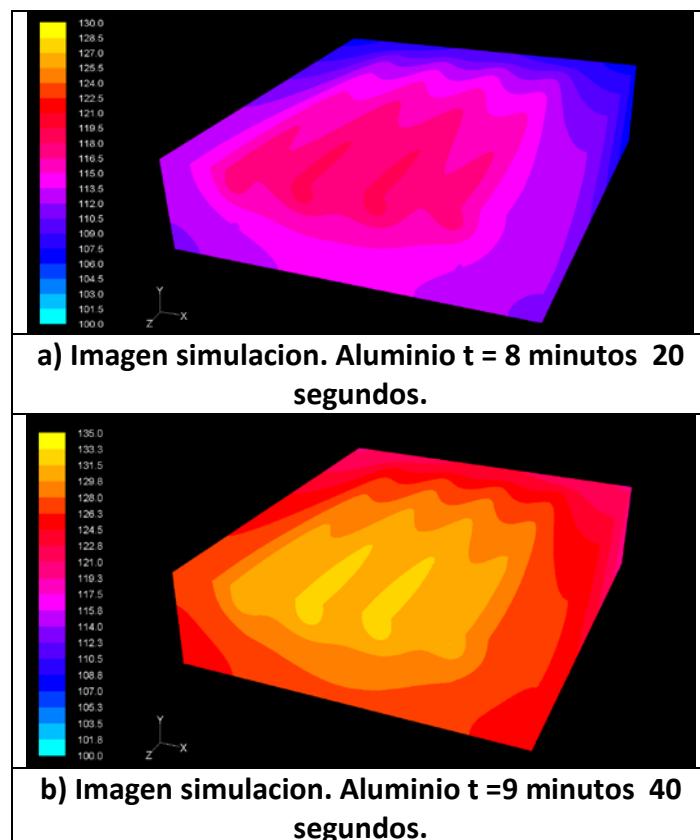


Figura 49. Capturas simulación. Calentamiento entre 60°C y 120°C.
(Arriba: a) t=8'20''. (Abajo: b) t=9'40''.

Transcurridos ocho minutos y veinte segundos de simulación el bloque ya ha alcanzado una temperatura en la superficie superior de 119°C. Esto ocurre 1 minuto y 20 segundos antes que con el acero (figura 49a). Si se continúa calentando el bloque hasta los 9 minutos y 40 segundos, alcanza una temperatura superficial máxima de 133°C (figura 49b). Como el rango de trabajo de temperaturas que nos interesa es entre 60 y 120°C, se iniciará el proceso de enfriamiento a partir de la temperatura de 120°C a los 8 minutos y 20 segundos de tiempo, con el fin de conocer la reducción de tiempo que supone el cambio de material.

Otro dato significante es que la temperatura mínima del molde es de 107°C, recordar que en el molde de acero existía un gradiente de temperaturas de 40°C frente a los 12°C de diferencia en el Aluminio, lo que quiere decir que se calienta mucho más uniformemente.

Al no disponer de datos experimentales con un molde de aluminio, y como ya se ha comentado antes que introducir en la simulación el flujo de agua supone un aumento en el tiempo de cálculo desorbitado, se ha comprobado la temperatura alcanzada por el bloque para los mismos valores de potencia y tiempo de enfriamiento que en el caso anterior del acero, y el tiempo que tarda en descender hasta los 60ºC.

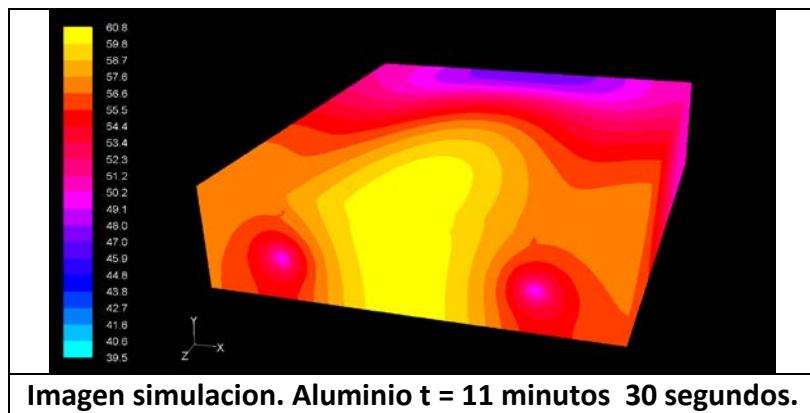


Figura 50. Capturas simulación. Enfriamiento entre 120ºC y 60ºC.

El bloque de aluminio tarda en alcanzar la temperatura superficial requerida 3 minutos y 10 segundos, frente a los 4 minutos y 30 segundos que tardaba el acero (figura 50). Este caso de enfriamiento no equivaldría a realizar un nuevo ensayo con un molde de aluminio debido a que los valores de potencia empleados en ambos materiales están calculados a partir de datos experimentales con el molde de acero, en cambio, nos sirve para ver que con la misma potencia aplicada tarda 1 minuto y 20 segundos menos en enfriarse que el acero, esto unido a la reducción de tiempo que se consigue en el calentamiento supone una reducción del tiempo total de 2 minutos y 40 segundos.

Este problema de cálculo se soluciona en el siguiente caso simplificando la geometría del circuito refrigerante con el fin de posibilitar el cálculo mediante flujo de agua.

5.3.2.-SIMPLIFICACIÓN GEOMÉTRICA PARA EL CÁLCULO CON FLUJO DE AGUA Y COMPARATIVA.

Debido a la complejidad del diseño de los canales de refrigeración del modelo presentado anteriormente, que impedía el cálculo del enfriamiento por flujo de agua, con la posibilidad de cambiar el fluido refrigerante, caudales etc, se ha optado por hacer una aproximación geométrica del molde más sencilla que permitiera dicho cálculo. Se puede observar en la figura 51.

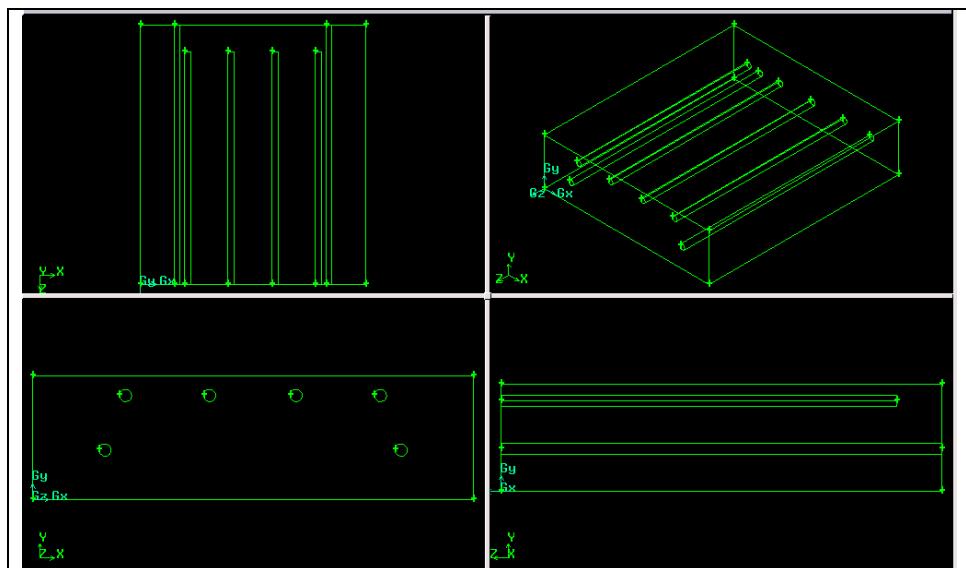


Figura 51. Aproximación geométrica para el cálculo con flujo de agua.

La nueva geometría es muy similar a la anterior con la particularidad de que en este caso el circuito de refrigeración consiste en dos conductos rectos que atraviesan por completo el molde, a diferencia del anterior en forma de "U" que daba problemas de cálculo.

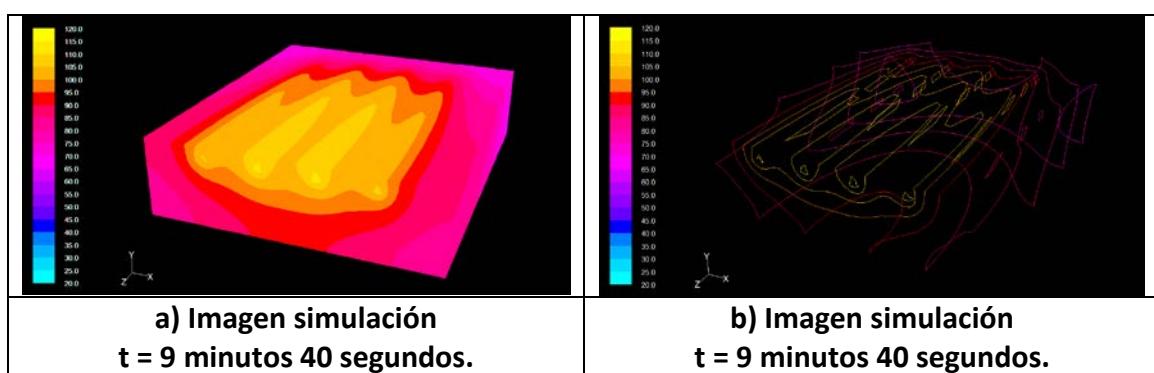


Figura 52. Capturas simulación. Calentamiento entre 60°C y 120°C.

Pasados los 9 minutos y 40 segundos de calentamiento el bloque alcanza una temperatura máxima de 115°C, vemos que el perfil de temperaturas apenas supone variación respecto del modelo anterior, y la temperatura máxima que antes era de 119°C difiere en 4°C de la calculada con el modelo aproximado (figura 52).

Una vez calentado el molde, se ha simulado el enfriamiento mediante flujo de refrigerante, lo cual evita tener que hacer aproximaciones inexactas en los cálculos para los futuros casos de enfriamiento. En este caso con el fin de reproducir el ensayo realizado en el laboratorio, el líquido refrigerante es agua a temperatura ambiente y el caudal es el medido en el taller de 27 litros/minuto.

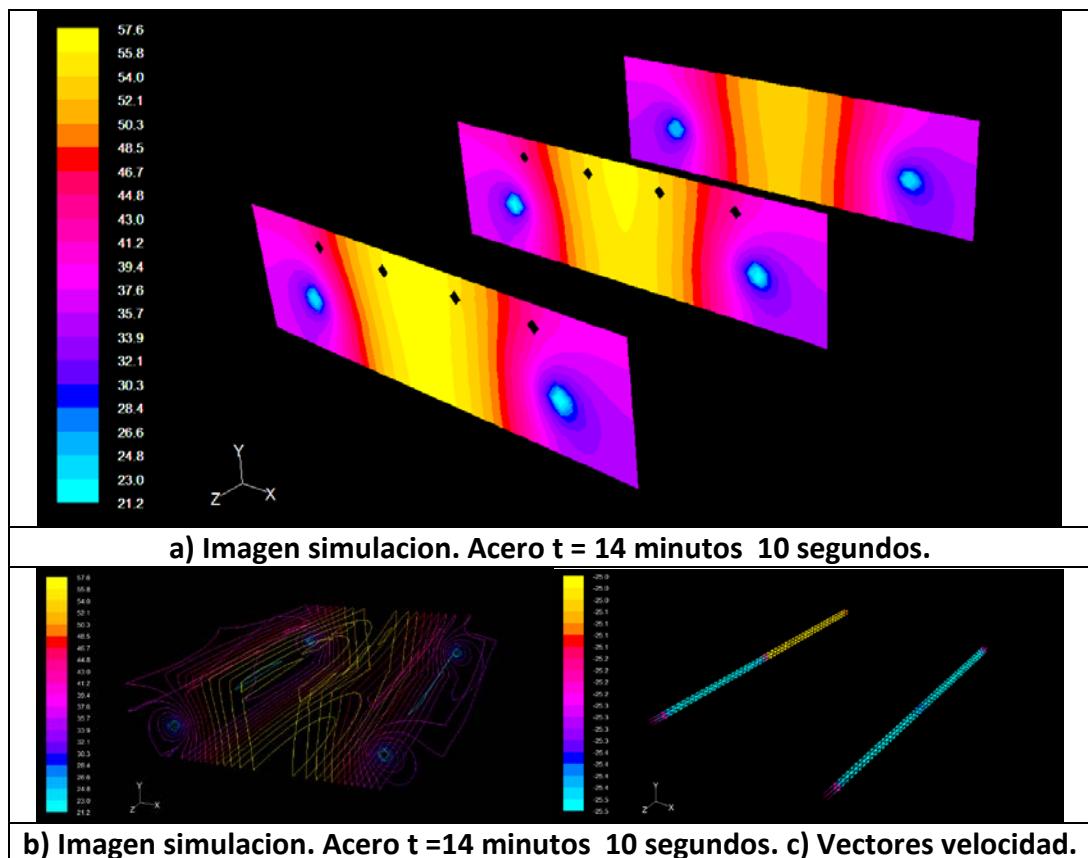


Figura 53. Capturas simulación. Enfriamiento entre 120°C y 60°C.

Las imágenes anteriores corresponden al estado final después de 4 minutos y medio de circulación del líquido refrigerante, en este instante el bloque tiene una temperatura máxima de 58°C, y una mínima de 21,2°C (figura 53a), en la imagen inferior se pueden ver los vectores de velocidad en los circuitos de refrigeración en los que apenas hay variación, entre 25-25.5 m/s (figura 53c).

Existe una clara diferencia en la distribución de temperaturas y es que este modelo al no tener otro conducto que atravesie el bloque transversalmente, al igual que si estuviera hecho en forma de "U" como el anterior modelo, no existe una zona fría en torno a la cara trasera sino que el perfil de enfriamiento es uniforme en toda la longitud (figura 53a).

Este método de simulación es mucho más exacto que el empleado anteriormente, además de ofrecer la posibilidad de variar gran cantidad de parámetros, por lo que en vista de los buenos resultados será empleado para los casos futuros.

5.3.3.-SENSIBILIDAD DEL MODELO AL AUMENTO DE POTENCIA Y REDUCCIÓN DEL TIEMPO DE EXPOSICIÓN.

El objetivo de este caso es observar cómo afecta al modelo la reducción del tiempo de calentamiento a 30 segundos, que es un tiempo razonable para un ciclo de inyección "H&C", para ello será necesario aumentar la potencia en las resistencias, la simulación se inicia con el molde a temperatura ambiente y uniforme en todo su volumen y termina cuando alcanza temperaturas superficiales medias de 120°C aproximadamente.

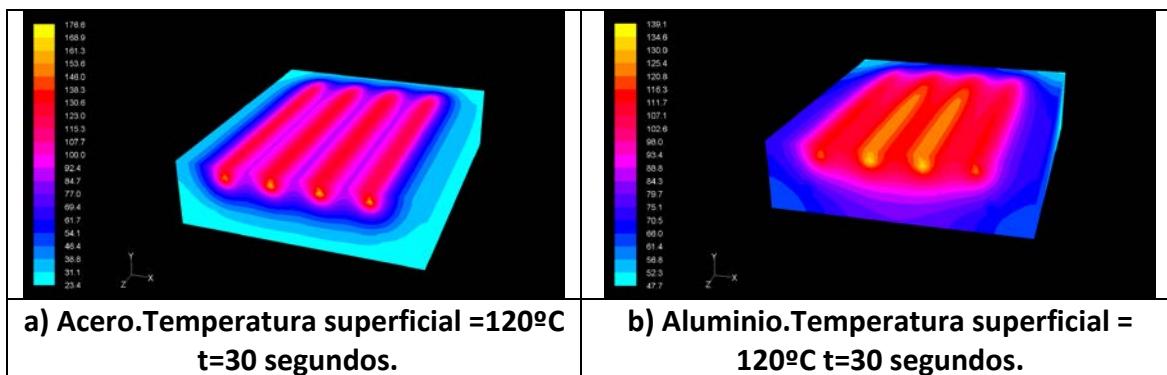


Figura 54. Capturas simulación. Calentamiento entre 20°C y 120°C. a) Acero.
b)Aluminio.

Para alcanzar la temperatura superficial necesaria, se obtiene una potencia de 2750W en cada resistencia, 11000 W totales en el caso del molde de acero (figura 54a). Por otra parte con un molde de aluminio la potencia es de 3800W por resistencia, 15200 W totales (figura 54b). Esta potencia que se determina tras varias simulaciones es mayor que la potencia necesaria para calentar el molde en un proceso real que como ya se ha comentado opera entre 60°C y 120°C y representa un gradiente de temperatura menor que el de la simulación.

A pesar de requerir de mayor potencia el aluminio se calienta mucho más uniformemente que el acero debido a su mayor conductividad. Además ocurre un hecho característico y es que debido a la reducción de tiempo experimentada la distribución de temperaturas es muy diferente a las obtenidas con tiempos de exposición largos, concentrándose más el calor en las zonas cercanas a las resistencias y a la cara superior del molde, mientras que una gran parte del bloque permanece a temperaturas bajas, con mínimas de 23°C existiendo gradientes de temperatura muy altos, ocurre con los dos materiales pero más exageradamente en el acero, esto puede resultar beneficioso para enfriar con mayor rapidez, como se comprobará en adelante, a diferencia del caso anterior en el que el tiempo de calentamiento era mucho mayor con distribución de temperatura más uniforme en todo el volumen.

El siguiente paso será comprobar cuánto tiempo tarda en refrigerarse el molde para ambos materiales con el caudal de refrigeración actual y la distribución de temperaturas obtenida en el paso anterior.

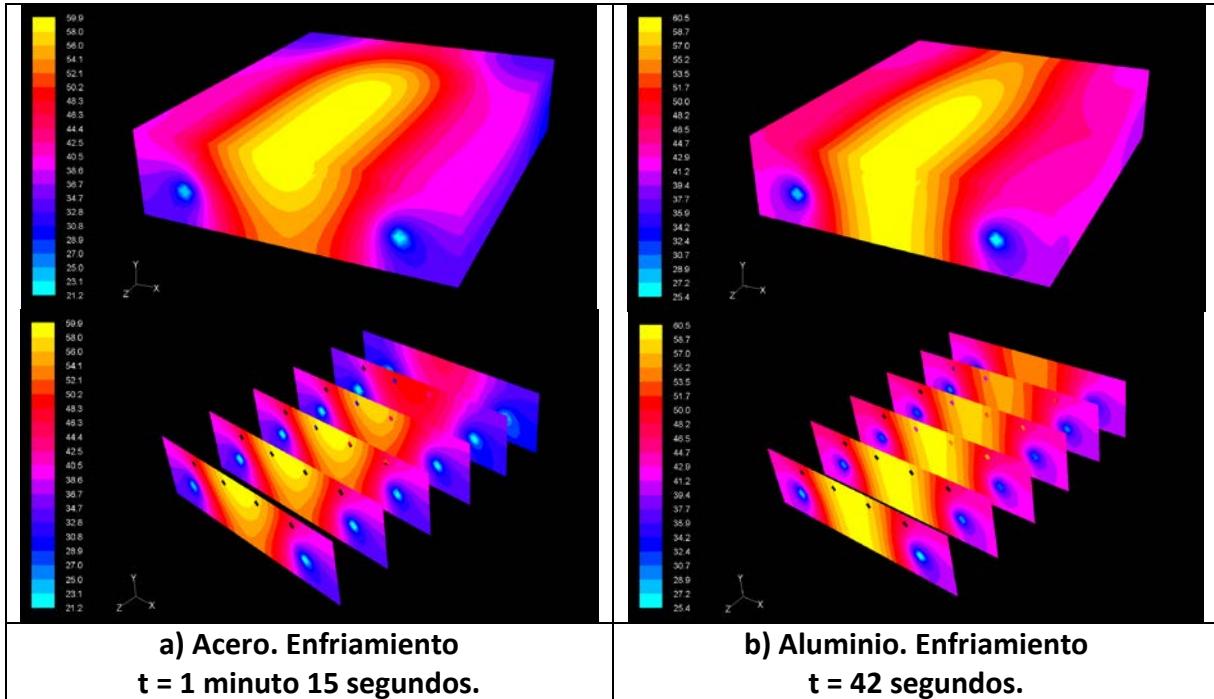


Figura 55. Capturas simulación. Enfriamiento entre 120°C y 60°C.a) Acero.b) Aluminio.

Se obtiene que el tiempo necesario para disminuir la temperatura superficial hasta 60°C es de 1 minuto y 15 segundos para el acero (figura 55a) frente a los 42 segundos para el aluminio (figura 55b), con las mismas condiciones de caudal y temperatura de agua se ha reducido mucho el tiempo de enfriamiento, obteniendo resultados realmente buenos en aluminio, además de adquirir una distribución de temperaturas diferentes para ambos materiales, como se puede observar en la anterior imagen (figura 55a y 55b). Esta reducción en el tiempo puede deberse a que al iniciar el enfriamiento, las altas temperaturas se concentraban en la parte superior del molde, mientras que las zonas más alejadas de la fuente de calor se encontraban a temperaturas cercanas a la temperatura ambiente con un gradiente mucho mayor que cuando se calienta en un tiempo largo, por lo que el volumen a calentar se reduce y en consecuencia el tiempo necesario para elevar su temperatura.

Hay que recordar que cuanto menos tiempo sea necesario para calentar y enfriar el molde a las temperaturas adecuadas menor será el tiempo total de proceso y por tanto el coste de pieza a fabricar también se verá reducido.

5.3.4.-EFECTO DE LA VARIACIÓN DEL LAYOUT DE CANALES DE ATEMPERAMIENTO Y REFRIGERACIÓN EN EL MODELO.

Una vez estimada la potencia necesaria para alcanzar las temperaturas superficiales deseadas en el tiempo de 30 segundos, en este apartado se comprobará el efecto de aumentar el número de resistencias, se buscará una distribución de canales que permita reducir estos valores de potencia en cada resistencia, que son demasiado altos y ver como afecta a la zona que se quiere calentar y al tiempo. Para ello se aumentará el número de resistencias con el consiguiente acercamiento entre ellas. Una vez determinada la geometría se calculará para ambos materiales.

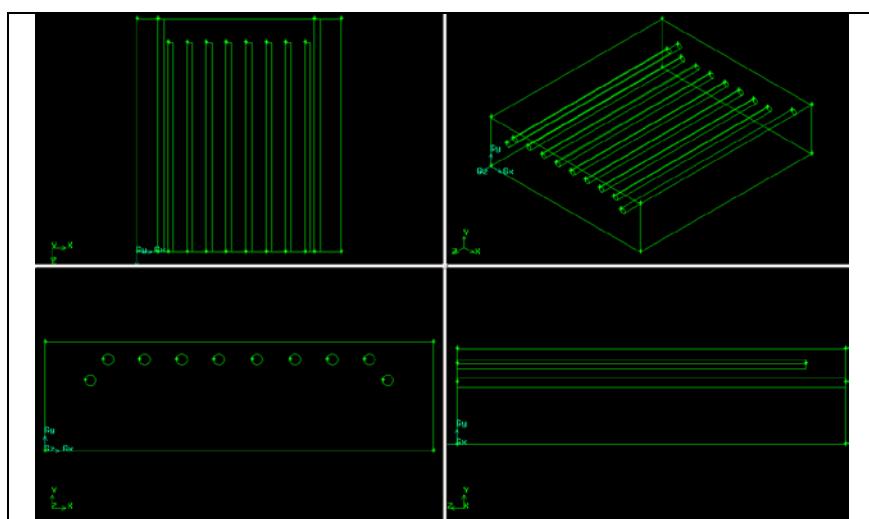


Figura 56. Nuevo layout de canales de atemperamiento y refrigeración.

El nuevo modelo cuenta con alojamientos para ocho resistencias en lugar de cuatro y los canales de refrigeración se encuentran más cercanos a la superficie superior, distancia 'D=18mm', y a las resistencias (figura 56), se pretende comprobar como afectan dichas modificaciones al proceso, con el handicap de reducir en lo posible la potencia empleada en cada resistencia para alcanzar 120°C superficiales en 30 segundos o menos.

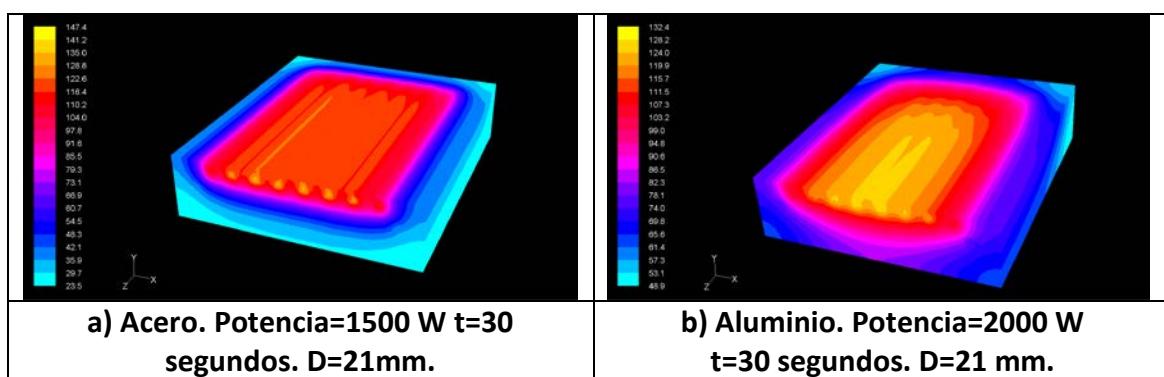


Figura 57. Capturas simulación. Calentamiento entre 60°C y 120°C. a) Acero.
b) Aluminio.

Una vez simulado para ambos materiales se determina que el molde de acero requiere de 1500 W por resistencia (figura 57a), mientras que con el molde de aluminio son necesarios 2000 W para alcanzar temperaturas superficiales de 120°C desde temperatura ambiente (figura 57b). Comparado con el modelo de cuatro resistencias se ha conseguido reducir la potencia necesaria en cada resistencia simplemente repartiéndola en el doble de alojamientos, la razón es que podrían existir problemas para encontrar resistencias con potencias tan altas y a mayor potencia mayor precio por lo general. En cuanto a la potencia total supone un pequeño aumento (figura 58).

Acero	4 resistencias	8 resistencias	Aluminio	4 resistencias	8 resistencias
Potencia/resistencia	2750 W	1500 W	Potencia/resistencia	3800 W	2000 W
Potencia total	11000 W	12000 W	Potencia total	15200 W	16000 W

Figura 58. Tabla comparativa Potencias.

Se observa una clara diferencia en la distribución de temperaturas, en el acero, la zona caliente se encuentra mucho mas concentrada en torno a las resistencias y la cara superior (figura 57a) mientras que en el molde de aluminio la temperatura se distribuye más uniformemente por todo el bloque resultando un gradiente de temperaturas menor que con acero (figura 57b). A continuación se calcula el enfriamiento, condiciones de flujo idénticas a las del apartado 5.3.3.

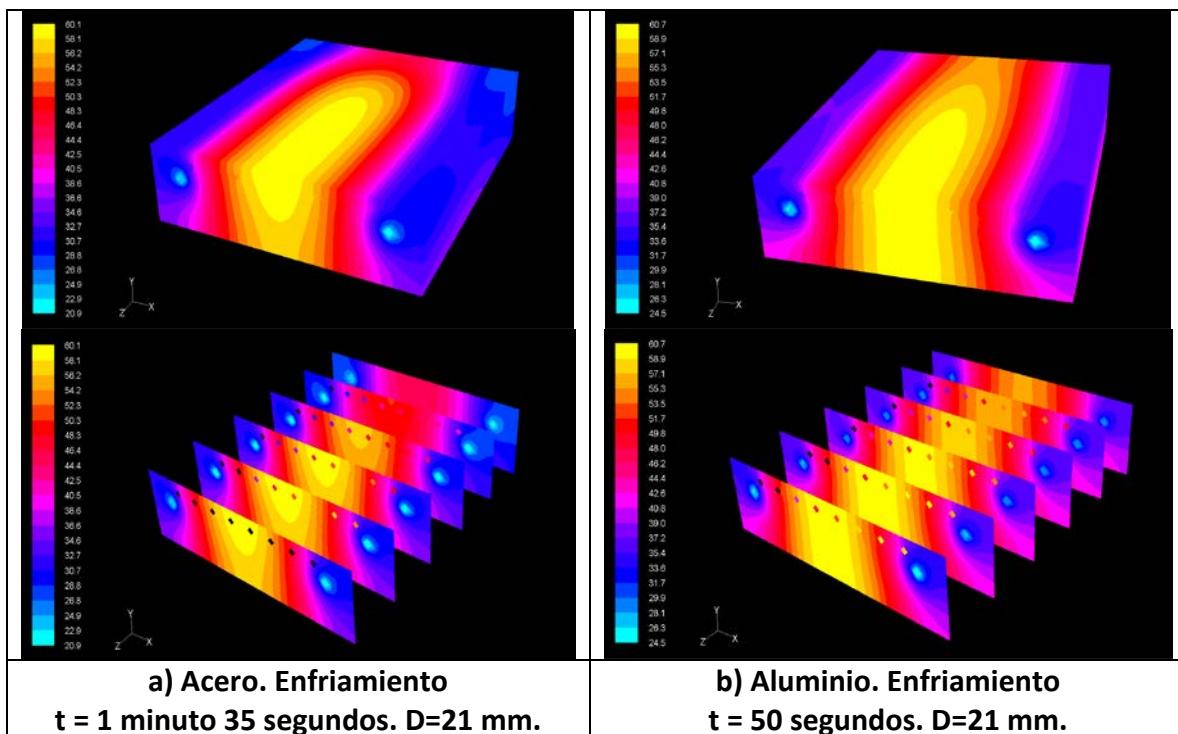
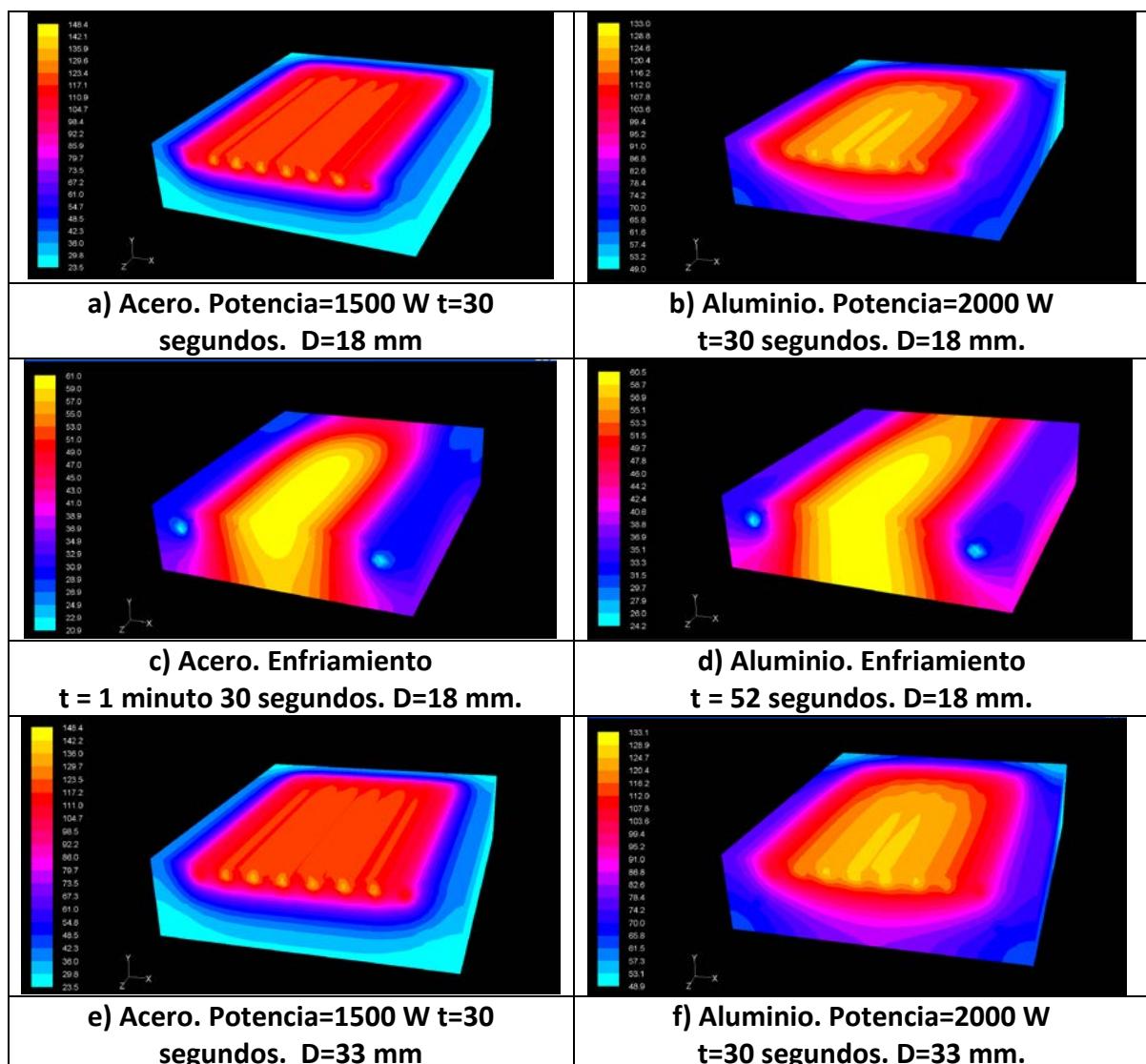


Figura 59. Capturas simulación. Enfriamiento entre 120°C y 60°C.a) Acero.b) Aluminio. $D=21 \text{ mm.}$

La principal diferencia la encontramos en el tiempo de enfriamiento, el acero tarda 1'35'' en enfriarse frente a los 50'' que tarda el aluminio (figura 59a y 59b). A pesar de esperar una reducción de tiempo debido al acercamiento de los canales de refrigeración a la superficie superior se observa que al aumentar el número de resistencias también aumenta el tiempo de enfriamiento en unos 20'' aproximadamente, en ambos materiales. Esto puede deberse a que al iniciar la fase de enfriamiento la distribución de temperaturas en todo el molde era más uniforme y por tanto mayor volumen se encuentra a temperatura cercana a los 120°C que en el caso de cuatro resistencias.

Para comprobar si acercar el circuito de refrigeración a la superficie superior es efectivamente beneficioso para reducir el tiempo de enfriamiento, se calculan dos casos con ocho resistencias e igual potencia pero con el circuito de refrigeración a distintas distancias a la superficie a calentar, esta distancia entre superficie superior y circuito de refrigeración la llamaremos 'D'. Además del caso anterior con D= 21 mm, se calculará con D=18 mm y D= 33 mm.



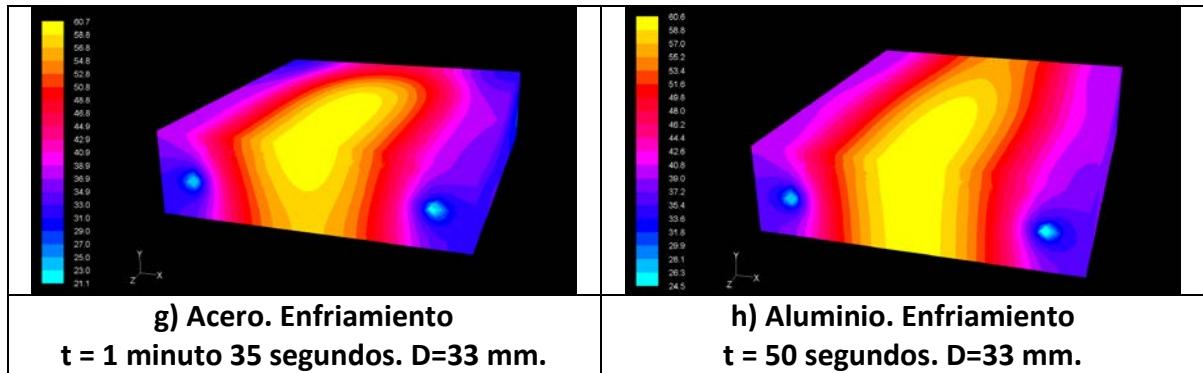


Figura 60. Capturas simulación. D=18 mm (a,b,c,d)(Acero izquierdo, aluminio derecho). D=33 mm (e,f,g,h) (Acero izquierdo, aluminio derecho).

El proceso de calentamiento como era de esperar no presenta ninguna variación puesto que no se ha modificado nada que le afecte. En cuanto al enfriamiento existe muy poca variación, casi despreciable, en el tiempo necesario para descender la temperatura hasta 60º aproximadamente. A continuación se muestra una tabla resumen de tiempo de enfriamiento para las diferentes distancias 'D' (figura 61).

Tiempo de enfriamiento (s)	Acero	Aluminio
D=18 mm	90 s	52 s
D=21mm	95 s	50 s
D=33 mm	95 s	50 s

Figura 61. Tabla resumen tiempo de enfriamiento con diferente distancia 'D'.

A pesar de esperar una reducción significante en el tiempo de enfriamiento vemos que no es así, apenas existe variación en los tres modelos, entre los dos últimos existe una diferencia de 12 mm y los tiempos de enfriamiento son exactamente igual para los dos materiales.

5.3.5.-EFECTO DE LA REDUCCIÓN DE LA DISTANCIA 'L' ENTRE CANALES Y SUPERFICIE A CALENTAR

Se va a comprobar cómo afecta dicha distancia 'L' al tiempo de calentamiento de la pieza, una menor separación debería reducir el tiempo necesario para alcanzar la temperatura deseada para ello se han aproximado los canales de calentamiento a 1 diámetro de la superficie a calentar, mientras que antes se encontraba a 1,5 diámetros de la superficie. Se calculará únicamente el calentamiento puesto que el proceso de enfriamiento no debería verse afectado ya que los canales de refrigeración se mantienen en su sitio.

Para ello emplearemos la potencia determinada en el caso anterior, que era de 1500 W en cada resistencia para el molde de acero y 2000 W para el molde de aluminio. El objetivo es determinar la reducción de tiempo de calentamiento debida al acercamiento de los canales a la superficie superior.

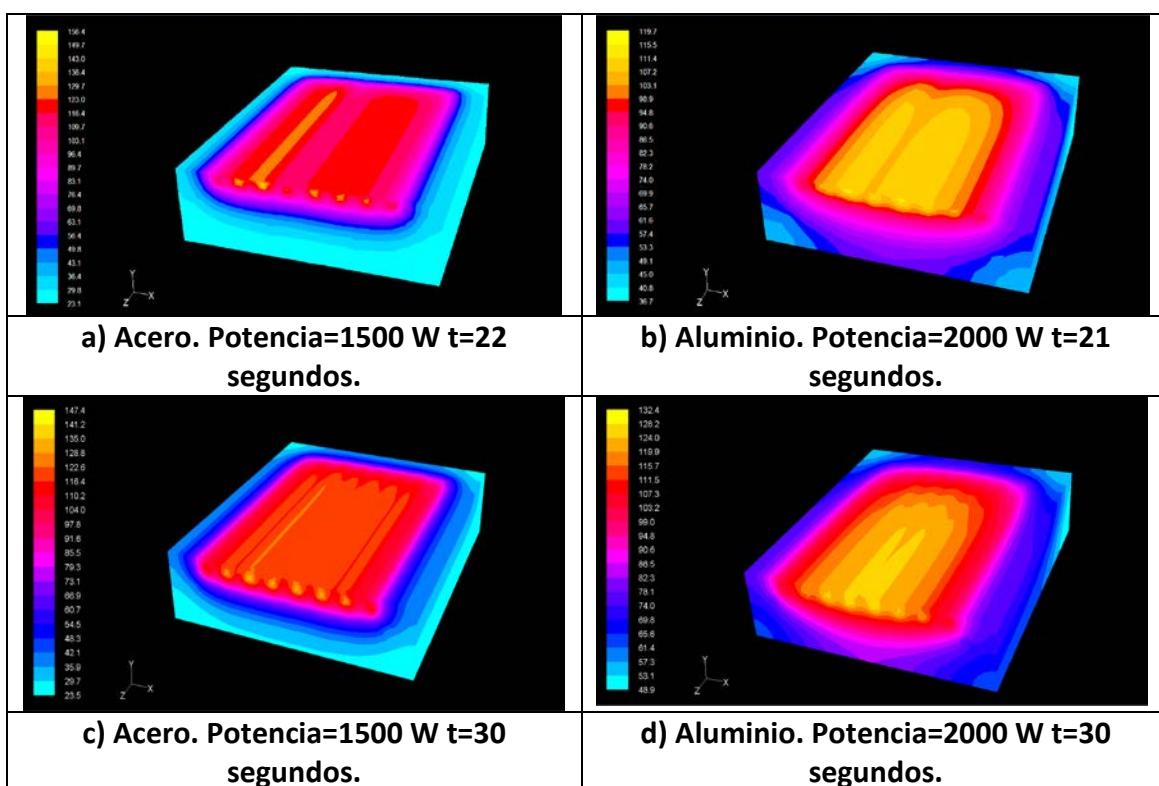


Figura 62. Capturas simulación. $L=6 \text{ mm}$ (a,b)(Acero izquierda, aluminio derecha). $L=9.5 \text{ mm}$ (c,d) (Acero izquierda, aluminio derecha).

En el caso del molde de acero la reducción de tiempo es de 8 segundos, supone una reducción de tiempo del 26% en este modelo únicamente acercando los canales medio diámetro respecto del caso anterior, la desventaja es que la superficie se calienta menos uniformemente que antes en el caso del acero (figura 62a). Por su parte el molde de aluminio experimenta una reducción de 9 segundos que representa el 30% del tiempo de calentamiento (figura 62b). En este caso no pierde uniformidad en la

superficie calentada. La reducción en el tiempo de calentamiento no parece afectar tanto al aluminio debido a su mayor conductividad.

El siguiente paso es aumentar el caudal de refrigeración, como el caudal empleado hasta ahora es bastante alto, mantendremos ese caudal pero se aumentará el número de canales de refrigeración para aumentar el caudal total, el objetivo es disminuir el tiempo de enfriamiento. Además se va a reducir el espesor de la placa. En un molde real, se dividiría en dos placas, una que alberga la figura a inyectar y es la que somete al ciclo térmico, objeto de este estudio, y la otra que sirve para soportar los esfuerzos.

5.3.6.-EFECTO DEL AUMENTO DE CANALES DE REFRIGERACIÓN Y DISMINUCIÓN DEL ESPESOR DE PLACA.

En el presente apartado se pretende analizar el efecto de la disminución del espesor de la placa sometida al ciclo térmico y de aumentar el número de canales de refrigeración. El espesor de la placa se ha reducido a la mitad con esto se reduce el volumen a calentar y enfriar con el fin de reducir el tiempo de enfriamiento y la potencia requerida, comprobándose en ambos materiales.

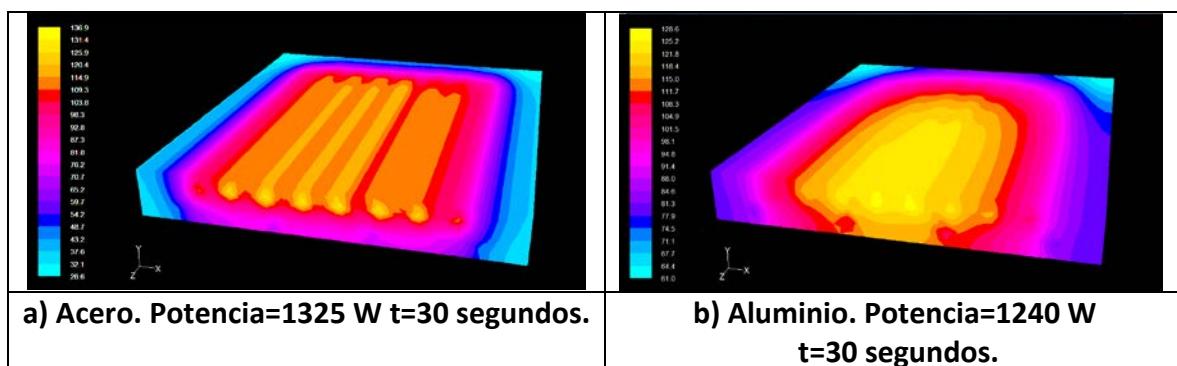


Figura 63. Calentamiento entre 60°C y 120°C con la mitad de espesor.
a)acero, b)aluminio.

La primera ventaja que presenta la reducción de espesor es que la potencia necesaria a disminuido de 1500 W a 1325 W en cada resistencia en el molde de acero (figura 63a), puesto que son ocho las resistencias del modelo esto representa un ahorro respecto del modelo anterior de 1400 W. Por su parte en el molde de aluminio la reducción es mucho mayor, de 2000 W a 1240 W, que representa un ahorro de 6000 W (figura 63b).

Si se observa la distribución de temperaturas el acero adquiere una gradiente mayor que el aluminio que se calienta más uniformemente en todo el volumen como llevamos viendo en los casos anteriores, en ninguno de los dos modelos llega a alcanzar los 120°C en toda la zona de resistencias, esto podría presentar un problema puesto que en un proceso de inyección los extremos de la figura a inyectar podrían quedar a diferente temperatura que la zona central produciendo contracciones o diferente acabado superficial (figura 63a y 63b).

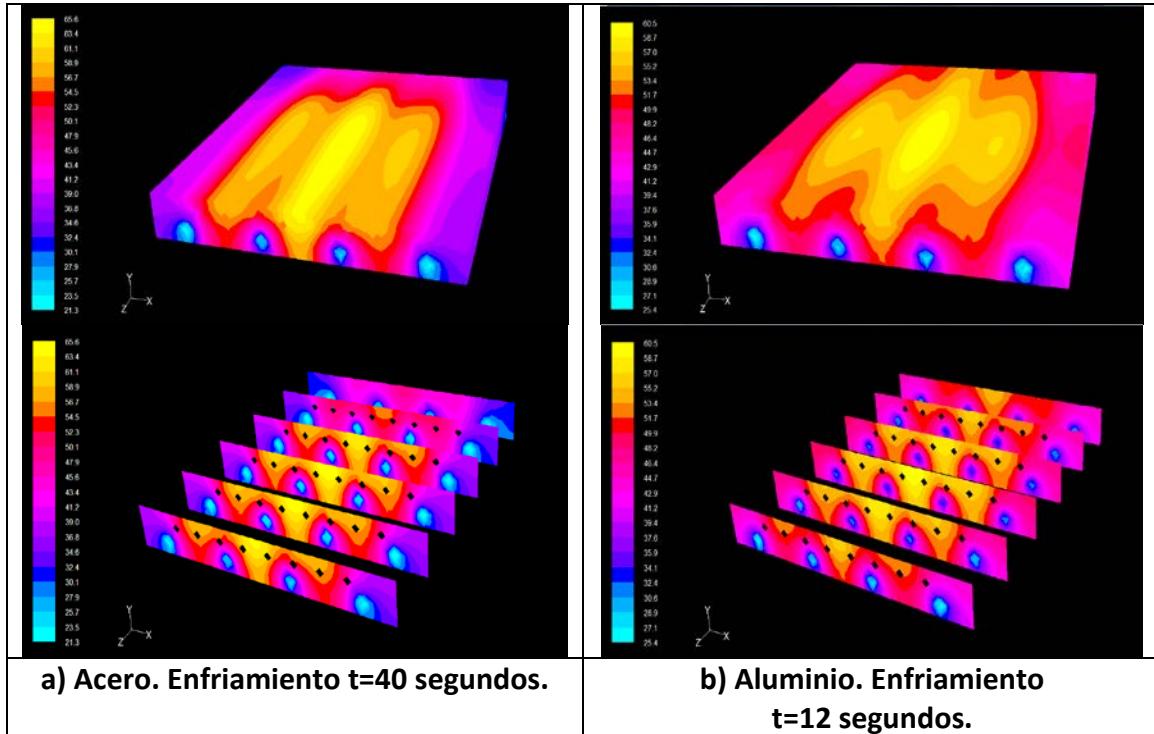


Figura 64. Enfriamiento entre 120°C y 60°C con la mitad de espesor.
a)acero, b)aluminio.

En cuanto al proceso de enfriamiento existe una notable mejora en el tiempo debido a la reducción del espesor y a la inclusión de dos nuevos canales de refrigeración y por tanto al aumento del caudal total de refrigeración.

El tiempo de exposición se reduce a 40 segundos en el caso del acero (figura 64a), este tiempo ya es más adecuado para un proceso de “H&C”, aunque cuanto más se pueda reducir dicho tiempo sin afectar a la calidad de la pieza menor coste de fabricación tendrá. Para el aluminio se obtienen resultados muy buenos con un tiempo de refrigeración de solo 12 segundos (figura 64b).

La reducción del volumen sujeto al ciclo térmico supone un ahorro tanto en energía consumida como en tiempo de fabricación y por lo tanto en coste.

5.4.-ENSAYOS DE RESISTENCIA Y FATIGA.

En el presente apartado se realizarán ensayos de resistencia sobre diferentes modelos, en los que variarán las distancias entre centros de canales, el número de canales de atemperamiento, distancia desde los canales hasta la superficie a calentar, condiciones de apoyo de la placa y espesor de la placa. El objetivo de este estudio es comprobar cómo afectan los cambios realizados sobre el modelo en el estudio térmico a la resistencia del molde.

5.4.1.-EFFECTO DE LA CONDICIÓN DE APOYO.

En primer lugar se ha calculado con el molde apoyado en toda su superficie simulando la placa fija del molde si estuviera montado en la máquina de inyección, y se compara con el molde biapoyado simulando la placa móvil del molde. Estas son las dos condiciones de apoyo que puede presentar la placa de figuras de un molde.

El modelo se considera de comportamiento isotrópico elástico lineal, la carga aplicada es de 50 MPa en la superficie donde inyectamos el material, que equivale a las presiones máximas en cavidad para un proceso de inyección en general, el material empleado es acero con las siguientes propiedades:

Propiedad	Valor	Unidades
Módulo elástico	2.1e+011	N/m ²
Coeficiente de Poisson	0.28	N/D
Módulo cortante	7.9e+010	N/m ²
Densidad	7700	kg/m ³
Límite de tracción	723825600	N/m ²
Límite de compresión en X		N/m ²
Límite elástico	620422000	N/m ²
Coeficiente de expansión térmica	1.3e-005	/K
Conductividad térmica	50	W/(m·K)
Calor específico	460	J/(kg·K)

Figura 65. Propiedades mecánicas del acero empleado en las simulaciones.

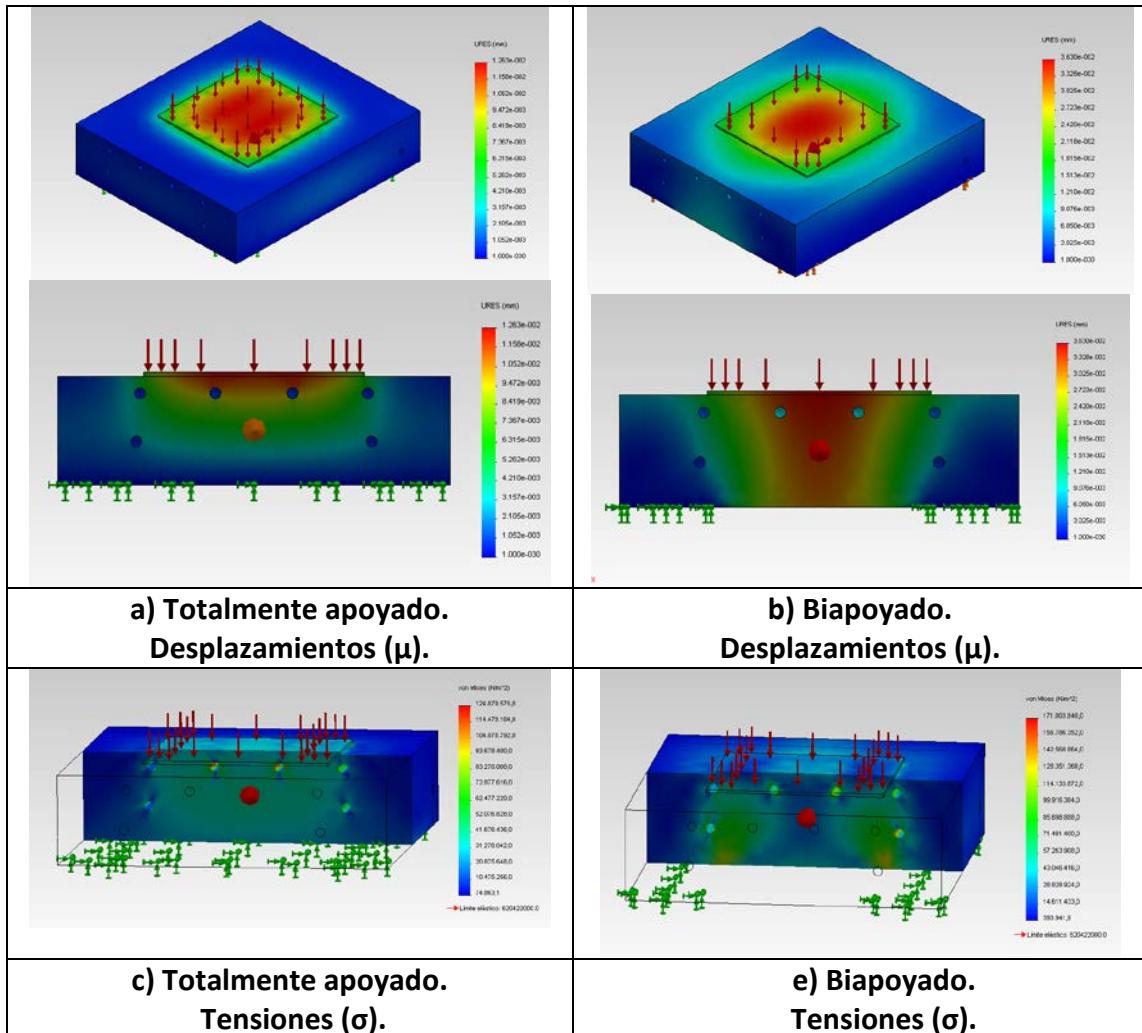


Figura 66. Totalmente apoyado (a: μ , c: σ). Biapoyado (b: μ , d: σ).

Se observa que las tensiones están por debajo del límite elástico en ambos casos, con un factor de seguridad en torno a FDS = 5 con la placa apoyando toda su superficie (figura 66c) y de FDS = 3.6 con la placa apoyada en los dos extremos (figura 66d), puesto que alcanza mayores tensiones. En el primer caso las mayores tensiones se dan en los canales de calentamiento, que actúan como concentradores de tensiones, mientras que en el segundo caso, existen mayores tensiones en los canales de refrigeración y en los límites de los apoyos inferiores.

En cuanto a los desplazamientos también son muy pequeños con valores máximos de 0,0125 mm con el molde completamente apoyado (figura 66a) y de 0,0363 mm en el caso biapoyado (figura 66b). Puesto que parece ser el caso más desfavorable los ensayos siguientes se calcularán con la placa apoyada en dos extremos.

5.4.2.-INFLUENCIA DEL CAMBIO DE MATERIAL DEL MOLDE POR ALUMINIO.

A continuación se recalcula el mismo caso manteniendo la presión de 50MPa y cambiando el material por aluminio cuyas propiedades mecánicas son:

Propiedad	Valor	Unidades
Módulo elástico	6.9e+010	N/m ²
Coeficiente de Poisson	0.33	N/D
Módulo cortante	2.7e+010	N/m ²
Densidad	2700	kg/m ³
Límite de tracción	68935600	N/m ²
Límite de compresión en X		N/m ²
Límite elástico	27574200	N/m ²
Coeficiente de expansión térmica	2.4e-005	1/K
Conductividad térmica	200	W/(m·K)
Calor específico	900	J/(kg·K)

Figura 67. Propiedades mecánicas del aluminio empleado en las simulaciones.

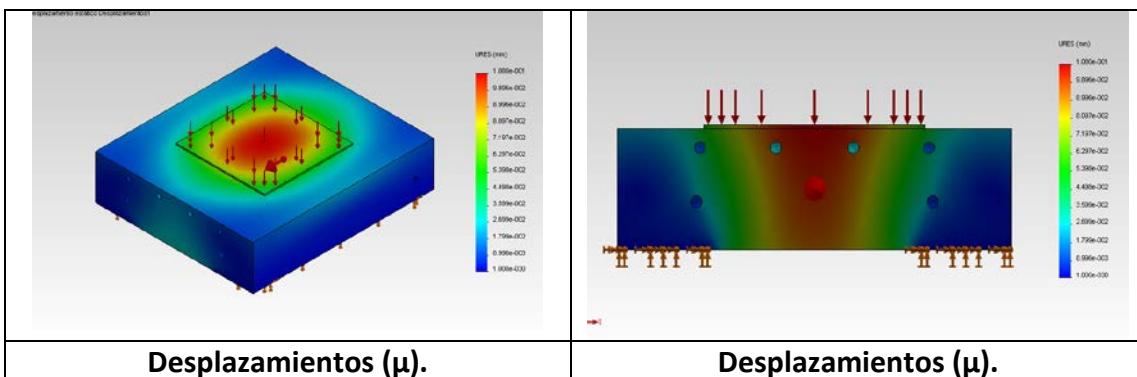


Figura 68. Desplazamientos en molde de aluminio. Biapoyado.

Se observa que los desplazamientos aumentan hasta valores máximos en torno a $\mu=0.1$ mm (figura 68), estos valores siguen siendo pequeños, aunque en piezas de mucha precisión o gran acabado superficial podrían no ser admitidos. A continuación veremos que ocurre con las tensiones.

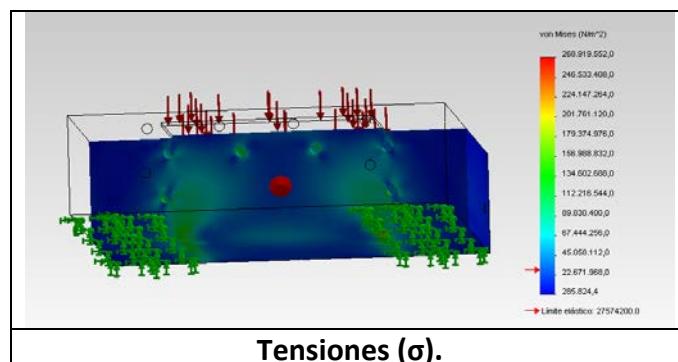


Figura 69. Tensiones en molde de aluminio. Biapoyado.

Las tensiones alcanzan valores máximos de 269 MPa, nuevamente estas tensiones máximas aparecen en los límites de los apoyos inferiores, mientras que los canales presentan tensiones de 130 MPa (figura 69), puesto que para el aluminio el límite elástico es de 27,6 MPa , se supera el límite elástico de dicho material, por lo que descartaremos el molde de aluminio para futuros ensayos por su baja resistencia mecánica.

5.4.3.-EFECTO DEL AUMENTO DE CANALES DE ATEMPERAMIENTO Y VARIACIÓN DE LA DISTANCIA ENTRE CENTROS.

Una vez descartado el molde de Aluminio por razones de resistencia, se ha modelado una placa de acero de las mismas dimensiones y cargas, aumentando a ocho los canales de calentamiento, con el consiguiente acercamiento entre centros de los mismos, igual que en los ensayos térmicos. El objetivo es comparar los resultados con los obtenidos anteriormente con cuatro canales para ver en qué medida afectan a las tensiones y desplazamientos alcanzados en el modelo.

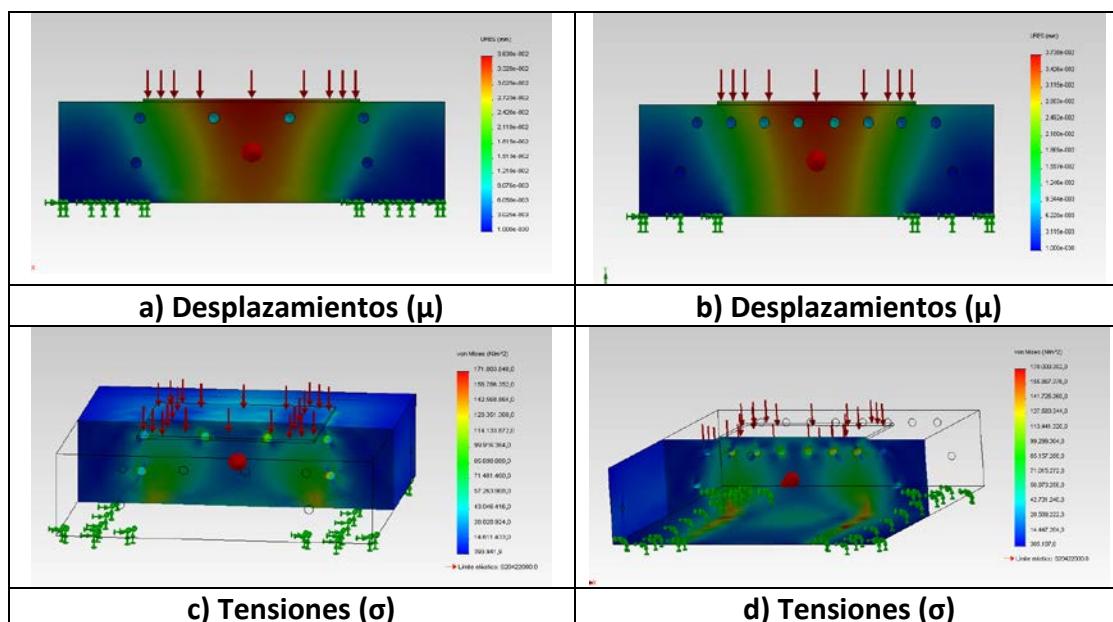


Figura 70. μ (a: 4 canales, b: 8 canales). σ (c: 4 canales, d: 8 canales).

Al duplicar los canales de refrigeración se observa que los desplazamientos máximos aumentan ligeramente, de $\mu = 0.0363$ mm a $\mu = 0.0374$ mm (figura 70a y 70b), este aumento es insignificante y como ya se ha comprobado favorece un calentamiento más uniforme como se vió en los análisis térmicos. Por su parte la tensión máxima alcanzada se ha reducido en 1 MPa respecto del caso de cuatro canales, se da en la zona inferior concretamente en los límites de los apoyos, aunque aparecen mayores tensiones en los límites de los canales debido al aumento del número de los mismos, cuando antes existían tensiones alrededor de 130 MPa en el nuevo modelo se alcanzan picos de 155 MPa en los alojamientos de las resistencias (figura 70c y 70d). Esto no debe preocupar demasiado ya que el factor de seguridad mínimo encontrado es de FDS = 3.6.

5.4.4.-EFECTO DE UNA MENOR DISTANCIA 'L' ENTRE CANALES Y SUPERFICIE A CALENTAR.

Se ha vuelto calcular el mismo caso pero acercando los canales a la superficie superior que es la que nos interesa calentar, y que como se ha visto en los ensayos térmicos una menor distancia 'L' favorece la reducción del tiempo de calentamiento. En los anteriores casos existe una separación de $L= 9,5$ mm de la superficie superior, ahora se recalculará para $L=6$ mm y se comprobará su efecto sobre las tensiones y desplazamientos generados en el modelo.

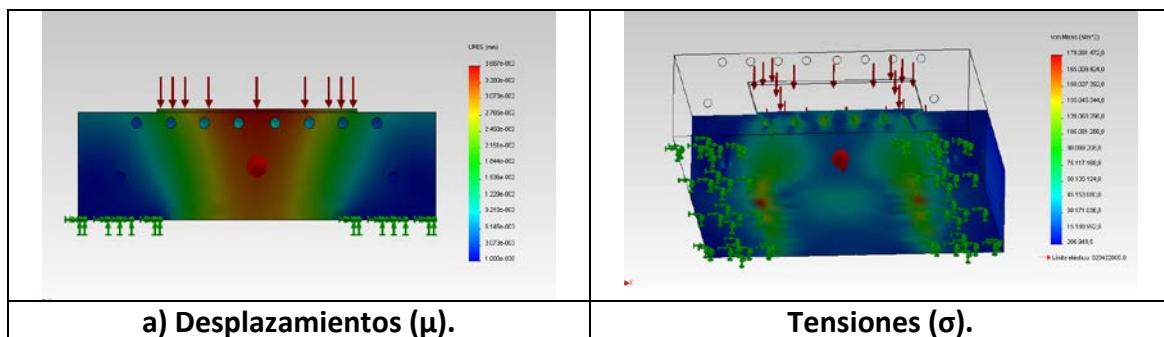


Figura 71. Separación $L=6$ mm en placa macho. a) μ . b) σ

En este caso el desplazamiento máximo encontrado es de $\mu=0,037$ mm (figura 71a), prácticamente igual que el anterior, las tensiones máximas aumentan a 180 MPa en los apoyos inferiores, los canales mantienen la tensión de 155 Mpa (figura 71b), estas tensiones siguen siendo admisibles, con coeficientes de seguridad de FDS=3,5.

5.4.5.-EFECTO DEL CAMBIO DE LA CAVIDAD DEL MOLDE.

Podría presentarse un caso más desfavorable, si la huella de pieza fuera hembra puesto que existiría la posibilidad de acercar al máximo los canales en la zona donde se aplica la presión, cosa que ahora no es posible puesto que la huella es macho y queda por encima de la superficie de cierre.

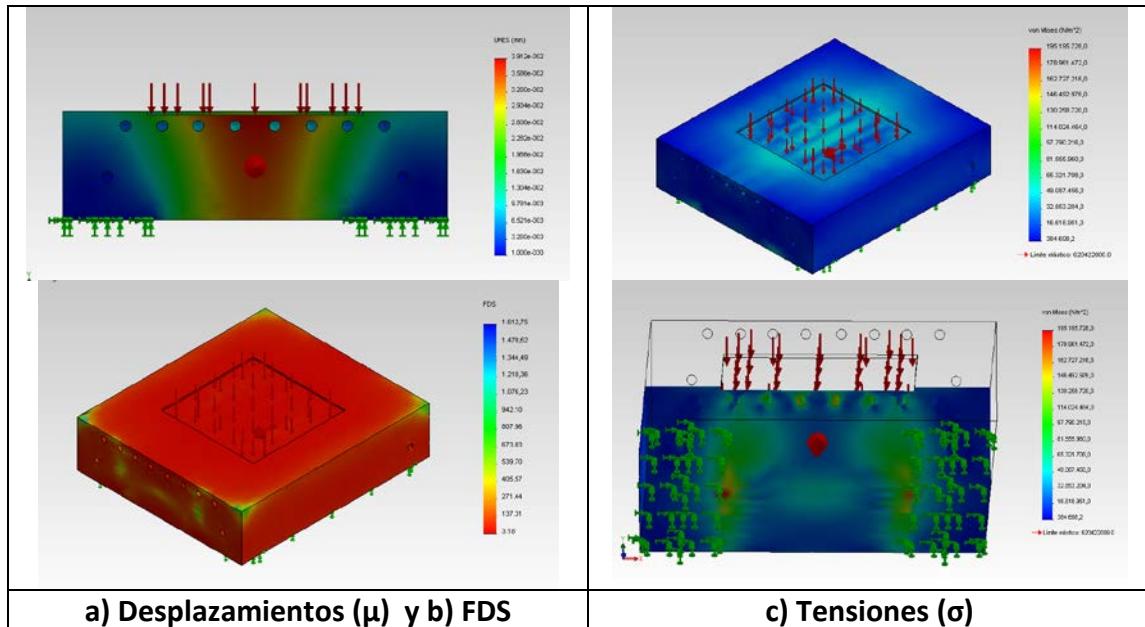


Figura 72. Separación L=6 mm en placa hembra. a) μ . b) FDS c) σ

Se ha modificado la geometría de la cavidad siendo ahora hembra, y los canales se mantienen a la misma distancia L= 6 mm a la superficie sometida a presión de 50 Mpa , debido al cambio en la geometría ahora existe un menor espacio entre la superficie a presión y los alojamientos que en el caso de la placa macho, el desplazamiento máximo ha aumentado hasta $\mu=0,039$ mm (figura 72a) y aparecen tensiones máximas de 195 Mpa en los apoyos, los alojamientos de las resistencias alcanzan tensiones de 180 Mpa, además se pueden apreciar zonas de tensión en la superficie de cavidad que provienen de los agujeros y que antes no aparecían debido a la menor separación. (figura 72c). Se obtiene un factor de seguridad mínimo de FDS=3,2 (figura 72b).

Por ser el caso mas desfavorable de los planteados hasta ahora se va a realizar una estimación de la vida a fatiga.

5.4.6.-CALCULO A FATIGA DEL CASO 5.4.5.

Para el cálculo de la vida a fatiga, uno de los métodos aplicables es el de las curvas S-N, a partir de la expresión de Basquin (1910¹⁷):

$$\sigma_{ar} = A(N_f)^B$$

en la que σ_{ar} representa la amplitud de la tensión para una tensión media nula.

Generalmente se representa la amplitud de la tensión frente a los ciclos hasta fatiga, pero el comportamiento a fatiga no solo depende de la amplitud sino también de la tensión media. Una forma de relacionar la vida a fatiga para una amplitud determinada a tensión media nula con unos valores de tensión media y amplitud que supongan el mismo número de ciclos de vida resulta útil a la hora de realizar los cálculos.

Existen varias aproximaciones que relacionan la amplitud de la tensión para una tensión media nula con los mismos ciclos de vida a fatiga de una tensión de amplitud σ_a y una tensión media σ_m .

Aproximación de Goodman

$$\sigma_a = \sigma_{ar} (1 - \sigma_m / \sigma_u)$$

Donde σ_u es la resistencia a tracción del material.

Aproximación de Soderberg

$$\sigma_a = \sigma_{ar} (1 - \sigma_m / \sigma_y)$$

Donde σ_y es la tensión de fluencia.

Aproximación de Gerber

$$\sigma_a = \sigma_{ar} (1 - \sigma_m / \sigma_u)^2$$

Todas estas expresiones son válidas para piezas sin entallas. Puesto que las cargas que se generan sobre el molde no son demasiado elevadas se va a considerar para el cálculo un acero AISI 1045 [19].

Se va a analizar el caso anterior en el que la tensión máxima alcanzada era de 195 MPa. Este valor de la tensión corresponde a la amplitud total de la tensión actuante sobre el molde de forma cíclica. Por tanto la tensión media será:

$$\sigma_a = 195 \text{ MPa}$$

$$\sigma_m = \sigma_a/2 \quad \sigma_m = 97,5 \text{ MPa}$$

Aplicando el criterio de **Goodman**, sabiendo que para este material $\sigma_u = 752 \text{ MPa}$ se tiene:

$$195 = \sigma_{ar} (1 - 97,5/752) \quad \sigma_{ar} = 224 \text{ MPa}$$

σ_{ar} sería la amplitud correspondiente a una tensión media nula equivalente a las condiciones de carga consideradas para el modelo.

Con esto ya se puede aplicar la ecuación de Basquin anteriormente mencionada:

$$\boxed{\sigma_{ar} = A(N_f)^B}$$

Para este acero se tiene $A = 752 \text{ MPa}$; $B = 0,079$

Por lo tanto:

$$N_f = 4.558.000 \text{ ciclos}$$

$$N_f = \left(\frac{752}{224}\right)^{\frac{1}{0,079}}$$

Esto quiere decir que se fabricarán 4.500.000 piezas aproximadamente antes de que el molde fallara, eso suponiendo que el molde es de una sola cavidad, en el caso de tener más cavidades el resultado se multiplicaría por el numero de cavidades.

5.4.7.-EFECTO DE LA REDUCCIÓN DEL ESPESOR DE PLACA.

En este caso se pretende comprobar que espesores de placa se podrían emplear sin comprometer el buen funcionamiento, se mantiene la distancia del centro de los canales a la superficie del ensayo anterior, con espesores de placa por debajo de 30 mm se alcanzan tensiones muy altas, cercanas al límite elástico. Finalmente se determinó un espesor mínimo de 40 mm para estas dimensiones de placa para tener un factor de seguridad mínimo cercano a dos FDS≈2 .

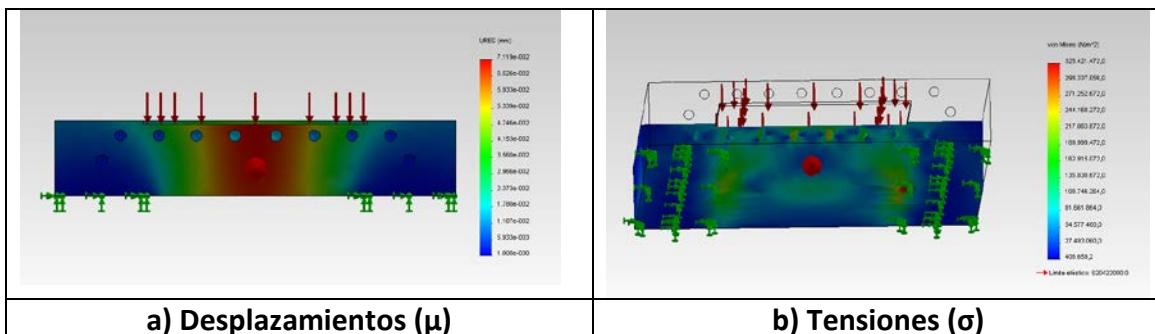


Figura 73. Placa de espesor 40 mm: a) Desplazamientos; b) Tensiones.

El modelo tiene un desplazamiento máximo de $\mu=0,07$ mm en la zona central que es la más alejada de los apoyos, estos desplazamientos son totalmente admisibles para una pieza de plástico en la mayoría de los casos. Por otra parte las tensiones alcanzadas son del orden de 325 MPa, estas tensiones máximas se dan en la zona entre la cavidad de pieza y los orificios de alojamiento de las resistencias y en los límites de los apoyos inferiores. El factor de seguridad mínimo encontrado en el modelo es de FDS=1,9 como se puede apreciar en la imagen de abajo.

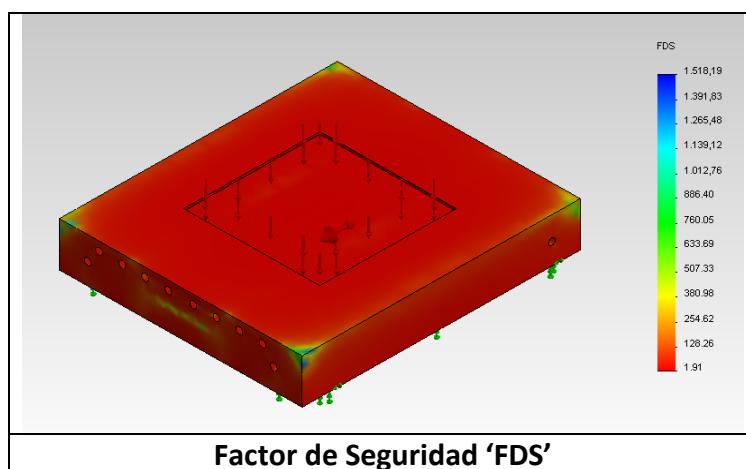


Figura 74. Placa de espesor 40 mm. FDS.

5.4.8.-CALCULO A FATIGA DEL APARTADO 5.4.7.

Se va a rehacer el cálculo a fatiga para el caso anterior de placa delgada para ver en que medida afecta al número de ciclos el espesor de placa, ahora la tensión máxima es de 325 MPa. Este valor de la tensión corresponde a la amplitud total de la tensión actuante sobre el molde de forma cíclica. Por tanto la tensión media será:

$$\sigma_a = 325 \text{ MPa}$$
$$\sigma_m = \sigma_a/2 \quad \sigma_m = 162,5 \text{ Mpa}$$

Aplicando el criterio de Goodman, sabiendo que para este material $\sigma_u = 752$ MPa se tiene:

$$325 = \sigma_{ar} (1 - 162,5/752) \quad \sigma_{ar} = 415 \text{ Mpa}$$

σ_{ar} sería la amplitud correspondiente a una tensión media nula equivalente a las condiciones de carga consideradas para el modelo.

Con esto ya se puede aplicar la ecuación de Basquin anteriormente mencionada:

$$\sigma_{ar} = A(N_f)^B$$

Para este acero se tiene $A = 752$ MPa ; $B = 0,079$

Por lo tanto:

$$N_f = \left(\frac{752}{415} \right)^{\frac{1}{0,079}} \quad N_f = 1855 \text{ ciclos}$$

Esto quiere decir que se fabricarán 1855 piezas aproximadamente antes de que el molde fallara, este número de ciclos es bajo para un molde de inyección, puesto que se fabrican series del orden de 10.000 a 100.000 ciclos o incluso más. Si se recalcula para un acero de mayores prestaciones como puede ser el acero AISI 4340 templado y revenido hasta 409 HB tenemos lo siguiente.

$$N_f = \left(\frac{1468}{415} \right)^{\frac{1}{0,086}} \quad N_f = 2.405.053 \text{ ciclos}$$

Este acero es capaz de soportar $2,4 \times 10^6$ ciclos de carga, por tanto para placas delgadas se requiere de un acero de mayores prestaciones mecánicas como es el AISI 4340.

6.1.-CONCLUSIONES Y LÍNEAS FUTURAS DE TRABAJO.

Como resultado del estudio de los parámetros de diseño del utilaje involucrados en la tecnología de inyección “Heat & Cool” expuestos en el presente trabajo se ha llegado a las siguientes conclusiones:

Desde el punto de vista térmico:

1. Con tiempos de calentamiento altos y consumos de potencia bajos e iguales el molde de aluminio tarda menos tiempo que el de acero, tanto en calentarse como en enfriarse, tal como se comprueba en el apartado 5.3.1
2. Con tiempos de calentamiento bajos y consumos de potencia altos, el molde de aluminio requiere de una mayor potencia para alcanzar la misma temperatura que el molde de acero de 120°C aunque se calienta mucho más uniformemente tanto en la superficie deseada como en todo el volumen de la placa. Por otra parte el aluminio tarda menos tiempo en enfriarse con el mismo caudal de refrigerante. Además este calentamiento rápido favorece la reducción del tiempo de enfriamiento. Todo esto se deduce del apartado 5.3.3. A continuación se muestra una tabla resumen de los valores obtenidos de los cuales se deducen estas dos primeras conclusiones (figura 75).

	Consumo bajo		Consumo alto	
	Acero	Aluminio	Acero	Aluminio
Tiempo de calentamiento entre 20-120°C	9'40"	8'20"	30"	30"
Tiempo de calentamiento entre 60-120°C	7'40"	*6'20"	No calculado	No calculado
Tiempo de enfriamiento entre 120-60°C	4'30'	3'10"	1'15"	42"
Tiempo total	14'10"	11'30"	1'45"	1'12"
Potencia en cada resistencia	350 W	350 W	2750 W	3800 W
Potencia total	1400 W	1400 W	11000 W	15200 W

Figura 75. Tabla resumen conclusiones 1 y 2. * Significa que ese valor no es exacto, leer apartado 5.3.1.

3. Con tiempos de calentamiento cortos y mayores potencias instaladas el gradiente de temperaturas aumenta, tanto en la superficie a calentar como en todo el volumen, ocurre más exageradamente en moldes de acero. Queda pendiente la evaluación cuantitativa de este gradiente, mediante alguna herramienta de análisis estadístico de las temperaturas en la superficie del molde.

4. Distribuir la potencia necesaria para calentar el bloque hasta la alcanzar la temperatura superficial deseada en un mayor número de resistencias, lógicamente reduce la potencia de cada una de las resistencias pero la potencia total, suma de todas las resistencias es mayor. Además se produce un calentamiento más uniforme en la superficie deseada pero se reduce la zona de alta temperatura, aumentando el gradiente entre dicha zona y el resto del volumen. En contraprestación este aumento del número de resistencias provoca un aumento del tiempo necesario para enfriar la superficie. Todo esto se deduce de la comparativa de los apartados 5.3.3 y 5.3.4.

5. Acercar los canales de refrigeración a la superficie que se desea calentar no supone mejora apreciable en el tiempo total de enfriamiento, como se resume en la figura 61 del apartado 5.3.4.

Tiempo de enfriamiento (s)	Acero	Aluminio
D=18 mm	90 s	52 s
D=21mm	95 s	50 s
D=33 mm	95 s	50 s

Figura 61. Tabla resumen tiempo de enfriamiento con diferente distancia 'D'.

6. Reducir la distancia entre las resistencias y la superficie a calentar reduce el tiempo de calentamiento con el mismo consumo de potencia como se puede comprobar en el apartado 5.3.5

7. En placas de menor espesor se reduce el consumo de potencia con las mismas temperaturas de trabajo, o si se prefiere, con igual potencia instalada reducir el tiempo de ciclo. Esto ocurre más exageradamente con moldes de aluminio. Se comprueba que una reducción del volumen sujeto al ciclo térmico supone tanto un ahorro de energía consumida como en tiempo de fabricación y por lo tanto en coste.

Desde el punto de vista de la resistencia de materiales:

1. Las tensiones máximas se alcanzan en la placa móvil del molde, donde se encuentra el puente de expulsión, en este caso la placa de figura se encuentra biapoyada en sus dos extremos para dejar espacio al movimiento de la placa expulsora, se genera una zona de tensión en los límites de los apoyos que no aparece en la placa fija, la cual se encuentra totalmente apoyada en toda su superficie como se puede ver en el apartado 5.4.1.

2. El modelo de aluminio alcanza desplazamientos cercanos a $\mu=0,1$ mm, este desplazamiento repercute en la figura de pieza y podría no ser admisible en según que piezas de plástico. Además se dan tensiones superiores al límite elástico del material. En caso de necesitar una placa de un material con alta conductividad térmica, como es el caso del aluminio, sería obligatorio rediseñar la placa de forma que aguante las solicitudes durante un alto número de ciclos de carga y descarga.

3. Un mayor número de alojamientos para las resistencias, los cuales actúan como concentradores de tensiones no comprometen la resistencia de la placa y mejora la eficiencia térmica como ya se ha comentado, se comprueba en el apartado 5.4.3.
4. En placas con la figura de pieza hembra se alcanzan mayores tensiones que en placas con figura macho, esto se debe a que los agujeros que albergan las resistencias quedan más cercanos a la superficie donde se aplica la presión directamente y aparecen y deben ser considerados, efectos de entalla. A pesar de ser el caso más desfavorable se ha calculado la vida a fatiga y este modelo sería capaz de soportar $4,5 \times 10^6$ ciclos de carga con un acero AISI 1045. Un valor más que suficiente para un molde de inyección de plástico.
5. Espesores de placa por debajo de 40 mm no son apropiados para este modelo, ya que se ha exigido un factor de seguridad mínimo de dos. Con un espesor de placa de 40 mm solo es capaz de soportar 1850 ciclos con un acero AISI 1045. Sin embargo con un acero AISI 4340 templado y revenido hasta 409 HB aguanta alrededor de $2,4 \times 10^6$ ciclos de carga por lo que si se quiere reducir el espesor de la placa sería conveniente emplear dicho acero o uno de características similares.

Como líneas de trabajo para continuar investigando en esta tecnología desde un punto de vista ingenieril, se pueden proponer las siguientes:

- a) Sería conveniente comprobar cómo se comportaría un semimolde en el que se combinaseen diferentes materiales, se podría simular un caso con una placa lo más pequeña posible, que permita albergar la figura de la pieza y los alojamientos para las resistencias y la refrigeración, registrada dentro de otra que le de resistencia y estas podrían ser de materiales diferentes actuando de aislante a su vez o probar con algún revestimiento tipo goma. También se debería simular algún modelo con cobre como material constructivo del molde puesto que otros autores afirman que da buenos resultados [16].
- b) Un elemento para valorar la bondad del calentamiento, buscando la mayor homogeneidad posible de la pieza sería algún parámetro estadístico que permitiese comparar no sólo cualitativamente sino cuantitativamente la uniformidad de temperaturas (desviación de la media de temperaturas en la zona de trabajo).

- c) En algunos casos con cámaras calientes y moldes con temperaturas de trabajo elevadas, se observan tensiones asociadas a solicitudes térmicas, derivadas de la dilatación de componentes. Una vez analizado el problema estático y de fatiga quedaría por analizar los esfuerzos que pueden aparecer en las placas, alojamientos de cavidades, resistencias, casquillos guía de columnas, expulsores y correderas en caso de haberlas, derivados de la dilatación y contracción de los diferentes metales o materiales al calentarse y enfriarse.
- d) Realización de un molde prototípico completo con el sistema "Heat&Cool" para su ensayo y prueba no sólo "en vacío" sino en continuo, observando el efecto de los parámetros de inyección sobre la temperatura (mayor o menor tiempo de enfriamiento, diferentes materiales, diferentes temperaturas de inyección, etc. Este proyecto se ha hecho en colaboración con un estudiante de doctorado y se englobaría dentro de un estudio más ambicioso en el que se pretende fabricar un molde aplicando los conocimientos adquiridos en este proyecto y con el que poder realizar estudios de esta tecnología desde el punto de vista de la pieza de plástico, es decir, como afectan los parámetros involucrados en la calidad de pieza, resistencia etc.

AGRADECIMIENTOS.

Doy las gracias a Jose María Cozar y a Jose María Marín profesores de esta escuela que me han ayudado en el manejo del software de simulación térmica con el que se han realizado las simulaciones presentadas en este proyecto y a Raúl Sanchez estudiante de doctorado con el que se ha realizado conjuntamente la parte experimental.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] "Jornadas de introducción a la tecnología "Heat & cool"". Centro tecnológico ASCAMM.
- [2] Hofmann Innovation (www.hofmann-innovation.com).
- [3] Roctool (www.Roctool.com).
- [4] K. M. Au : K. M. Yu, "*A scaffolding architecture for conformal cooling design in rapid plastic injection moulding*". Department of Industrial and Systems Engineering, The Hong Kong Polytechnic University.
- [5] Farouq Y, Nicolazo C, Sarda A, Deterre R. "*Temperature measurements in the depth and at the surface of injected thermoplastic parts*". Measurement 2005;38(1):1–14.
- [6] Ćatić IJ. "*Cavity temperature – an important parameter in the injection molding process*". Polym Eng Sci 1979;19(13):893–9.
- [7] Pisciotti F, Boldizar A, Rigdahl M, Ariño I. "*Effects of injection-molding conditions on the gloss and color of pigmented polypropylene*". Polym Eng Sci 2005;45(12):1557–67.
- [8] Jansen KMB. "*Heat transfer in injection moulding systems with insulation layers and heating elements*". Int J Heat Mass Transfer 1995;38(2):309–16.
- [9] Yao DG, Kim B. "*Development of rapid heating and cooling systems for injection molding applications*". Polym Eng Sci 2002;42(12):2471–81.
- [10] Chen SC, Peng HS, Chang JA, Jong WR. "*Simulations and verifications of induction heating on a mold plate*". Int Commun Heat Mass Transfer. 2004;31(7):971–80.
- [11] Chen SC, Jong WR, Chang JA. "*Dynamic mold surface temperature control using induction heating and its effects on the surface appearance of weld line*". J Appl Polym Sci 2006;101(2):1174–80.
- [12] Chang PC, Hwang SJ. "*Experimental investigation of infrared rapid surface heating for injection molding*". J Appl Polym Sci 2006;102(4):3704–13.
- [13] Chang PC, Hwang SJ. "*Simulation of infrared rapid surface heating for injection molding*". Int J Heat Mass Transfer 2006;49(21–22):3846–54.
- [14] Saito T, Satoh I, Kurosaki Y. "*A new concept of active temperature control for an injection molding process using infrared radiation heating*". Polym Eng Sci 2002;42(12):2418–29.
- [15] Yao DG, Kimerling TE, Kim B. "*High-frequency proximity heating for injection molding applications*". Polym Eng Sci 2006;46(7):938–45.
- [16] Wang Guilong, Zhao Guoqun, Li Huiping, Guan Yanjin. "*Analysis of thermal cycling efficiency and optimal design of heating-cooling systems for rapid heat cycle injection molding process*". Materials and Design 31 (2010) 3426–3441.
- [17] P.Postawa, D.Kwiatkowski, E.Bociaga. "*Influence of the method of heating/cooling moulds on the properties of injection moulding parts*".
- [18] Guilong Wang, Guoqun Zhao , Xiaoxin Wang. "*Effects of cavity surface temperature on mechanical properties of specimens with and without a weld line in rapid heat cycle molding*".
- [19] Ralph I. Stephens, Ali Fatemi, Robert R. Stephens, Henry O. Fuchs. "*Metal Fatigue in Engineering*".
- [20] www.tecnologíadelosplasticos.blogspot.com.es
- [21] http://megaplastic.wix.com/megaplastic/infotec#!__infotec
- [22] www.mailxmail.com/curso-inyeccion-termoplasticos

- [23] www.monografias.com/trabajos82/crecimiento-grieta-fatiga-materiales-ingenieria/crecimiento-grieta-fatiga-materiales-ingenieria.shtml
- [24] www.imem.unavarra.es/isidro/Fatiga/03-Exposicion%20VIRGINIA_C1_C4.pdf
- [25] <http://www.analisisdefractura.com/fatiga/>
- [26] José Company Gironés. "*Esfuerzos en moldes de inyección*".