



Departamento de  
**INGENIERÍA MECÁNICA Y DE MATERIALES.**

***TESIS DOCTORAL***

***Estudio y modelización de las  
condiciones de proceso en el moldeo  
por inyección de blends ABS/PC  
procedentes de materiales  
reciclados.***

Director:  
**DR. D. JOSÉ DOMINGO ZAMANILLO CANTOLLA**

Miguel Jorge Reig Pérez  
Alcoy, Noviembre de 2.003



*A mi mujer,  
mis hijos,  
y mi madre,  
que tanto han sabido soportar*

*A mi padre,  
que, desde allí arriba,  
tanto me ha apoyado*



## *Agradecimientos.*

A la empresa Acteco, S.A. y, en particular, a D. Francisco J. Pérez Navarro, por facilitar el suministro y preparación del material, sin el que no hubiera podido realizar esta tesis.

A la empresa Instrumentos Físicos Iberia, S.A. y, en particular, a D. Roberto Steinbruggen, por la gran ayuda prestada en los análisis de los materiales.

A D. Vicente Chirivella, del Dpto. de Estadística e Investigación Operativa de la U.P.V., por el asesoramiento sobre los aspectos estadísticos empleados en la tesis.

A D. Carlos Ferrer, Catedrático del Área de Ciencia de los Materiales e Ingeniería Metalúrgica de la UPV, por sus recomendaciones y consejos que han facilitado la tarea de redacción de la tesis.

A mis compañeros del Área de Ciencia de los Materiales e Ingeniería Metalúrgica de la E.P.S. de Alcoy, Juan López y Rafael Balart, por el asesoramiento ofrecido durante la realización de la tesis.

A todos mis compañeros del Área de Ingeniería de Procesos de Fabricación de la E.P.S. de Alcoy, Santiago, Miguel Ángel S., Teo, Raul, Rafael, Miguel Ángel P., David, Juanma y Javier, por las ayudas prestadas durante la elaboración de la tesis y que han permitido que ésta sea realidad.

A mi compañero y amigo Jesús Seguí, por infinidad de cosas que él ya sabe...

A mi director de tesis, D. José D. Zamanillo Cantolla, por su apoyo incondicional y por sus sabios consejos.

A todos, muchas gracias.



## *Sumario*

El proceso de inyección es un proceso de conformado de los materiales poliméricos termoplásticos que, en la actualidad, presenta una notable importancia económica y tecnológica, y cuyo estudio ha supuesto multitud de investigaciones relacionadas con la determinación de condiciones óptimas de proceso.

Por otra parte, los materiales poliméricos reciclados, resultado del desecho de productos que han finalizado su vida útil, representan una importante fuente de materias primas que puede ser reaprovechadas para la obtención de productos con calidades aceptables y con costes inferiores a los convencionales.

Aglutinando los dos aspectos anteriores, la presente tesis tiene como objetivo el estudio y determinación de las condiciones de proceso mediante moldeo por inyección de blends de ABS/PC obtenidos a partir de materiales reciclados, proponiendo un modelo de procesabilidad de material que minimice la defectología de la pieza en condiciones de máxima estabilidad de variables de proceso.

Para la realización de este estudio se han considerado mezclas de ABS con contenidos bajos de PC (0% - 5% - 10%) y se han comprobado las diferencias que dichos contenidos provocan sobre el comportamiento del material. Este estudio se ha estructurado en dos etapas diferenciadas, cuya secuenciación ha sido necesaria para su desarrollo.

La primera fase está dedicada al estudio y modelización del material, con la perspectiva de la determinación de las características y parámetros necesarios para su procesado. A este respecto se ha desarrollado un modelo de comportamiento reológico de las diferentes mezclas del material, evaluable a partir de ensayos simples de laboratorio y cuyo resultado se ha adoptado como parámetro de entrada para las simulaciones de inyección. Asimismo, se han verificado las características del comportamiento p-v-T de las mezclas, constatando la mínima influencia del PC sobre el ABS puro.

La segunda fase lleva a cabo el estudio y modelización del proceso de inyección, considerando para ello una metodología de análisis y optimización de las condiciones óptimas de proceso desde la perspectiva de la optimización multicriterio. Dicha metodología, basada en el estudio preliminar mediante simulación del proceso de inyección, ha sido evaluada experimentalmente y, como conclusión de la misma, se ha determinado el contenido de PC idóneo en la mezcla que permite la obtención de las condiciones de proceso finales más estables desde el punto de vista de la procesabilidad del material.





## *Sumari*

El procés d'injecció es un procés de conformació dels materials polimèrics termoplàstics que, en l'actualitat, presenta una notable importància econòmica i tecnològica, i sobre el que s'han efectuat una gran quantitat d'investigacions relacionades amb la determinació de condicions òptimes de processament.

Per un altra banda, els materials polimèrics reciclats, resultat de les deixalles de productes que han finalitzat la seua vida útil, representen una important font de matèries primeres que poden ser reaprofitades per a l'obtenció de productes amb qualitats acceptables i amb costos inferiors als convencionals.

Aglutinant tots dos aspectes, la present tesis te com a objectiu l'estudi i determinació de les condicions de processament mitjançant el conformat per injecció de blends de ABS/PC obtinguts a partir de materials reciclats, proposant un model de processabilitat del material que minimitze la defectologia de la peça en condicions de màxima estabilitat de variables de procés.

Per a la realització d'este estudi s'han considerat mescles d'ABS amb continguts baixos de PC (0% - 5% - 10%) i s'han comprovat les diferències que els continguts provoquen sobre el comportament del material. Este estudi s'ha estructurat en dos etapes diferenciades, que han estat seqüenciades per a el seu desenvolupament.

La primera fase està dedicada al estudi i modelització del material, amb la perspectiva de la determinació de les característiques i paràmetres necessaris per al seu processament. A este respecte s'ha desenvolupat un model de comportament reològic de les diferents mescles del material, valorable a partir d'assaigs simples de laboratori i que suposa un resultat adoptat com a paràmetre d'entrada per a las simulacions d'injecció. Així mateix, s'han verificat les característiques del comportament p-v-T de les mescles, comprovant la mínima influència del PC sobre el ABS pur.

La segona fase porta endavant el estudi i modelització del procés d'injecció, considerant una metodologia d'anàlisi i optimització de les condicions òptimes de processament des de la perspectiva de l'optimització multicriteri. La esmentada metodologia, basada en el estudi preliminar mitjançant la simulació del procés, ha estat avaluada experimentalment i, com a conclusió, s'ha determinat el contingut de PC millor a la mescla que permet l'obtenció de les condicions de processament finals mes estables des del punt de vista de la processabilitat del material.



## *Summary*

The injection process is a conformation process of thermoplastic polymeric materials that, actually, has a great economic and technologic significance. Its study has supposed a lot of research tasks related with the determination of the optimal process conditions.

By the other hand, the recycled polymeric materials, produced at the end of products life, are an important source of prime materials that can be used for the obtaining of products with a good quality and low costs respect the conventional products.

Resuming both aspects, this thesis has the objective of the study and determination of the injection moulding process conditions of ABS/PC blends obtained from recycled materials, proposing a material processing model that minimize the part defects in a maximum stability conditions of the process variables.

In order to the achievement of this objective, it has been considered ABS blends with low contents of PC (0% - 5% - 10%), and it has been verified the differences that these contents induce on the material behaviour. This study has been structured in two different phases that has been arranged for its application.

The first phase has been dedicated to the material study and modelling, in order to the determination of the parameters used during the processing. A rheological behaviour model of the different blends has been developed that can be calculated from simple laboratory tests, and whose results has been used as a simulation parameter of the injection process. The p-v-T behaviour has been also verified, checking the low influence of PC on the ABS behaviour.

The second phase has been dedicated to the process study and modelling, using a new methodology of analysis and multicriterion optimization of the process conditions. This methodology, based on the previous study of the process simulations, has been experimentally verified, and their results have been used for the determination of the optimal content of PC that stabilizes the process conditions in the injection moulding process.



# ***ÍNDICE DE CAPÍTULOS.***

## **1. INTRODUCCIÓN.**

- 1.1 EL ESTUDIO Y ANÁLISIS DEL MOLDEO POR INYECCIÓN DE MATERIALES POLIMÉRICOS TERMOPLÁSTICOS.***
- 1.2 EL RECICLADO DE LOS MATERIALES POLIMÉRICOS TERMOPLÁSTICOS: BLENDS ABS/PC.***
- 1.3 OBJETIVOS DE LA TESIS.***
- 1.4 EQUIPOS DE EXPERIMENTACIÓN.***
- 1.5 GEOMETRÍA DE ESTUDIO.***

## **2. MODELIZACIÓN DEL COMPORTAMIENTO DEL MATERIAL.**

- 2.1 CONSIDERACIONES SOBRE LAS PROPIEDADES REOLÓGICAS DE LOS MATERIALES RECICLADOS.***
- 2.2 METODOLOGÍA DE EVALUACIÓN DE LAS CARACTERÍSTICAS REOLÓGICAS DE LAS MATERIAS PRIMAS DE PARTIDA.***
- 2.3 VALIDACIÓN EXPERIMENTAL DEL MODELO SOBRE EL COMPORTAMIENTO REOLÓGICO DEL MATERIAL RECICLADO Y LAS DISTINTAS MEZCLAS.***
- 2.4 CONCLUSIONES SOBRE EL MODELO DE COMPORTAMIENTO REOLÓGICO.***
- 2.5 CONSIDERACIONES SOBRE EL COMPORTAMIENTO P-V-T DEL MATERIAL.***

### **3. DISEÑO DE EXPERIMENTOS Y SIMULACIÓN DE PROCESO.**

*3.1 CONSIDERACIONES GENERALES.*

*3.2 DISEÑO DE EXPERIMENTOS.*

*3.3 SIMULACIÓN DE PROCESO.*

*3.4 RESULTADOS DE PROCESO.*

### **4. RESULTADOS DEL ANÁLISIS: OPTIMIZACIÓN Y MODELIZACIÓN DE LA PROCESABILIDAD.**

*4.1 SELECCIÓN DE PUNTOS DE ESTUDIO DE LA GEOMETRÍA.*

*4.2 ANÁLISIS PRELIMINAR DE LAS DIFERENTES MEZCLAS: COMPARATIVA DE DATOS GLOBALES.*

*4.3 TRATAMIENTO ESTADÍSTICO DE LOS RESULTADOS DE PROCESO.*

*4.4 VALORACIÓN DE EFECTOS SOBRE PIEZA.*

*4.5 MODELOS DE REGRESIÓN DE LOS INDICADORES DE PROCESO.*

*4.6 EVALUACIÓN DE MODELOS: CRITERIOS DE DETERMINACIÓN DE CONDICIONES ÓPTIMAS.*

*4.7 CONCLUSIONES.*

*4.8 MODELIZACIÓN DE LA PROCESABILIDAD DEL MATERIAL.*

### **5. ANÁLISIS DE RESULTADOS EXPERIMENTALES.**

*5.1 OBJETIVOS.*

*5.2 RESULTADOS DE LAS SIMULACIONES.*

*5.3 RESULTADOS EXPERIMENTALES.*

*5.4 CONCLUSIONES.*

## **6. CONCLUSIONES.**

***6.1 RESUMEN DE APORTACIONES Y DISCUSIÓN DE RESULTADOS.***

***6.2 PROYECCIÓN DEL TRABAJO Y ESTUDIOS FUTUROS.***

## **7. BIBLIOGRAFÍA.**





***CAPÍTULO 1.***  
***INTRODUCCIÓN.***



# ***CAPÍTULO 1.***

## ***INTRODUCCIÓN.***

- 1. EL ESTUDIO Y ANÁLISIS DEL MOLDEO POR INYECCIÓN DE MATERIALES POLIMÉRICOS TERMOPLÁSTICOS..... 1.1**
- 2. EL RECICLADO DE LOS MATERIALES POLIMÉRICOS TERMOPLÁSTICOS: BLENDS ABS/PC. .... 1.10**
- 3. OBJETIVOS DE LA TESIS..... 1.13**
- 4. EQUIPOS DE EXPERIMENTACIÓN..... 1.16**
- 5. GEOMETRÍA DE ESTUDIO..... 1.18**



# ***CAPÍTULO 1.***

## ***INTRODUCCIÓN.***

### **1. EL ESTUDIO Y ANÁLISIS DEL MOLDEO POR INYECCIÓN DE MATERIALES POLIMÉRICOS TERMOPLÁSTICOS.**

El moldeo por inyección de los materiales termoplásticos es un proceso que, tanto desde el punto de vista industrial como del punto de vista económico, reviste una gran importancia para la obtención de innumerables productos cuyas aplicaciones abarcan un amplio abanico de posibilidades.

El estudio del proceso y de sus características se remonta hasta los propios inicios de aplicación del mismo, pero es a partir de la década de los 50 del pasado S. XX, cuando se inicia un pormenorizado análisis del proceso, de sus variables y de los efectos relacionados con éstas sobre las piezas producidas.

Han sido numerosos los estudios y trabajos experimentales que han investigado la influencia de los parámetros de proceso sobre las propiedades de las piezas y sobre la defectología de las mismas <sup>[1-7]</sup>. Entre ellos cabe reseñar los siguientes, en tanto en cuanto relacionan directamente determinados parámetros de proceso con respecto ciertos efectos que constatan sobre las piezas inyectadas.

Cox y Mentzer <sup>[1]</sup> estudian la influencia directa que la velocidad de inyección provoca en aspectos relacionados con la pieza final como las características mecánicas, el acabado superficial y las dimensiones, incluyendo la influencia de las cargas de materiales de refuerzo sobre el polímero.

Por su parte, Varela, Kamal y Patterson <sup>[2, 5]</sup> desarrollan una metodología basada en la evaluación directa de la presión en un punto y temperaturas en superficie en un conjunto de varios puntos de la cavidad mediante un conjunto de sensores para determinar la temperatura promedio ponderada del material y la curva descrita por esta durante el enfriamiento del material. Asimismo introducen una metodología indirecta de evaluación del peso final de pieza mediante la evaluación continua, a través de una serie de ciclos de inyección, del pico de presión en cavidad junto con las curvas de enfriamiento.

Yang y Lien <sup>[3]</sup> introducen un estudio de la calidad dimensional de la pieza final mediante el análisis del tiempo de enfriamiento y de la temperatura de molde, mediante la comparación de diversos experimentos efectuados con distintos valores de los parámetros señalados.

Speight <sup>[4]</sup> desarrolla un estudio para la optimización de la fase de compactación del proceso mediante la actuación sobre la transición entre la fase de llenado y de compactación, evitando con ello defectos de flujo del material y tomando como objeto de estudio la velocidad de inyección y la presión de compactación como parámetros principales.

Gipson, Grelle y Salamon <sup>[6]</sup> analizan el comportamiento frente a la contracción del material tomando en consideración características geométricas genéricas de la pieza a inyectar, tales como el espesor de la sección y la longitud de flujo máxima, y parámetros de proceso como la presión de compactación, la temperatura del refrigerante y la velocidad de inyección; particularizando sobre el comportamiento semicristalino del polipropileno.

Bociaga <sup>[7]</sup> efectúa un análisis de la estructura y de las propiedades finales de la pieza como consecuencia de factores relacionados con la geometría del sistema de entrada del material y dos parámetros de proceso: velocidad de inyección y temperatura del refrigerante.

Dichos estudios ponen de manifiesto como la determinación de los valores más adecuados de los parámetros de proceso para la obtención de unas determinadas características o propiedades de la pieza inyectada, no puede ser determinada de forma genérica y continua siendo labor propia de personal experimentado, cuyos conocimientos prácticos sobre el proceso (“know-how”) permiten simplificar las tareas de puesta a punto y de inicio de la producción.

Dada la amplitud del campo de estudio (sobre todo en lo que a diferentes tipos de materiales se refiere), así como la dificultad de disponer de una base de datos general basada en la experiencia de casos resueltos que permitiese ofrecer soluciones cuasi-óptimas ante nuevos casos prácticos, se ha hecho necesario la introducción de diferentes alternativas de estudio para abordar con éxito una solución a dicha problemática.

El empleo de modelos matemáticos ha supuesto una buena aproximación para la resolución de casos sencillos, ligados normalmente a geometrías de molde muy simples <sup>[8-11]</sup>, pero se han mostrado muy limitados cuando se han considerado geometrías convencionales o complejas.

Kamal y Kenig <sup>[8]</sup> introducen un modelo matemático, basado en la conjunción de las ecuaciones de continuidad, cantidad de movimiento y energía en fluidos, que determina con gran fiabilidad el comportamiento del material durante las tres fases del ciclo de inyección para su aplicación sobre geometrías básicas no complejas.

Wu, Huang y Gogos <sup>[9]</sup> aprovechan las citadas expresiones de las ecuaciones de continuidad, cantidad de movimiento y energía para, junto la consideración del modelo exponencial de comportamiento reológico del material, evaluar el llenado de una geometría circular inyectada en su centro.

Williams y Lord <sup>[10]</sup> aplican el método de diferencias finitas para desarrollar un modelo matemático de determinación del flujo en canales circulares, evaluando

parámetros físicos como la distribución de temperaturas, presiones y velocidades que se desarrollan en dicho canal.

Stevenson <sup>[11]</sup> introduce un método gráfico basado en el análisis dimensional con el que determina la presión de inyección y la fuerza de cierre requeridas para el caso particular de una geometría en forma de disco y de espesor constante, manteniendo la consideración del modelo reológico exponencial del material.

Estas geometrías simples no responden en ningún caso a la complejidad inherente que las piezas inyectadas pueden adoptar en cualquier caso.

Con la introducción de modelos de simulación numéricos <sup>[12-19, IV, XI]</sup> se ha superado el inconveniente que impone la variabilidad de la geometría de la pieza inyectada y ha permitido el desarrollo de paquetes informáticos que permiten evaluar las condiciones de inyección a partir de parámetros básicos iniciales.

Hieber, Shen, Socha y Wang <sup>[12, 13, 14, 15, 16]</sup> son pioneros en el campo de los modelos de simulación numéricos mediante la introducción de una formulación que permite la simulación del proceso de llenado de la cavidad, considerando geometrías arbitrarias de pequeño espesor (en relación con las dimensiones espaciales de la pieza), empleando para ello el método de elementos finitos y de diferencias finitas.

Como consecuencia de la ampliación de dicha formulación <sup>[17, 18, 19]</sup> a la simulación del proceso en las fases de compactación y enfriamiento del material y a la evaluación de la contracción y deformación final de pieza, se abre la posibilidad a la implementación de dicha metodología de evaluación mediante herramientas informáticas <sup>[IV, XI]</sup>, cuyos resultados suponen una gran ayuda en la evaluación de las condiciones de proceso.

El auxilio de dichos paquetes informáticos ha facilitado la tarea en la búsqueda de información útil para el diseño de piezas, de moldes y las condiciones de proceso, pero presenta el inconveniente de requerir un número normalmente alto de simulaciones iterativas para localizar las condiciones de proceso óptimas o, en cualquier caso, más adecuadas <sup>[20-23]</sup>. Este efecto se ve incrementado si se considera que los parámetros iniciales que requiere el proceso de simulación son numerosos y pueden tener amplios rangos de variación.

En este sentido, Patel y Mallick <sup>[20]</sup> desarrollan una metodología de minimización de defectos sobre pieza a través del uso de una serie de parámetros de simulación, asociando dichos parámetros como indicadores de cada defecto y tomando en consideración tan sólo dos variables de proceso: temperatura de inyección y temperatura del refrigerante.

Es importante reseñar como estos autores introducen el concepto de indicadores para la evaluación de una defectología determinada en el proceso de inyección, proponiendo la asociación entre ambos conceptos para que, con el uso de la simulación mediante ordenador (C-Mold), predeterminar el comportamiento de los citados indicadores antes de ejecutar la inyección de pieza.

Del mismo modo, se ofrece una perspectiva muy significativa y clarificadora del grado de influencia de los parámetros de proceso considerados (en este caso, sólo dos: temperatura de inyección y temperatura de refrigerante) en cada uno de los indicadores considerados.

No obstante, la asociación entre indicadores y efectos propuesta por dichos autores, aunque válida, puede ser mejorada al considerar otros criterios que impliquen otros parámetros de proceso obtenidos mediante simulación.

Turng y Peic <sup>[21, 22]</sup>, incidiendo en la necesidad de la obtención de un diseño óptimo del proceso a partir de los datos de simulación de proceso, efectúan una evaluación experimental de la contracción de pieza y curvas de presión con el objetivo de minimizar el tiempo total de ciclo; todo ello a través de un nuevo diseño optimizado de proceso.

La estructura de proceso propuesta por dichos autores supone un buen ejemplo de metodología de optimización que se ajusta al ciclo de: simulación → evaluación de resultados → optimización → reajuste de condiciones de partida → simulación. Dicho ciclo permite alcanzar un resultado óptimo en cuanto a condiciones de proceso se refiere, de forma que asume los desajustes que se consideran inaceptables durante la fase de procesado.

Sin embargo, la consideración de un objetivo único a optimizar implica los mismos inconvenientes que los señalados con Patel y Mallick <sup>[20]</sup>, limitando las posibilidades de aplicación de la metodología indicada.

Por su parte, Nardin, Kuzman y Kampus <sup>[23]</sup> hacen uso de la simulación para evaluar la influencia de un conjunto de condiciones de proceso definidas para una geometría dada, y determinando aquellas que minimizan el tiempo total de ciclo y el coste final de pieza.

Una técnica muy difundida y empleada en los análisis y estudios de control de calidad y de influencia de parámetros de fabricación en la obtención de productos es el Diseño de Experimentos (D.O.E.). Esta técnica, que tiene una gran aceptación para la resolución de cuestiones relacionadas con el establecimiento de las condiciones de ensayo y evaluación experimentales <sup>[24-26]</sup>, se ha mostrado como una de las alternativas que se han considerado para poder simplificar el inconveniente de la multitud de experimentos a realizar.

Ejemplo de ello lo constituyen Skourlis, Mohapatra y Chassapis <sup>[24]</sup> que introducen el uso del diseño de experimentos a dos niveles de cinco variables de proceso (velocidad de inyección, temperatura de inyección, temperatura del refrigerante, presión de compactación y tiempo de enfriamiento) para la evaluación de un conjunto de características de pieza finales (módulo de elasticidad, resistencia a rotura y resistencia impacto).



Patel y Mallick <sup>[25]</sup> demuestran como el uso de un diseño de experimentos estructurado sobre su metodología propuesta de minimización de defectos en pieza <sup>[20]</sup>, permite predecir las condiciones críticas que provocan la aparición de defectos finales.

Dicha demostración, que amplía la cantidad de los parámetros de proceso inicialmente propuestos (2) a un abanico mayor (7), reafirma la conveniencia del uso de los indicadores para la valoración de efectos para su uso mediante simulación.

En cambio, la consideración de un análisis gráfico de curvas de nivel para la localización de las condiciones óptimas, la evaluación posterior de expresiones de regresión completas en las que se incluyen todas las variables de proceso consideradas, y, por último, la necesidad de introducir un criterio previo de condiciones de proceso de partida que se ajustan a un objetivo único de optimización, desvirtúa el resultado final ya que supone un inconveniente que no contempla la interacción con otros posibles objetivos de optimización.

Wickman, McKirahan y Brenner <sup>[26]</sup> demuestran como el empleo de una aplicación informática de simulación del proceso de inyección estructurada a través de un diseño de experimentos permite ofrecer una perspectiva de la influencia de las variables de proceso sobre los objetivos deseados para la pieza final.

Dentro de las técnicas D.O.E., se emplea con gran asiduidad la selección de parámetros mediante técnicas Taguchi <sup>[27-31]</sup> cuyas principales aplicaciones y ventajas residen en, por un lado, permitir el descubrimiento de interacciones entre las distintas variables de proceso con tan sólo un pequeño número de experimentos, y, por otra parte, facilitar el diseño de experimentos de forma que exista un equilibrio entre las diferentes combinaciones de factores y que no exista un mayor peso de uno de ellos frente a los demás.

Bendel, Disney y otros <sup>[27]</sup> demuestran como un diseño D.O.E desarrollado mediante técnicas Taguchi puede ser aplicado para la optimización del proceso de inyección, tomando en consideración siete variables de proceso.

Chang y Faison <sup>[28, 30]</sup> evalúan el comportamiento de las características mecánica de las líneas de soldadura que generan durante el proceso de inyección mediante el uso de un diseño de experimentos estructurado según técnicas Taguchi y para establecer la correlación existente con siete parámetros de proceso (temperaturas de inyección y refrigerante, presiones de inyección y compactación, tiempos de compactación y enfriamiento, y valor de contrapresión).

Wang y Yoon <sup>[29]</sup> demuestran como se puede evaluar la influencia de los parámetros de proceso (tiempo de llenado, tiempo y presión de compactación, y temperatura del refrigerante) sobre la contracción final de pieza mediante una estructuración del diseño de experimentos según técnicas Taguchi.

Por otra parte, Turng y Kharbas <sup>[31]</sup> muestran la relación existente entre la resistencia de las líneas de soldadura generadas por el proceso de inyección a partir de parámetros de proceso como la temperatura de inyección, el volumen de inyección y la

velocidad de inyección, haciendo uso de las técnicas Taguchi para el diseño de experimentos.

La fusión de los modelos de simulación numéricos y de las técnicas D.O.E. [32-33] constituye, hoy por hoy, una gran herramienta de trabajo que permite resolver la problemática de la selección de las condiciones óptimas de proceso para la inyección de termoplásticos. Ello es principalmente beneficioso antes de pasar a la fase de fabricación de producto, ya que implica la minimización de tiempos y costes que supone la fase de puesta en marcha e inicio de producción.

Como ejemplo de esta aplicación se puede citar a Yeung y Lau [32] que, desde la perspectiva del diseño de todas las fases de diseño de pieza y molde y de proceso, emplea un diseño D.O.E según técnica Taguchi para evaluar, con el auxilio de la simulación por ordenador (C-Mold), la optimización de siete parámetros de proceso según criterios individuales de optimización.

Asimismo, Huang y Tai [33] combinan el uso de un software de simulación (C-Mold) y un diseño de experimentos definido mediante técnicas Taguchi para el estudio monográfico de las deformaciones producidas sobre las piezas inyectadas tomando cinco variables de proceso: tiempo de inyección, temperatura del refrigerante, dimensiones de la entrada de la cavidad, temperatura de inyección, y tiempo y presión de compactación.

No obstante el uso de las dos herramientas anteriormente citadas, la resolución de los problemas relacionados con la inyección sigue requiriendo un tercer apoyo para permitir la toma de decisiones en condiciones de máxima eficiencia.

A este respecto, se están empleando herramientas basadas en la aplicación de técnicas de Inteligencia Artificial, siendo una de las más consideradas las Redes Neuronales Artificiales (“Artificial Neural Networks [ANN]”), cuyo principal uso está enfocado al análisis y estudio de sistemas complejos. Estas aplicaciones, sin embargo, y debido a la complejidad que este sistema impone, están siendo enfocadas para el análisis de un efecto o variable de valoración únicos [34-39].

Una muestra de este uso la constituyen Lau, Wong y Pun [34] que implementan esta técnica mediante un razonamiento de lógica difusa para una evaluación del cambio a efectuar en las condiciones de proceso de forma que se establece un control inteligente del proceso tomando en consideración un objetivo único basado en el control dimensional de pieza.

Kim, Shin, Han y Lee [35] proponen una metodología de control de calidad de la pieza inyectada, en la que combinando un diseño factorial de diseño de experimentos y una red neuronal artificial evalúan la calidad final de pieza tomando como referencia la medición de parámetros de cavidad (presión y temperatura).

Fara, Rawabdeh, y Abu-al-nadi [36] diseñan un sistema de red neuronal artificial que efectúa el control de sistema hidráulico de máquina junto con la evaluación del

histórico de curvas de presión, para establecer el control de proceso que garantice un producto final adecuado.

Lau, Ning, Pun y Chin <sup>[37]</sup> introducen una metodología de control dimensional de las piezas inyectadas aplicando un novedoso enfoque en el que, tomando como variables de entrada las dimensiones deseables de pieza y considerando como variables de salida las condiciones de proceso, aplican una red neuronal artificial capaz de aprender y correlacionar la dependencia entre ambos conjuntos de variables.

Por su parte, Min y Shin <sup>[38]</sup> ponen de manifiesto la relación entre contracción de pieza y las condiciones de proceso y hacen uso de las redes neuronales artificiales para efectuar un análisis de los resultados de simulación con la finalidad de determinar, dado un conjunto de ensayos de simulación, las condiciones óptimas que garantizan la menor contracción del material.

Por último, Lotti, Ueki y Bretas <sup>[39]</sup> de forma similar a los anteriores, efectúan una predicción de la contracción final de pieza mediante el empleo combinado de un software de simulación y la aplicación de un modelo no lineal evaluado a través del uso de una red neuronal artificial.

Otro enfoque que, actualmente, se está empleando para la toma de decisiones, sobre todo en el campo económico, es el uso de técnicas de optimización multicriterio y multiobjetivo. La búsqueda de resultados óptimos dado un conjunto de restricciones y un conjunto de funciones objetivo a optimizar (máximo/mínimo) constituye un enfoque válido para localizar las condiciones óptimas de inyección dadas una serie de condiciones a exigir tanto a la pieza final como el proceso.

No obstante la utilidad de esta técnica de optimización, este tipo de técnica es de aplicación relativamente reciente y está siendo empleada en la actualidad de forma cada vez más generalizada para el estudio del proceso de inyección de termoplásticos <sup>[40-43]</sup>.

Seaman y Desrochers <sup>[40]</sup> introducen una metodología multiobjetivo para evaluar, tomando como variables de salida el tiempo de ciclo, la presencia de rebabas y la falta de llenado del molde, las condiciones de proceso que sean Pareto-óptimas y proporcionen un valor óptimo de conjunto.

Yao, Kim, Choi y Brown <sup>[41]</sup> consideran la aplicación de las técnicas multicriterio tomando como objetivos a optimizar un conjunto de aspectos de calidad final de pieza (características de las líneas de soldadura, como aspecto fundamental) y de coste de la misma, mediante el auxilio de un sistema de simulación de condiciones de proceso que ofrezca resultados evaluables de proceso.

Bikas, Pantelelis y Kanarachos <sup>[42]</sup> emplean una herramienta de simulación (NASPLAN) para combinar tres optimizaciones numéricas diferentes para determinar el la orientación del flujo del material, el tamaño óptimo de las entradas de cavidad y la introducción de condiciones de vacío en zonas de la cavidad para mejorar las características finales de contracción, deformación y rechupes de la pieza inyectada.

Por último, Liang y Wang <sup>[43]</sup> hacen un uso combinado de herramientas de simulación, diseño de experimentos y utilización de técnicas multiobjetivo para establecer un control de calidad de pieza inyectada, empleando a su vez un control neuronal artificial inverso que corrige las desviaciones de los parámetros de proceso ante las variaciones de las condiciones finales pieza.

Como consecuencia de estas tendencias, el estudio del proceso de inyección y de cada una de sus fases dispone en la actualidad de un amplio conjunto de herramientas de análisis que permiten proponer distintas alternativas de estudio para determinar las condiciones idóneas de procesamiento de los materiales poliméricos. Estas herramientas, además, facilitan la definición y elaboración de modelos de comportamiento de los mismos dentro del propio proceso y de correlación de características finales de producto con referencia a los parámetros del proceso.

Ante el objetivo de evaluar condiciones de proceso que garanticen las condiciones óptimas que garanticen la ausencia de defectos en pieza final, ha sido objeto de estudio por numerosos autores la evaluación de la defectología propia de las piezas inyectadas con materiales poliméricos. De esta forma se han relacionado los defectos inherentes como consecuencia del proceso de moldeo por inyección con parámetros de proceso internos.

Speight, Monro y Khassapov <sup>[48]</sup> han establecido la relación existente entre la valor y el perfil de velocidades de inyección con defectos como la generación de rebabas, la falta de relleno, la desfoliación superficial, la presencia de marcas de flujo y de quemaduras.

Guimond y Simas <sup>[49]</sup> y Beaumont, Ralston y Shuttleworth <sup>[50]</sup> han estudiado la problemática de la falta de relleno del molde mediante moldes multicavidad, razonando la dependencia de dicho defecto con respecto a la velocidad y presión de inyección.

Reifschneider <sup>[51]</sup>, empleando el auxilio de software de simulación, comprueba como la falta de llenado evaluada a través del análisis de frente de avance está influenciada por la presión desarrollada por el sistema en el caso de geometrías de sección estrecha y cambios de dirección.

Koresawa, Sakashita y Suzuki <sup>[53]</sup> a través de un estudio del diseño de planos de partición de molde, demuestran como la presión de inyección es determinante en la aparición de rebabas en la pieza inyectada.

Schickline y Schmidt <sup>[54]</sup>, Shanor, Swantner y Bird <sup>[55]</sup>, y Bloom y Gorman <sup>[56]</sup> efectúan una recopilación de los defectos propios del proceso de inyección (Variaciones dimensionales, rebabas, líneas de soldadura, faltas de llenado, decoloración, quemaduras, atropamientos de aire), evaluados a través de diseños D.O.E y en los que se reflejan los parámetros de proceso más influyentes de los mismos.

Por su parte, Lacrampe y Pabiot <sup>[57]</sup> efectúan un estudio de la calidad superficial de piezas inyectadas (rugosidad, marcas de flujo, decoloraciones) comprobando como

existe una dependencia directa con respecto a la temperatura del material y la cizalla a la que se somete el material.

Tredoux, Satoh y Kurosaki <sup>[58]</sup> analizan la presencia de líneas de flujo diferenciadas durante el proceso de inyección correlacionando su aparición con parámetros como la temperatura y velocidad del material.

Sanjeeva, Kagan y Bray <sup>[59]</sup> han evaluado el efecto de las condiciones de enfriamiento durante el proceso de inyección para determinar la influencia que producen sobre el comportamiento mecánico y las tensiones internas inducidas.

Selden <sup>[60]</sup>, en otra línea de investigación, establece la correlación existente entre las características mecánicas de las líneas de soldadura del material con parámetros de proceso como la presión, temperatura de inyección y de refrigerante, y la velocidad de inyección.

De forma similar, Mielewski, Bauer, Schmitz y Van Oene <sup>[61]</sup> estudian la morfología de las líneas de soldadura producidas durante el proceso, ofreciendo como resultado la influencia de la temperatura del material sobre sus características mecánicas.

Chun <sup>[62]</sup>, auxiliado con herramientas de simulación, concluye como la formación de las líneas de soldadura y de atrapamientos de aire están directamente relacionados con la presión y temperaturas del material.

De igual forma, Koster <sup>[63]</sup>, mediante el empleo de resultados de simulación, efectúa una evaluación de características mecánicas de la pieza inyectada en función de las tensiones y velocidades de cizalla, así como la temperatura local del material.

Kamal, Lai-fook y Hernández <sup>[64]</sup> efectúan un estudio pormenorizado de la generación de tensiones internas en el material inyectado, poniendo en evidencia la dependencia de este fenómeno de valores como temperatura del material y velocidad de enfriamiento del mismo.

Kansal, Rao y Atreya <sup>[65]</sup> abundan en la relación existente entre las condiciones térmicas del proceso de inyección y las características finales de pieza respecto a tensiones internas y características mecánicas.

Considerando la contracción de pieza, Zollner <sup>[66]</sup> introduce un estudio generalista que aproxima el problema y establece el marco de factores de influencia que condicionan el resultado final en pieza.

De igual modo, Wang y Yoon <sup>[67]</sup> ponen de manifiesto con su estudio la dependencia entre las condiciones geométricas finales de pieza y parámetros de proceso como los tiempos de inyección y compactación, presión de compactación y temperatura en pared del molde.

Min <sup>[68]</sup> en su estudio de las condiciones finales de calidad de pieza tras su procesado, llega a la conclusión de cómo la optimización de parámetros como velocidad de inyección y presión de compactación minimiza dicha defectología final en pieza.

McMeans, Bogdanski y Bogdanski <sup>[69]</sup> evalúan el grado de deformación final de pieza, corroborando la influencia de las condiciones de enfriamiento y de compactación sobre dicho grado de deformación.

Huang y Tai <sup>[70]</sup> comprueban como la presión de compactación tiene una influencia máxima sobre la deformación que la pieza sufre tras su procesado, junto con las temperaturas de inyección y de refrigerante.

Respecto a las condiciones de productividad y coste, Kazmer, Fagade y Roser <sup>[71, 72]</sup> proponen una metodología de estimación de costes mediante la correlación de aspectos geométricos y de proceso, que pone de manifiesto la relación con la temperatura y tiempo de inyección.

Bernhardt y Vettor <sup>[73]</sup> centran su investigación en el análisis de los sistemas de enfriamiento de los moldes, al demostrar la dependencia entre tiempo total de ciclo y la temperatura del molde y del material.

Por último, Zagarola <sup>[74]</sup> incide en los aspectos de control combinado de parámetros de calidad final en las preformas inyectadas de soplado (dimensiones, peso) con los parámetros de inyección, con el objetivo de maximizar la productividad del proceso.

Ante la perspectiva mostrada del estado de conocimiento del proceso de moldeo por inyección de termoplásticos, el Grupo de Investigación de Procesado y Caracterización de Materiales Plásticos de la E.P.S. de Alcoy, a través de Seguí <sup>[XVI]</sup>, ha desarrollado una herramienta de optimización multicriterio, articulada en una técnica combinada de evaluación de resultados de proceso mediante simulación y la determinación de las condiciones deseables de calidad final bajo la perspectiva de la minimización del riesgo de posibles defectos en pieza final.

## **2. EL RECICLADO DE LOS MATERIALES POLIMÉRICOS TERMOPLÁSTICOS: BLENDS ABS/PC.**

Hoy en día la problemática surgida con la generación de residuos y su posible reaprovechamiento, ha conducido, tanto desde el punto de vista ecológico como económico, a plantear alternativas que permitan aprovechar los materiales poliméricos termoplásticos de desecho. Estos materiales de desecho, generados tanto en las propias plantas de procesado (material sobrante del proceso de inyección) como en el desperdicio de los productos manufacturados que han finalizado su vida útil, son susceptibles de ser reintroducidos en el proceso de fabricación de nuevos productos, con las limitaciones que el propio proceso de transformación impone.

Si bien el proceso de reciclado supone una pérdida de características en el material que puede provocar su inhabilitación para ser reutilizado, es importante destacar que dicha degradación es limitada y afecta de forma poco acusada a un gran número de materiales poliméricos cuyo valor añadido es alto <sup>[III]</sup>. Este aspecto hace viable el reaprovechamiento de dichos materiales en condiciones que, si bien no podrán igualar a la materia prima virgen de partida, sí que podrán aproximarse con un elevado grado de éxito.

Son numerosos los materiales que en la actualidad se recuperan para ser reprocesados y utilizados en nuevas aplicaciones. Uno de estos materiales es el Acrilonitrilo-Butadieno-Estireno (ABS). Este material pertenece a una familia muy versátil de resinas termoplásticas, en la que cada monómero componente contribuye a que este material tenga unas adecuadas características finales: el acrilonitrilo influye con la resistencia frente al calor, la resistencia química y con una mayor dureza superficial; el estireno favorece una mejor procesabilidad, rigidez y fuerza; y el butadieno contribuye con cierta tenacidad y resistencia al impacto.

En comparación con otros termoplásticos, el ABS se caracteriza por los siguientes aspectos principales <sup>[VII, VIII]</sup>:

- Bajo nivel de deformación y buena estabilidad dimensional tras el procesado.
- Elevadas dureza y rigidez.
- Buena resistencia al desgaste.
- Elevadas resistencia al impacto y mecánica a temperatura ambiente, que se conservan a temperaturas muy bajas (-40 °C aproximadamente).
- Muy buena resistencia frente a los agentes químicos.
- Condiciones de aislamiento eléctrico relativamente buenas.

Asimismo, el ABS es una excelente elección para utilizar en aleaciones y blends, cuyas propiedades finales dependen de la proporción de mezclado entre componentes. Prueba de ello es el hecho de que muchos fabricantes comercializan una gran variedad de este tipo de productos en la actualidad (ABS/PC, ABS/PVC, ABS/PA).

Con objeto de mejorar las características del ABS reciclado se ha considerado la mezcla de este material con el Policarbonato (PC), lo cual está refrendado con la disponibilidad en el mercado de distintos grados de este tipo de blends vírgenes (Bayblend de BAYER, Cycloy de GE PLASTICS, Pulse de DOW PLASTICS).

Los estudios desarrollados por Larsson y Bertilsson <sup>[44]</sup> ponen de manifiesto como pequeñas cantidades de PC (entorno al 20% y con el uso de compatibilizadores) añadidas al ABS reciclado mejoran en un 60% las características de resistencia a impacto, aunque se ve comprometida la resistencia a rotura del material.

Por su parte, Eguiazabal y Nazábal <sup>[52]</sup> comprueban como el reprocesado de blends PC-ABS, en los que existen contenidos entorno 76% PC - 24% ABS, no supone cambios significativos de las características de resistencia a rotura, aunque se disminuyen las características de resistencia a impacto.

El PC está caracterizado por aspectos como <sup>[VII, VIII]</sup>:

- Elevadas dureza y rigidez.
- Elevadas resistencia al impacto y mecánica a temperatura ambiente.
- Buenas propiedades ópticas.
- Condiciones de aislamiento eléctrico elevadas.
- Buena resistencia al desgaste.
- Adecuada resistencia frente a los agentes químicos.

La mezcla de ambos polímeros favorece la obtención de un material con muy buenas características en general (tanto a nivel de procesabilidad como a nivel de producto final) y cuyo interés económico resulta indudable <sup>[II, VIII]</sup>, dados los costes moderados de ambas materias primas vírgenes.

No obstante, la tendencia actual está orientada al uso de blends ABS/PC con proporciones semejantes entre ambos componentes y cuya compatibilidad está asegurada gracias al uso de aditivos específicos.

Es evidente que se obtienen diferentes características finales en el producto dependiendo de la proporción de cada componente en la mezcla final. Es importante reseñar que un objetivo deseable consiste en conseguir las mejores características finales en el material base con un mínimo de aportación de los restantes materiales en la aleación.

Un estudio pormenorizado de la caracterización de las mezclas de ABS y PC reciclado ha sido desarrollado por Balart <sup>[XVI]</sup> en el seno del Grupo de Investigación de Procesado y Caracterización de Materiales Plásticos de la E.P.S. de Alcoy, donde se ha comprobado como pequeños contenidos de PC (rango 0% - 20%) proporcionan buenos resultados sobre las características mecánicas del material sin la necesidad de la adición de aditivos compatibilizadores.

Por otra parte, Beaumont, Ralston y Shuttleworth <sup>[50]</sup> ponen de manifiesto como variaciones en las características de la materia inyectada influyen, en condiciones de entrada de proceso fijas, en la calidad de la pieza final y en la posible presencia de efectos no deseables.



No obstante, Poslinky <sup>[45]</sup> demuestra como pequeñas variaciones (del orden del 10%) de la viscosidad del material provocan modificaciones controladas y de pequeña cuantía en parámetros de proceso como la presión, tiempo de ciclo y peso final de pieza.

Entre las importantes conclusiones que Poslinky deduce en su estudio, cabe reseñar un aspecto notable. Los materiales ABS y PC, por separado, tras sucesivos reprocesados, ofrecen un comportamiento muy estable y con un incremento leve en cuanto al índice MFI se refiere. Sólo en el caso de las mezclas con proporciones similares entre ambos componentes, el cambio es más significativo.

Esto aspecto permite afirmar y tomar como referencia la consideración de que la fluidez del material se mantiene inalterable, siempre y cuando la adición de uno de los dos materiales (ABS ó PC) sea pequeña con respecto al de la fase matriz; lo cual permite modelizar su comportamiento tomando como referencia los materiales vírgenes de procedencia para determinar el comportamiento reológico real del material.

### **3. OBJETIVOS DE LA TESIS.**

Como se ha comprobado en el apartado anterior, los estudios existentes en referencia al comportamiento de las mezclas ABS/PC reciclados han estado centrados hasta la fecha en su caracterización de sus características mecánicas y de compatibilidad entre ambos polímeros, sin que se hayan considerado como se comportan los citados blends cuando se procesan, bajo distintas condiciones de proceso, mediante moldeo por inyección.

Por otra parte, la evaluación de las características finales de las piezas obtenidas mediante moldeo por inyección puede ser fácilmente implementada mediante las metodologías expuestas en el apartado 1 del presente capítulo, disponiendo de un modelo de optimización de condiciones de proceso desarrollado en el propio seno del Grupo de Investigación en el que se enmarca la presente tesis.

Así pues, la presente tesis doctoral tiene por objeto el estudio de las condiciones de proceso mediante moldeo por inyección de blends de ABS/PC obtenidos a partir de materiales reciclados. Este estudio se completa con la evaluación de sus características de procesabilidad y la modelización de las condiciones de proceso del molde para, en última instancia, determinar la mezcla de material más idónea para su uso, con la búsqueda de valores óptimos de proceso bajo distintos criterios.

Para el desarrollo de estas tareas, se proponen dos etapas diferenciadas de estudio, establecidas de forma secuencial.

La primera fase está dedicada al estudio y modelización del material, con la perspectiva de la determinación de las características y parámetros necesarios para su procesado. A este respecto se considera un modelo de comportamiento reológico del material, evaluable a partir de ensayos simples de laboratorio y cuyo resultado determine las características de entrada para las simulaciones de inyección (Figura 1.1).

Dicha fase se completa con el estudio comparativo del comportamiento p-v-T del material para la comprobación de su evolución con el contenido de PC en la mezcla, con el fin de determinar si dicho contenido de PC influye sobre el comportamiento del ABS no mezclado.

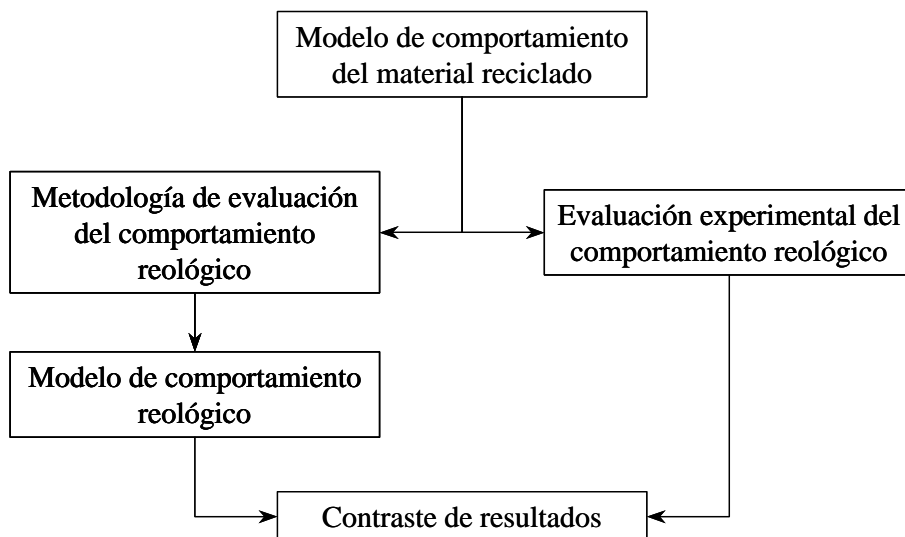


Figura 1.1. Establecimiento del comportamiento del material.

Una vez determinado dicho modelo se considera la segunda fase en la que se lleva a cabo el estudio y modelización del proceso de inyección. Para el desarrollo de esta fase se consideran una serie de subfases, establecidas de forma ordenada y cuya organización está basada en una metodología de estudio y análisis del proceso para la búsqueda de la solución óptima.

El esquema de operación de esta segunda fase forma parte del esquema metodológico que se resume gráficamente en la Figura 1.2.

Las etapas que componen esta segunda fase de trabajo se resumen a continuación.

La primera etapa está basada en la selección de las variables de decisión y de resultado para la toma de decisiones, y en el establecimiento de una tabla D.O.E. basada en las técnicas Taguchi para la evaluación de las condiciones de inyección.

La segunda etapa se desarrolla mediante la aplicación de un modelo numérico de simulación basado en el motor de cálculo del software C-Mold™<sup>1</sup>, a través del cual se evalúan el conjunto de variables dependientes del proceso en el marco del D.O.E. Con este fin se ha desarrollado una aplicación informática de extracción de información que permite la revisión de todos los resultados de simulación y su procesamiento de forma ordenada y estructurada.

---

<sup>1</sup> C-Mold™ es una marca registrada de Moldflow Corporation.

En la tercera etapa, y mediante la tabulación de la información de simulación obtenida en la etapa anterior, se establecen las correlaciones e interdependencias de las variables para la formulación de los modelos de comportamiento.

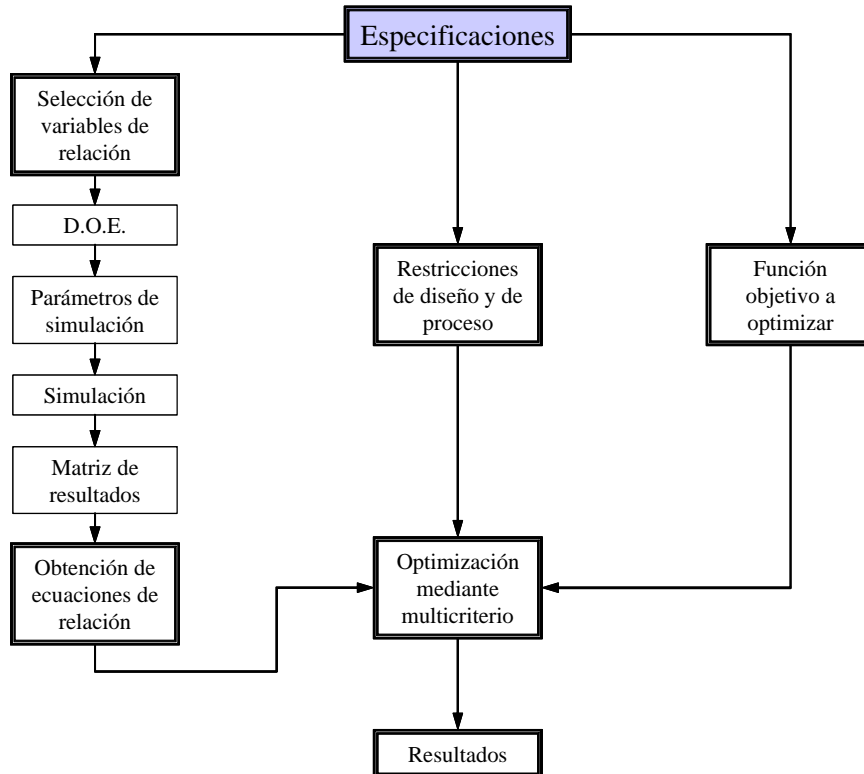


Figura 1.2. Metodología de optimización del proceso.

Es en la última etapa donde se introducen las técnicas de decisión multicriterio para la determinación de la solución óptima mediante la introducción de las funciones objetivo y restricciones a imponer al proceso.

En la última etapa, y una vez establecidas las condiciones idóneas de procesado de las diferentes mezclas de material, se procede a la comparación de los resultados de simulación y de la metodología seguida con los resultados experimentales de proceso, determinando las diferencias existentes entre los mismos y comprobando si éstas están o no justificadas de acuerdo con las premisas consideradas en cada una de las fases.

En este sentido se propone un modelo de procesabilidad del material, evaluable como una función no lineal del *índice de procesabilidad del material*, que determine el contenido idóneo de PC en mezcla que garantice la máxima estabilidad de las condiciones de proceso para conseguir la minimización global de la defectología de pieza según varios criterios de optimización.

## 4. EQUIPOS DE EXPERIMENTACIÓN.

Para la realización de esta tesis, se han empleado los equipos del Laboratorio de Procesado y de Caracterización de Materiales Plásticos que el Grupo de Investigación, en cuyo seno se ha desarrollado la tesis, dispone en la E.P.S. de Alcoy.

### 1. Reómetro capilar.

El reómetro capilar empleado para determinar las características reológicas del material inyectado es el RHEOFLIXER MT con 20 kN de fuerza máxima, 200 MPa de presión de extrusión máxima, operativa en el rango 60-400°C, y con boquillas intercambiables.



Figura 1.3. Reómetro capilar Rheoflizer MT.

### 2. Inyectora.

Para llevar a cabo el proceso de inyección se ha empleado una inyectora MATÉU & SOLÉ, modelo METEOR 270/75 con las siguientes características principales:

- Fuerza de cierre: 750 kN.
- Presión máxima de inyección: 173,5 MPa.
- Zonas de calefacción: 4+1.
- Peso máximo de inyección (PS): 140 gr.

- Volumen teórico de inyección:  $155 \text{ cm}^3$ .
- Diámetro del husillo (relación L/D): 35 mm (20,5)
- Caudal máximo de inyección:  $106 \text{ cm}^3/\text{s}$ .



Figura 1.4. Inyectora Matéu & Solé Meteor 270/75.

### 3. Máquina de medición por coordenadas.

Para el control dimensional de la pieza final se ha usado una máquina de medición por coordenadas DEA MASTER SWIFT, tipo puente, controlada a través de un control numérico P UNIDEA, y equipada con cabezal de medición indexable RENISHAW PH9-PH9A, y con punta palpadora TF8 de 25 mm de longitud y esfera de 4 mm.



Figura 1.5. MMC Dea Master Swift.

#### 4. Máquina universal de ensayos.

El ensayo de resistencia a tracción se ha efectuado en una máquina universal de ensayos electromecánica automática IBERTEST, modelo ELIB-50/W, con 50 kN de fuerza máxima, y servocontrol de fuerza y desplazamiento.



Figura 1.6. Máquina universal de ensayo Ibertest Elib 50/W.

#### 5. GEOMETRÍA DE ESTUDIO.

Para desarrollar el presente trabajo se ha considerado la geometría que se muestra en las figuras siguientes (Figura 1.7 a Figura 1.9), correspondiente a un molde con 4 figuras y con llaves de selección de figuras a inyectar.

Este molde presenta la ventaja de poder seleccionar la figura (o figuras) que se desea inyectar, de modo que permite el estudio individual de la misma gracias a la disposición de un conjunto de válvulas de cierre dispuestas en los canales de entrada de cada cavidad.

En la figura siguiente (Figura 1.10) se muestran las dimensiones principales de las distintas figuras que forman parte de la cavidad.

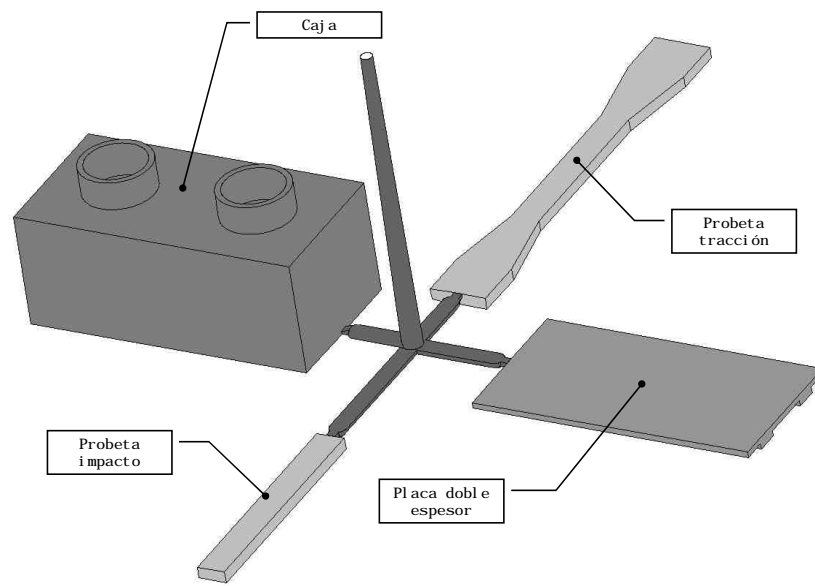


Figura 1.7. Geometría del molde.

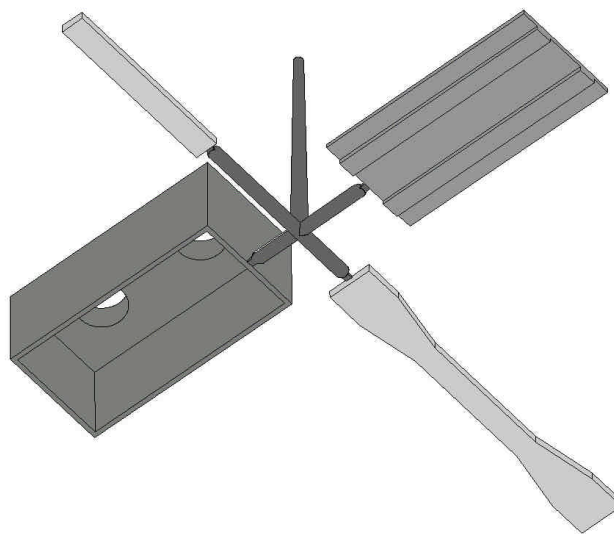


Figura 1.8. Geometría del molde.



Figura 1.9. Molde de ensayo.

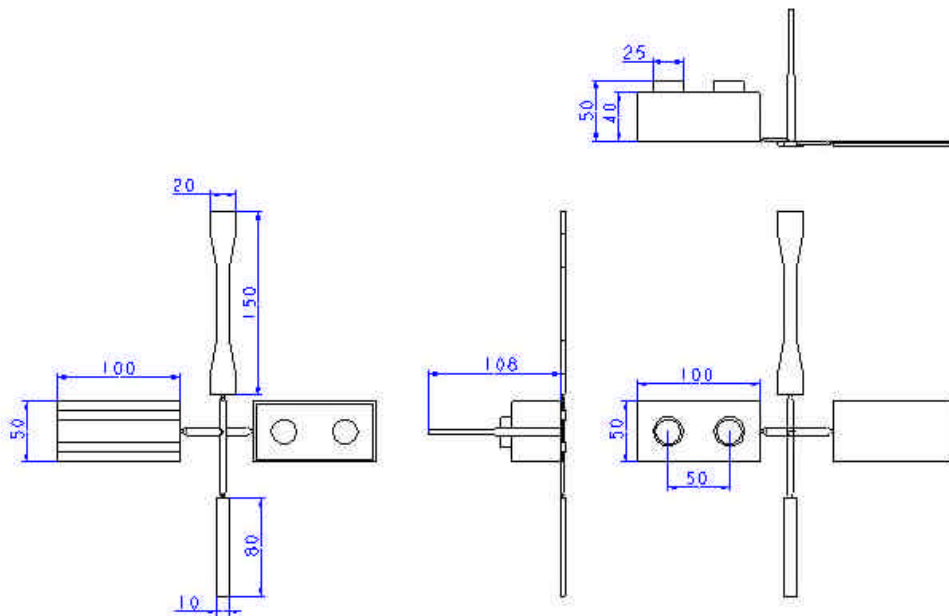


Figura 1.10. Dimensiones principales de las figuras del molde.



Asimismo, el molde está equipado con un conjunto de sensores de presión y temperatura para la captación de información durante el proceso (Figura 1.11). Este conjunto de sensores se complementa con un sistema de adquisición de datos para el archivo y visualización de las señales. A continuación se citan las características de los sensores:

- 2 Transductores de presión y temperatura KISTLER 6190A, para rango  $0\div 2000$  bar y  $T_{\max}$  de  $450^{\circ}\text{C}$ , localizados en la cara superior de la figura “caja” y en la cara superior de la figura “probeta tracción”.
- 1 Transductor de presión KISTLER 6157BA, para rango  $0\div 2000$  bar, localizado en la base del bebedero.
- 2 Transductores de temperatura KISTLER 6192A para  $T_{\max}$  de  $450^{\circ}\text{C}$ , localizados en la cara inferior de la figura “placa doble espesor”.

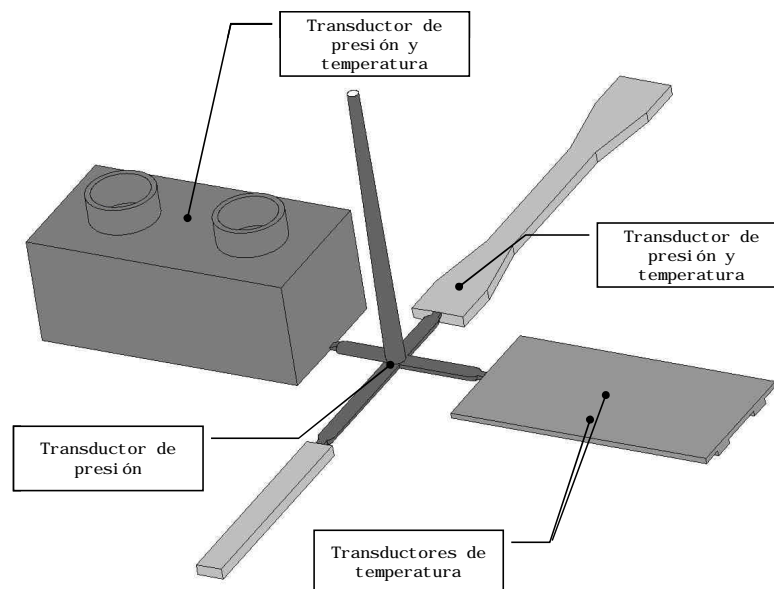


Figura 1.11. Localización de sensores.

Para el presente estudio se ha considerado la cavidad correspondiente a la figura “caja”, dado que dicha geometría reúne los siguientes requisitos que Menges y Mohren<sup>[XIV]</sup> proponen para poder evaluar las distintas características físicas que ofrecen resultados comparativos:

- Cambios de dirección de flujo según las tres direcciones espaciales, para la generación de orientaciones de fibra diferenciadas y ofrecer la posibilidad de contraste de las características mecánicas según dichas direcciones.

- Presencia de cambios de geometría plana-circular, para evaluar, mediante el uso de trazas, la diferenciación en las líneas de flujo ante dichos cambios geométricos.
- Presencia de islas para la generación de líneas de soldadura en el material con, al menos, dos direcciones espaciales.
- Geometría con recorridos de flujo con distinta longitud, que facilitan la comprobación de la evolución del frente de avance mediante pruebas de volumen de inyección controlado insuficiente.
- Posibilidad de medición de tolerancias geométricas en las tres direcciones espaciales y de tolerancias de forma de diferentes elementos geométricos (planitud, cilindricidad, perpendicularidad, etc.).

Por tanto, la cavidad empleada para su estudio y modelización es la recogida en la figura siguiente (Figura 1.12).

Dicha geometría es la que ha sido modelizada y mallada mediante el software C-Mold para el estudio mediante simulación, junto con los canales de refrigeración del molde, obviándose el resto de geometrías de la cavidad.

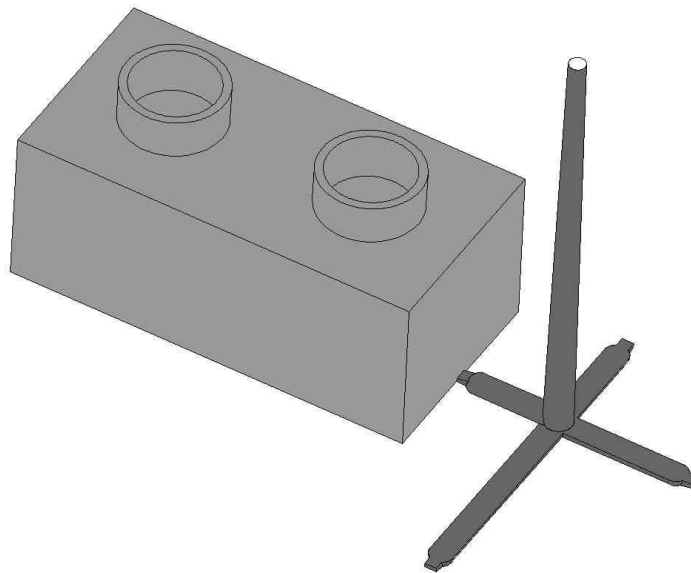


Figura 1.12. Geometría de la cavidad de estudio.





***CAPÍTULO 2.***

***MODELIZACIÓN DEL  
COMPORTAMIENTO DEL  
MATERIAL.***



## ***CAPÍTULO 2.***

### ***MODELIZACIÓN DEL COMPORTAMIENTO DEL MATERIAL.***

- 1. CONSIDERACIONES SOBRE LAS PROPIEDADES REOLÓGICAS DE LOS MATERIALES RECICLADOS. .... 2.1**
- 2. METODOLOGÍA DE EVALUACIÓN DE LAS CARACTERÍSTICAS REOLÓGICAS DE LAS MATERIAS PRIMAS DE PARTIDA..... 2.3**
  - 2.1 MODELO DE EVALUACIÓN DEL COMPORTAMIENTO REOLÓGICO. .. 2.3***
  - 2.2 DETERMINACIÓN DE PARÁMETROS INDEPENDIENTES DEL MODELO... ..... 2.7***
  - 2.3 DETERMINACIÓN DE PARÁMETROS DEPENDIENTES DEL MODELO..... ..... 2.10***
- 3. VALIDACIÓN EXPERIMENTAL DEL MODELO SOBRE EL COMPORTAMIENTO REOLÓGICO DEL MATERIAL RECICLADO Y LAS DISTINTAS MEZCLAS..... 2.21**
  - 3.1 EVALUACIÓN DEL COMPORTAMIENTO REOLÓGICO EN FUNCIÓN DEL CONTENIDO DE PC. .... 2.21***
  - 3.2 CORRECCIÓN DE PARÁMETROS DEL MODELO DE TRAMOS..... 2.28***
- 4. CONCLUSIONES SOBRE EL MODELO DE COMPORTAMIENTO REOLÓGICO..... 2.31**
- 5. CONSIDERACIONES SOBRE EL COMPORTAMIENTO p-v-T DEL MATERIAL. .... 2.33**





## ***CAPÍTULO 2.***

### ***MODELIZACIÓN DEL COMPORTAMIENTO DEL MATERIAL.***

#### **1. CONSIDERACIONES SOBRE LAS PROPIEDADES REOLÓGICAS DE LOS MATERIALES RECICLADOS.**

El uso de los materiales poliméricos termoplásticos reciclados presenta el principal inconveniente de su desconocimiento en cuanto a sus características se refiere.

La ventaja que presentan los materiales vírgenes en cuanto al completo conocimiento de sus propiedades, se convierte en limitación cuando dichos materiales son reprocesados, ya que dichas propiedades se ven modificadas en mayor o menor medida según sea el tipo de proceso de transformación, el número de veces que ha sido reprocesado o el tipo de degradación que el material ha sufrido durante su vida útil como producto.

Una de las propiedades más influyentes desde el punto de vista del procesado por inyección es el comportamiento reológico del material, de cuyo conocimiento y estudio dependen fases cruciales de dicho proceso como el llenado de la cavidad.

La evaluación del comportamiento reológico del material en condiciones próximas a las del proceso por inyección se realiza a través del ensayo normalizado recogido en la norma ISO 11443:1995, mediante la cual se determina la viscosidad del material mediante el uso de reómetros capilares.

Mediante dicho ensayo se obtienen los valores de viscosidad del material en función de la temperatura y la velocidad de cizalla a las que éste se ve sometido, y constituyen la base para la modelización del comportamiento del material para su consideración en las simulaciones de llenado de cavidad mediante métodos numéricos.

Sin embargo, dicho ensayo presenta el inconveniente del elevado coste del equipo necesario para su realización, lo cual limita su empleo a un pequeño número de empresas o laboratorios, por lo que no se puede considerar su empleo de forma generalizada para el estudio de los materiales a pie de fábrica.

El otro ensayo empleado para la estimación del comportamiento reológico es el reflejado en la norma ISO 1133:1997 para la determinación del índice de fluidez del material en masa y en volumen.

Este ensayo presenta la ventaja de requerir un equipo de realización de coste reducido, así como la rapidez con la que se obtienen los resultados del material; lo cual lo convierte en el ensayo que se realiza de forma generalizada a pie de fábrica para evaluar las características reológicas del material.

No obstante, el inconveniente que presenta dicho ensayo reside en el carácter cualitativo más que cuantitativo del resultado obtenido, dado que refleja en primer término un valor de la mayor o menor facilidad de flujo del material con unas condiciones de ensayo fijas. Este resultado sólo ofrece información parcial cuando es comparado con el valor obtenido para otro grado del mismo material.

Considerados ambos ensayos, resulta obvio que la determinación de las características reológicas de los materiales reciclados presenta una problemática añadida de difícil resolución, que se entiende fácilmente ante la variabilidad y desconocimiento de la materia prima de partida.

Es evidente que los materiales reciclados de polímeros termoplásticos presentan características diferenciadas respecto a las materias primas debido a la degradación que éstos sufren durante el procesado y, con posterioridad, durante su vida útil como producto.

Uno de los efectos de degradación que puede observarse y que afecta directamente a este comportamiento es la rotura de las cadenas poliméricas y que generan nuevas cadenas de menor tamaño. Dicha rotura facilita la movilidad de las mismas en el seno del material fundido, por lo que es previsible una disminución de la viscosidad del material.

Por otro lado, en el caso del ABS, la fase butadieno tiende a degradarse a temperaturas superiores a 180 °C, lo cual provoca el entrecruzamiento de las cadenas y la rigidización de la estructura. Su efecto sobre el conjunto se traduce en un aumento de la viscosidad del material.

Combinando ambos efectos, el material reciclado de ABS presenta un comportamiento incierto y no previsible sobre la viscosidad, con lo que no se puede explicitar a priori la tendencia del mismo.

Con el objeto de suplir estas limitaciones y, de esta forma, poder caracterizar el material reciclado para su evaluación en las fases posteriores, se propone en el presente trabajo un modelo de evaluación de características reológicas del material basado en los siguientes aspectos:

- Evaluación de las características reológicas de las posibles materias primas de partida.
- Determinación del modelo de comportamiento del material en base al estudio de rangos del índice de fluidez.

- Corrección del modelo de comportamiento en base a la composición del blend reciclado.

## 2. METODOLOGÍA DE EVALUACIÓN DE LAS CARACTERÍSTICAS REOLÓGICAS DE LAS MATERIAS PRIMAS DE PARTIDA.

### 2.1 MODELO DE EVALUACIÓN DEL COMPORTAMIENTO REOLÓGICO.

Para la correcta simulación de las condiciones de llenado en el moldeo por inyección de materiales termoplásticos se han propuesto diferentes tipos de modelos matemáticos que ofrecen como resultado la viscosidad del material en función de las condiciones físicas a las que éste se ve sometido.

Como es bien conocido, los polímeros termoplásticos suelen mostrar un comportamiento doble, de acuerdo con las condiciones a las que está sometido. En condiciones de cizalla baja o prácticamente nula, la viscosidad del material se mantiene prácticamente constante (comportamiento newtoniano); mientras que, en condiciones de cizalla elevada, la viscosidad decrece rápidamente con la velocidad de cizalla (comportamiento pseudoplástico) (Figura 2.1).

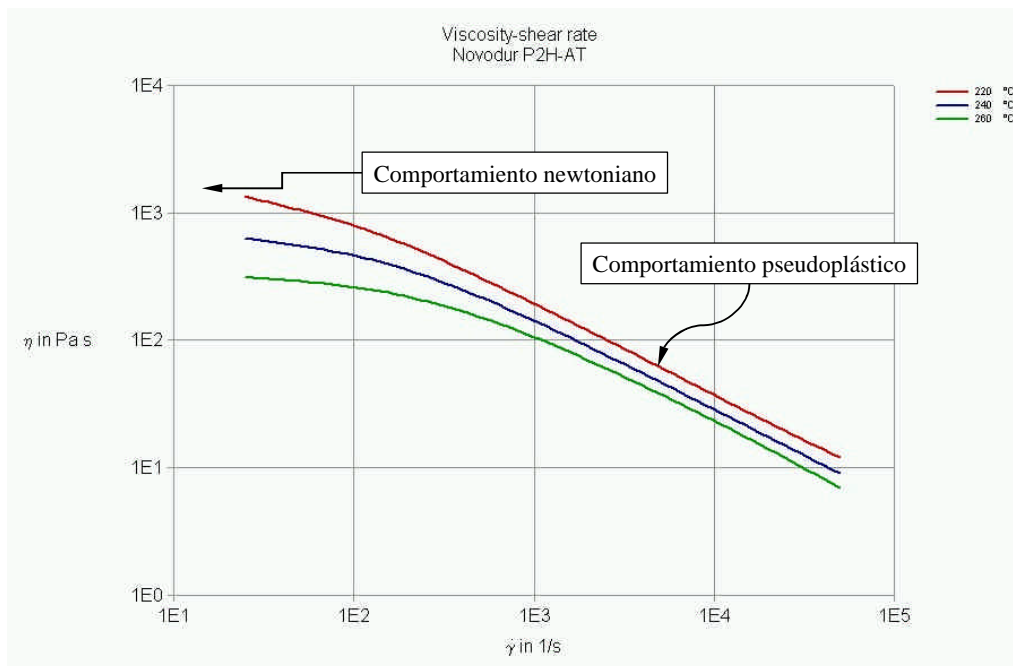


Figura 2.1. Gráfica de viscosidad del ABS, grado Bayer – Novodur P2H-AT.

Por otra parte, los parámetros de dependencia que influyen directamente en la viscosidad del material son:

1. La temperatura del material durante el proceso,  $T_m$  [K].
2. La velocidad de cizalla a la que está siendo sometido el material durante el proceso,  $\dot{g}$  [1/s].
3. La presión a la que está sometido el material durante el proceso,  $p$  [Pa].

De acuerdo con estas premisas, son varios los modelos matemáticos propuestos para la evaluación de la viscosidad del material, y cuya aplicación es fácilmente incorporada por los software comerciales de simulación. Los más comúnmente empleados son los mostrados a continuación <sup>[III, IV, XIII]</sup>.

#### A) Modelo exponencial.

La expresión del modelo es la siguiente:

$$h(\dot{g}, T_m) = K \cdot e^{\left(\frac{T_{amb}}{T_m}\right)} \cdot \dot{g}^{n-1}$$

siendo:  $T_{amb}$  [K], la temperatura ambiente.

$K, n$ , constantes del modelo.

Este modelo sólo considera el efecto de la temperatura y la velocidad de cizalla, desestimando el efecto de la presión.

Este modelo se caracteriza por operar correctamente sólo cuando se consideran velocidades de cizalla elevadas, no siendo adecuado para modelizar el tramo de comportamiento newtoniano.

#### B) Modelo de Cross-exponencial.

La expresión del modelo es la siguiente:

$$h(\dot{g}, T_m, p) = \frac{h_o(T_m, p)}{1 + \left(\frac{h_o(T_m, p)}{t^*} \cdot \dot{g}\right)^{1-n}}$$

siendo:  $h_o$  [Pa·s], la viscosidad del material en condiciones de cizalla nula.

$t^*$  [Pa], constante del modelo que señala la tensión de cizalla a partir de la cual se inicia el comportamiento pseudoplástico del material.

$n$  [-], constante del modelo que simboliza, con la forma  $(1-n)$ , la pendiente del comportamiento pseudoplástico del material.

Para la determinación de la viscosidad del material con cizalla nula se considera la siguiente expresión:

$$\mathbf{h}_o(T_m, p) = \begin{cases} B \cdot e^{\left(\frac{T_b}{T_m}\right)} \cdot e^{(b \cdot p)}, & \text{si } T_m \geq T_{trans} \\ \infty, & \text{si } T_m < T_{trans} \end{cases}$$

siendo:  $T_{trans}$  [K], la temperatura de transición del material.

$T_b$  [K], constante del modelo que marca la sensibilidad de  $\mathbf{h}_o$  con respecto a la temperatura.

$b$  [Pa], constante del modelo que señala la dependencia de  $\mathbf{h}_o$  con respecto a la presión.

$B$  [Pa·s], constante del modelo que marca el valor de partida de  $\mathbf{h}_o$ .

Este modelo se caracteriza por ofrecer resultados fiables en las condiciones de llenado de molde, pero está limitado cuando se consideran las condiciones de compactación. Esto se debe a que el cálculo de la viscosidad  $\mathbf{h}_o$  depende en gran medida de la temperatura  $T_b$  y no ofrece resultados fiables para un amplio rango de temperaturas, en el que dicho valor no puede ser considerado constante.

### C) Modelo de Carreau-exponencial.

La expresión del modelo es la siguiente:

$$\mathbf{h}(\dot{\mathbf{g}}, T_m, p) = \frac{\mathbf{h}_o(T_m, p)}{\left(1 + \left(\frac{\mathbf{h}_o(T_m, p)}{t^*} \cdot \dot{\mathbf{g}}\right)^2\right)^{\frac{1-n}{2}}}$$

siendo:  $\mathbf{h}_o$  [Pa·s], la viscosidad del material en condiciones de cizalla nula.

$t^*$  [Pa], constante del modelo que señala la tensión de cizalla a partir de la cual se inicia el comportamiento pseudoplástico del material.

$n$  [-], constante del modelo que simboliza, con la forma  $(1-n)$ , la pendiente del comportamiento pseudoplástico del material.

Para la determinación de la viscosidad del material con cizalla nula se considera la misma expresión que en el modelo de Cross-exponencial, por lo que este modelo presenta las mismas limitaciones que el anterior.

### D) Modelo de Cross-WLF.

La expresión del modelo es la siguiente:

$$h(\dot{\gamma}, T_m, p) = \frac{h_o(T_m, p)}{1 + \left( \frac{h_o(T_m, p)}{t^*} \cdot \dot{\gamma} \right)^{1-n}}$$

siendo:  $h_o$  [Pa·s], la viscosidad del material en condiciones de cizalla nula.

$t^*$  [Pa], constante del modelo que señala la tensión de cizalla a partir de la cual se inicia el comportamiento pseudoplástico del material.

$n$  [-], constante del modelo que simboliza, con la forma  $(1-n)$ , la pendiente del comportamiento pseudoplástico del material.

Para la determinación de la viscosidad del material con cizalla nula se considera la expresión de Williams-Landel-Ferry <sup>[47]</sup>:

$$h_o(T_m, p) = \begin{cases} D_1 \cdot e^{\left( \frac{A_1 \cdot (T - \tilde{T})}{A_2 + (T - \tilde{T})} \right)}, & \text{si } T_m \geq \tilde{T} \\ \infty, & \text{si } T_m < \tilde{T} \end{cases}$$

$$A_2 = \tilde{A}_2 + D_3 \cdot p$$

$$\tilde{T} = D_2 + D_3 \cdot p$$

siendo:  $\tilde{T}$  [K], la temperatura de transición del material, dependiente de la presión.

$D_2$  [K], constante del modelo que marca la temperatura de transición del material a presión atmosférica.

$D_3$  [K/Pa], constante del modelo que simboliza la variación de la temperatura de transición del material en función de la presión.

$D_1$  [Pa·s], constante del modelo que marca la viscosidad del material, en condiciones de cizalla nula, a la temperatura de transición del material y presión atmosférica.

$A_1$  [-],  $\tilde{A}_2$  [K], constantes del modelo.

Este modelo se caracteriza por ofrecer resultados fiables en las condiciones de llenado de molde, así como en las condiciones de compactación, por lo que resulta adecuado para su aplicación.

### E) Modelo de Carreau-WLF.

La expresión del modelo es la siguiente:

$$h(\dot{\gamma}, T_m, p) = \frac{h_o(T_m, p)}{\left(1 + \left(\frac{h_o(T_m, p)}{t^*} \cdot \dot{\gamma}\right)^2\right)^{\frac{1-n}{2}}}$$

siendo:  $h_o$  [Pa·s], la viscosidad del material en condiciones de cizalla nula.

$t^*$  [Pa], constante del modelo que señala la tensión de cizalla a partir de la cual se inicia el comportamiento pseudoplástico del material.

$n$  [-], constante del modelo que simboliza, con la forma  $(1-n)$ , la pendiente del comportamiento pseudoplástico del material.

Para la determinación de la viscosidad del material con cizalla nula se considera la misma expresión que en el modelo de Cross-WLF, por lo que este modelo presenta las mismas características que el anterior.

Dadas las características de los cinco modelos, se considera preferible el empleo del modelo de Cross-WLF, dado que <sup>[III, IV, XIII]</sup>.

- Modeliza con una gran aproximación tanto el comportamiento newtoniano como pseudoplástico del material, importantes para la evaluación tanto de las condiciones de llenado como de compactación.
- La expresión simplifica el cálculo del tramo pseudoplástico al considerar lineal la pendiente de dicho tramo en escala logarítmica, lo cual favorece la interpretación de los resultados.

El uso de este modelo supone la necesidad de determinación de un total de 7 parámetros ( $n$ ,  $t^*$ ,  $D_1$ ,  $D_2$ ,  $D_3$ ,  $A_1$ ,  $\tilde{A}_2$ ), algunos de cuyos valores se pueden predeterminar, bien en base a estimaciones verificadas por diversos autores, o bien por análisis directo de las características del material.

## 2.2 DETERMINACIÓN DE PARÁMETROS INDEPENDIENTES DEL MODELO.

Una vez seleccionado el modelo de Cross-WLF para la determinación del comportamiento del material, del estudio del significado de los diferentes parámetros del modelo, cabe diferenciar dos grupos cuya clasificación puede realizarse en base a su dependencia de las características físicas del material.

Una característica física que es propia del comportamiento de los materiales poliméricos termoplásticos es la temperatura de transición,  $T_g$  [K], cuya determinación se puede realizar mediante ensayos de calorimetría diferencial de barrido y que tiene

una gran importancia en el proceso de inyección, ya que determina una referencia para el punto de extracción de piezas moldeadas.

Dicha temperatura, tal y como se aprecia en las curvas de comportamiento p-v-T del material (Figura 2.2), depende de la presión a la que está sometido el material.

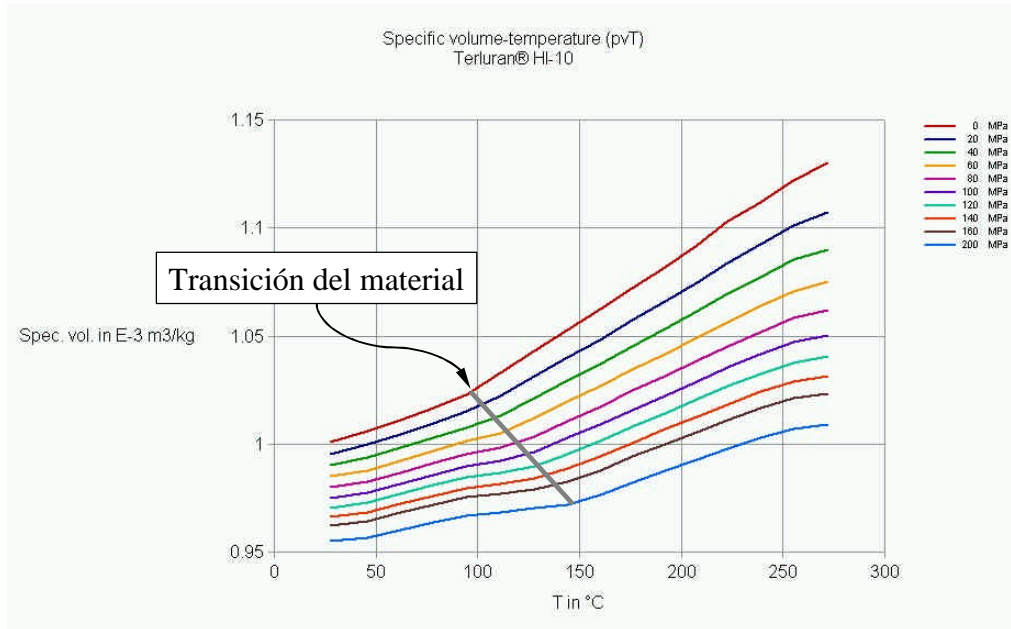


Figura 2.2. Gráfica p-v-T del ABS, grado BASF – Terluran HI-10.

No obstante dicha dependencia, si se consideran los datos relativos a las materias vírgenes de ABS ofrecidos por los diferentes fabricantes en sus bases de datos de materiales poliméricos (BASF, Bayer, Dow Plastics, GE), se puede concluir que:

- La temperatura de transición del ABS a presión atmosférica oscila en un rango muy limitado:

$$T_g = 95^\circ\text{C} \div 115^\circ\text{C}$$

$$\bar{T}_g = 105^\circ\text{C}$$

- La variación de la temperatura de transición en función de la presión del material se mantiene prácticamente constante, independientemente del valor de la temperatura de transición a presión atmosférica:

$$\frac{\partial T_g}{\partial p} \cong 0,25 \text{ K/MPa}$$

Estos valores de referencia pueden ser extrapolados, de forma genérica, al conjunto de materiales reciclados de ABS si se considera que:



- Los materiales reciclados proceden de cualquiera de los grados comercialmente disponibles y que se caracterizan por los valores antes citados.
- Ante una eventual mezcla de diferentes grados de ABS, el efecto final sobre dichas variables no se verá afectado dado el limitado rango de variabilidad de dichos parámetros.

De acuerdo con el modelo de Williams-Landel-Ferry (WLF) <sup>[47]</sup>, los parámetros  $D_2$ ,  $D_3$  reflejan el comportamiento del material con respecto al fenómeno de transición, por lo que pueden ser asociados directamente a los valores de temperatura de transición y de variación de la temperatura de transición con la presión.

Por otra parte, en el estudio del modelo WLF <sup>[47]</sup>, se ha deducido que el parámetro  $\tilde{A}_2$  en el caso de los polímeros presenta un valor prácticamente constante, por lo que puede ser considerado como una constante del modelo.

En este sentido, se propone la diferenciación entre parámetros de modelo siguiente:

- Parámetros independientes,  $D_2$ ,  $D_3$ ,  $\tilde{A}_2$ , relacionados con el comportamiento intrínseco del material y, o bien, dependientes básicamente del ABS como material genérico, o bien, completamente independientes.
- Parámetros dependientes,  $n$ ,  $t^*$ ,  $D_1$ ,  $A_1$ , cuyos valores son particulares de cada grado de ABS.

En consecuencia, y de acuerdo con lo señalado con anterioridad, se adoptan los siguientes valores para los parámetros independientes del material reciclado de ABS:

$$\begin{aligned}\tilde{A}_2 &= 51,6 \text{ K} \\ D_2 &= \bar{T}_g = 105 \text{ }^\circ\text{C} = 378,15 \text{ K} \\ D_3 &= \frac{\partial T_g}{\partial p} = 0,25 \text{ K/MPa} = 0,25 \cdot 10^{-6} \text{ K/Pa}\end{aligned}$$

con lo que el modelo WLF del ABS reciclado propuesto queda como sigue:

$$\begin{aligned}h_o(T_m, p) &= \begin{cases} D_1 \cdot e^{\left(\frac{A_1 \cdot (T - \tilde{T})}{A_2 + (T - \tilde{T})}\right)}, & \text{si } T_m \geq \tilde{T} \\ \infty, & \text{si } T_m < \tilde{T} \end{cases} \\ A_2 &= 51,6 + 0,25 \cdot 10^{-6} \cdot p \\ \tilde{T} &= 378,15 + 0,25 \cdot 10^{-6} \cdot p\end{aligned}$$

### 2.3 DETERMINACIÓN DE PARÁMETROS DEPENDIENTES DEL MODELO.

Para la determinación de los parámetros dependientes del modelo de Cross-WLF del material se ha considerado un modelo comparativo entre los materiales vírgenes disponibles en el mercado de diferentes marcas comerciales que pueda ser trasladado a cualquier material reciclado de ABS.

Dado que el establecimiento de un modelo de comportamiento reológico de un material reciclado sólo es factible mediante su ensayo con un reómetro capilar, la metodología de evaluación propuesta de dicho modelo en el presente trabajo precisa de la introducción de un conjunto de simplificaciones que permitan establecer la relación entre ambos.

La metodología que se propone está estructurada según el esquema mostrado en la figura siguiente (Figura 2.3).

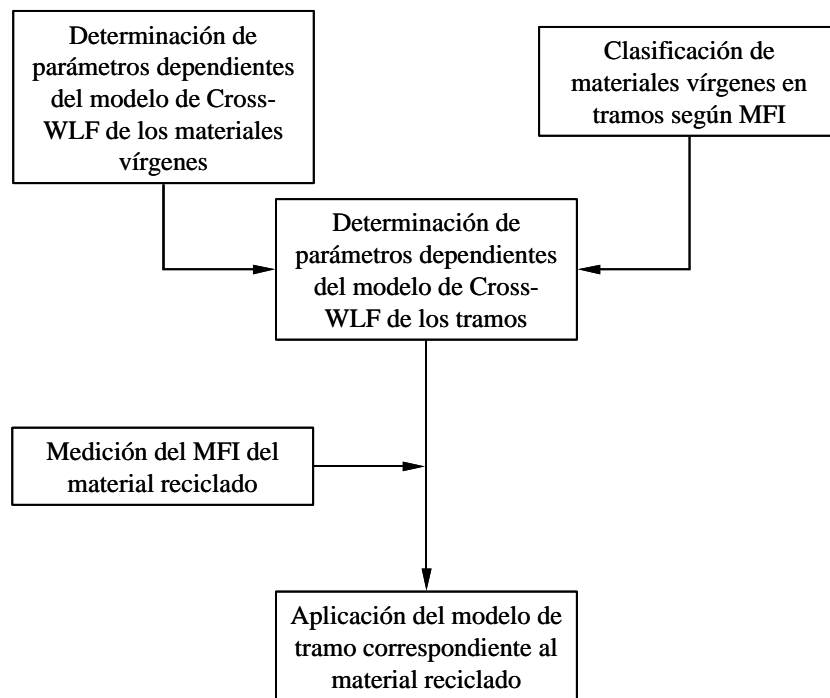


Figura 2.3. Esquema de determinación de parámetros dependientes del modelo de Cross-WLF del material reciclado.

La fase inicial se basa en la recogida de la información reológica de los materiales vírgenes que se consideran para la elaboración del modelo. A este respecto son necesarios los siguientes datos de los fabricantes:

- Índice de fluidez de masa (Melt Flow Index [MFI]) del material evaluado según la norma ISO 1133:1997. En el caso del ABS, el ensayo debe haber sido realizado con una carga de 10 kg y a una temperatura de masa de 220 °C.
- Datos de viscosidad del material obtenidos según la norma ISO 11443:1995 y ofrecidos en función de la temperatura y velocidad de cizalla. Con objeto de que los resultados puedan ser significativos para su evaluación es importante que el intervalo de velocidad de cizalla de los mismos comprenda el rango  $[100 \div 10000 \text{ s}^{-1}]$  que se corresponde con los valores usuales que se alcanzan en el proceso de inyección.

Con el listado de datos referentes a los índices de fluidez del conjunto de materiales es importante determinar un conjunto de intervalos para la valoración del modelo del material reciclado, ya que el precisado del modelo para cada tipo de material reciclado resultaría laborioso, a la vez que impreciso.

Esta discretización de modelos está a su vez refrendada por el hecho de que pequeñas variaciones de la viscosidad del material no afectan en gran medida a los efectos relacionados en máquina (básicamente presión) <sup>[45]</sup>, lo cual permite aproximar en dicho conjunto de intervalos el comportamiento reológico de los materiales reciclados.

Para lograr una adecuada representatividad de los resultados obtenidos, el número total de datos sobre materiales vírgenes debe ser suficientemente elevado y variado. En el presente caso se han considerado un total de 43 grados de ABS, pertenecientes a un total de 3 fabricantes (BASF, Bayer, GE) (Tabla 2.1).

Como resultado del análisis de dicha tabla se puede comprobar que los diferentes grados de ABS poseen un amplio rango de variación del MFI, entre cuyos límites deben establecerse los rangos de trabajo:

- MFI mínimo muestral: 4 gr/10 min.
- MFI máximo muestral: 80 gr/10 min.

Dado que el MFI es, en realidad, el indicador de un valor de viscosidad medida en unas condiciones de temperatura y velocidad de cizalla del material dadas, la subdivisión del intervalo de MFI para la modelización debe establecerse según una escala logarítmica (tal y como se representan las curvas de viscosidad-velocidad de cizalla de los materiales poliméricos).

Con objeto de dar cabida a posibles materiales con índices MFI fuera del rango evaluado sobre las muestras, los valores mínimo y máximo del rango total que se consideran son:

- MFI mínimo modelo: 3 gr/10 min.  $[\ln(\text{MFI}) = 0,92]$
- MFI máximo modelo: 90 gr/10 min.  $[\ln(\text{MFI}) = 4,50]$

	Grado	MFI <sup>(*)</sup>		Grado	MFI <sup>(*)</sup>
		[gr/10 min]			[gr/10 min]
BASF	Terluran 949T	5	GE	Cycolac G121	10
	Terluran 957F	40		Cycolac G320	7
	Terluran 958I	18		Cycolac G360	8
	Terluran 967K	14		Cycolac G361	5
	Terluran 968K	14		Cycolac G362	5
	Terluran 969T	4		Cycolac G365	6
	Terluran 978T	4		Cycolac G366	8
	Terluran 996S	4		Cycolac G366M	8
	Terluran GP-22	20		Cycolac G368	17
	Terluran GP-35	35		Cycolac GPM5500	24
	Terluran HH-106	7		Cycolac GPM5500M	25
	Terluran HH-112	7		Cycolac GPM5500S	24
	Terluran HI-10	9		Cycolac GPM5500T	25
	Terluran KR 2893	27		Cycolac S157	78
Bayer	Novodur P2H-AT	37	Cycolac S570	13	
	Novodur P2HE	7	Cycolac S700	30	
	Novodur P2L-AT	45	Cycolac S701	52	
	Novodur P2M	18	Cycolac S702	15	
	Novodur P2M-AT	22	Cycolac S703	80	
	Novodur P2MC	25	Cycolac S704	24	
	Novodur P2X	31	Cycolac S705	31	
	Novodur P3H-AT	12			

(\*) Según norma ISO 1133:1997

Tabla 2.1. Grados de ABS evaluados.

De acuerdo con este criterio, los rangos resultantes propuestos para el ABS son los siguientes:

A) Tramo 1: ABS de viscosidad alta.

Valor mínimo: 2,5 gr/10 min. [ln(MFI) = 0,92]

Valor máximo: 9 gr/10 min. [ln(MFI) = 2,20]

B) Tramo 2: ABS de viscosidad media.

Valor mínimo: 9 gr/10 min. [ln(MFI) = 2,20]

Valor máximo: 30 gr/10 min. [ln(MFI) = 3,40]

C) Tramo 3: ABS de viscosidad baja.

Valor mínimo: 30 gr/10 min. [ln(MFI) = 3,40]

Valor máximo: 90 gr/10 min. [ln(MFI) = 4,50]

Como resultado de la discretización anterior, los materiales vírgenes considerados se clasifican según se observa en las tablas siguientes (Tabla 2.2 a Tabla 2.5).

	MFI - ISO	Tramo 1	Tramo 2	Tramo 3
Grado	gr/10 min	[2.5 - 9[	[9 - 30[	[30 - 100[
Terluran 949T	5	X		
Terluran 957F	40			X
Terluran 958I	18		X	
Terluran 967K	14		X	
Terluran 968K	14		X	
Terluran 969T	4	X		
Terluran 978T	4	X		
Terluran 996S	4	X		
Terluran GP-22	20		X	
Terluran GP-35	35			X
Terluran HH-106	7	X		
Terluran HH-112	7	X		
Terluran HI-10	9		X	
Terluran KR 2893	27		X	
Nº Total de grados		6	6	2

Tabla 2.2. Clasificación de los grados BASF.

	MFI - ISO	Tramo 1	Tramo 2	Tramo 3
Grado	gr/10 min	[2.5 - 9[	[9 - 30[	[30 - 100[
Novodur P2H-AT	37			X
Novodur P2HE	7	X		
Novodur P2L-AT	45			X
Novodur P2M	18		X	
Novodur P2M-AT	22		X	
Novodur P2MC	25		X	
Novodur P2X	31			X
Novodur P3H-AT	12		X	
Nº Total de grados		1	4	3

Tabla 2.3. Clasificación de los grados Bayer.

	MFI - ISO	Tramo 1	Tramo 2	Tramo 3
Grado	gr/10 min	[2.5 - 9[	[9 - 30[	[30 - 100[
Cycolac G121	10		X	
Cycolac G320	7	X		
Cycolac G360	8	X		
Cycolac G361	5	X		
Cycolac G362	5	X		
Cycolac G365	6	X		
Cycolac G366	8	X		
Cycolac G366M	8	X		
Cycolac G368	17		X	
Cycolac GPM5500	24		X	
Cycolac GPM5500M	25		X	
Cycolac GPM5500S	24		X	
Cycolac GPM5500T	25		X	
Cycolac S157	78			X
Cycolac S570	13		X	
Cycolac S700	30			X
Cycolac S701	52			X
Cycolac S702	15		X	
Cycolac S703	80			X
Cycolac S704	24		X	
Cycolac S705	31			X
Nº Total de grados		7	9	5

Tabla 2.4. Clasificación de los grados GE.

Fabricante	Tramo 1	Tramo 2	Tramo 3
BASF	6	6	2
Bayer	1	4	3
GE	7	9	5
Nº Total de grados	14	19	10

Tabla 2.5. Resumen de la clasificación de los grados.

Independientemente de la clasificación de grados en cada uno de los tramos MFI propuestos, se han recogido los datos referentes a viscosidad del material facilitados por los diferentes fabricantes\* y se han calculado los modelos de Cross-WLF correspondientes a cada grado.

\* Obtenidos a partir de las bases de datos CAMPUS® facilitadas por los fabricantes BASF y Bayer, y la base de datos en Web de GE (www.geplastics.com).

Para la obtención de dichos modelos se han contemplado los siguientes aspectos:

- Se han mantenido los parámetros independientes del modelo de Cross-WLF propuestos en el presente modelo:  $D_2, D_3, \tilde{A}_2$ .
- Para la determinación de los restantes parámetros:  $n, t^*, D_1, A_1$ , se ha aplicado el criterio de minimización de la función Chi Cuadrado:

$$\text{mínimo} \sum_i \left( \frac{(x_{i \text{ medido}} - x_{i \text{ estimado}})^2}{x_{i \text{ estimado}}} \right)$$

resuelta a través del software de análisis matemático MathCAD® 2000 Professional\*\*.

De este modo se garantiza un valor de correlación entre datos estimados y datos reales próximo a la unidad, así como una minimización en la probabilidad del Test Chi Cuadrado.

- El valor de la presión considerado para la evaluación de los modelos se toma nulo, como se corresponde en el caso del ensayo del material mediante reómetro capilar y/o reómetro de platos.

	<b>n</b>	<b>t*</b>	<b>D<sub>1</sub></b>	<b>D<sub>2</sub></b>	<b>D<sub>3</sub></b>	<b>A<sub>1</sub></b>	<b><math>\tilde{A}_2</math></b>
<b>Grado</b>	-	Pa	Pa·s	K	K/Pa	-	K
Terluran 949T	0,22656	118378	$2,04061 \cdot 10^{15}$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	36,97125	51,6
Terluran 957F	0,32503	42684,9	$8,63781 \cdot 10^{12}$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	30,97229	51,6
Terluran 958I	0,31933	49553,7	$9,72450 \cdot 10^{12}$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	29,99257	51,6
Terluran 967K	0,31299	44758,5	$1,82480 \cdot 10^{13}$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	30,85162	51,6
Terluran 968K	0,28648	60110	$1,46143 \cdot 10^{13}$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	30,50523	51,6
Terluran 969T	0,27683	73120,6	$5,46786 \cdot 10^{13}$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	31,14379	51,6
Terluran 978T	0,29939	54403,1	$8,59997 \cdot 10^{14}$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	35,56978	51,6
Terluran 996S	0,24958	66205,5	$2,22563 \cdot 10^9$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	15,86602	51,6
Terluran GP-22	0,27939	63932,8	$3,06040 \cdot 10^{12}$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	29,47158	51,6
Terluran GP-35	0,30731	39831,6	$4,90175 \cdot 10^{11}$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	26,94637	51,6
Terluran HH-106	0,26951	60645,2	$3,05371 \cdot 10^{13}$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	30,68848	51,6
Terluran HH-112	0,24315	85427,8	$3,17432 \cdot 10^{15}$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	37,05569	51,6
Terluran HI-10	0,22042	104149	$3,05331 \cdot 10^{12}$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	29,39951	51,6
Terluran KR 2893	0,32001	37483,4	$2,73881 \cdot 10^{12}$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	28,86164	51,6

Tabla 2.6. Parámetros del modelo de Cross-WLF de los grados BASF.

\*\* MathCAD 2000 Professional es una marca registrada de MathSoft, Inc.

De acuerdo con estas premisas se han obtenido los resultados para cada uno de los grados considerados, y que muestran en las tablas siguientes (Tabla 2.6 a Tabla 2.8).

	<b>n</b>	<b>t<sup>*</sup></b>	<b>D<sub>1</sub></b>	<b>D<sub>2</sub></b>	<b>D<sub>3</sub></b>	<b>A<sub>1</sub></b>	<b>Ã<sub>2</sub></b>
<b>Grado</b>	-	Pa	Pa·s	K	K/Pa	-	K
Novodur P2H-AT	0,22458	114321	9,27494·10 <sup>11</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	28,86527	51,6
Novodur P2HE	0,24091	76711,4	4,30348·10 <sup>14</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	34,52509	51,6
Novodur P2L-AT	0,23568	102160	4,73628·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	31,11245	51,6
Novodur P2M	0,24011	104506	2,62438·10 <sup>13</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	32,14418	51,6
Novodur P2M-AT	0,23854	98932,2	7,72970·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	30,76628	51,6
Novodur P2MC	0,29325	77617,9	3,96834·10 <sup>11</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	27,06534	51,6
Novodur P2X	0,23972	113445	2,69740·10 <sup>11</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	26,97614	51,6
Novodur P3H-AT	0,25533	74320,9	1,42509·10 <sup>11</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	24,60849	51,6

Tabla 2.7. Parámetros del modelo de Cross-WLF de los grados Bayer.

	<b>n</b>	<b>t<sup>*</sup></b>	<b>D<sub>1</sub></b>	<b>D<sub>2</sub></b>	<b>D<sub>3</sub></b>	<b>A<sub>1</sub></b>	<b>Ã<sub>2</sub></b>
<b>Grado</b>	-	Pa	Pa·s	K	K/Pa	-	K
Cycolac G121	0,2259	99206,7	6,17809·10 <sup>11</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	26,63177	51,6
Cycolac G320	0,21745	124245	8,08325·10 <sup>11</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	26,41037	51,6
Cycolac G360	0,22233	112243	1,11321·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	27,03355	51,6
Cycolac G361	0,24093	104848	2,06182·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	27,59157	51,6
Cycolac G362	0,22839	110940	9,73979·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	29,30097	51,6
Cycolac G365	0,23248	120279	3,33896·10 <sup>13</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	31,27344	51,6
Cycolac G366	0,24429	112723	4,28255·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	28,73735	51,6
Cycolac G366M	0,25641	102550	1,05158·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	27,46208	51,6
Cycolac G368	0,24637	97864,1	1,29119·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	28,02364	51,6
Cycolac GPM5500	0,24225	100469	8,41534·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	31,49602	51,6
Cycolac GPM5500M	0,23518	102650	1,49822·10 <sup>13</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	31,57275	51,6
Cycolac GPM5500S	0,24225	100469	8,41534·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	31,49602	51,6
Cycolac GPM5500T	0,24225	100469	8,41534·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	31,49602	51,6
Cycolac S157	0,24712	83042	9,83621·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	32,6301	51,6
Cycolac S570	0,24782	95250,8	3,88501·10 <sup>10</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	22,82567	51,6
Cycolac S700	0,25369	97558,2	1,71022·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	29,26287	51,6
Cycolac S701	0,23741	108700	6,07558·10 <sup>11</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	28,42911	51,6
Cycolac S702	0,22402	96765,2	1,31064·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	27,78807	51,6
Cycolac S703	0,24965	101151	2,18196·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	30,67396	51,6
Cycolac S704	0,234	110535	2,71378·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	29,58168	51,6
Cycolac S705	0,24894	103072	1,11806·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	28,90769	51,6

Tabla 2.8. Parámetros del modelo de Cross-WLF de los grados GE.



Con los valores calculados, clasificados de acuerdo con los tramos MFI indicados con anterioridad, se ha procedido a determinar los parámetros del modelo de Cross-WLF de cada uno de los tramos.

Este cálculo se ha basado en el siguiente conjunto de premisas, basadas en el significado físico que los distintos parámetros tienen dentro del modelo de Cross-WLF, y que definen el criterio propuesto en este trabajo para la modelización del material reciclado desde el punto de vista reológico.

- Conforme al modelo de Cross, el parámetro  $n$  refleja la pendiente de la curva viscosidad-velocidad de cizalla en el tramo de comportamiento pseudoplástico.

Dada la similitud de valores de los diferentes grados, el parámetro  $n$  del modelo se determina como la media aritmética de los parámetros  $n_i$  de cada grado del tramo considerado.

$$n = \frac{\sum_{i=1}^m n_i}{m}$$

siendo  $m$  el número de grados que pertenecen al tramo.

- El parámetro  $t^*$  marca la tensión de cizalla del material que supone la frontera entre el comportamiento newtoniano y el comportamiento pseudoplástico.

En este caso, la dispersión de valores se ve acentuada al considerar el valor numérico frente al valor logarítmico del conjunto de parámetros. Por ello, el parámetro  $t^*$  del modelo del tramo se calcula como:

$$\log(t^*) = \frac{\sum_{i=1}^m \log(t_i^*)}{m}$$

siendo  $m$  el número de grados que pertenecen al tramo.

- El parámetro  $D_I$  indica la viscosidad del material, en condiciones de cizalla nula, a la temperatura de transición del material y presión atmosférica.

En este caso, también la dispersión de valores se ve acentuada al considerar el valor numérico frente al valor logarítmico del conjunto de parámetros. Por tanto, la determinación del parámetro  $D_I$  del modelo del tramo considerada es:

$$\log(D_I) = \frac{\sum_{i=1}^m \log(D_{I_i})}{m}$$

siendo  $m$  el número de grados que pertenecen al tramo.

- Por último, el parámetro  $A_I$  del modelo muestra valores numéricos similares para todos los grados de cada tramo.

Por ello, la determinación del parámetro  $A_I$  del modelo del tramo considerada es:

$$A_I = \frac{\sum_{i=1}^m A_{1i}}{m}$$

siendo  $m$  el número de grados que pertenecen al tramo.

Como resultado de la aplicación de las expresiones anteriores, los parámetros dependientes de los modelos de cada tramo son los siguientes (Tabla 2.9):

	$n$	$t^*$	$D_1$	$D_2$	$D_3$	$A_1$	$\tilde{A}_2$
Tramo MFI	-	Pa	Pa·s	K	K/Pa	-	K
[2,5 - 9[	0,2463	91296	$1,48007 \cdot 10^{13}$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	29,97353	51,6
[9 - 30[	0,2582	81484	$2,9315 \cdot 10^{12}$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	29,18832	51,6
[30 - 100[	0,25691	85420	$1,62078 \cdot 10^{12}$	378,15	$2,50 \cdot 10^{-7}$	29,47763	51,6

Tabla 2.9. Parámetros del modelo de Cross-WLF de los diferentes tramos.

La gráfica de viscosidad correspondiente a los parámetros resultantes del modelo se observa en la siguiente gráfica (Figura 2.4).

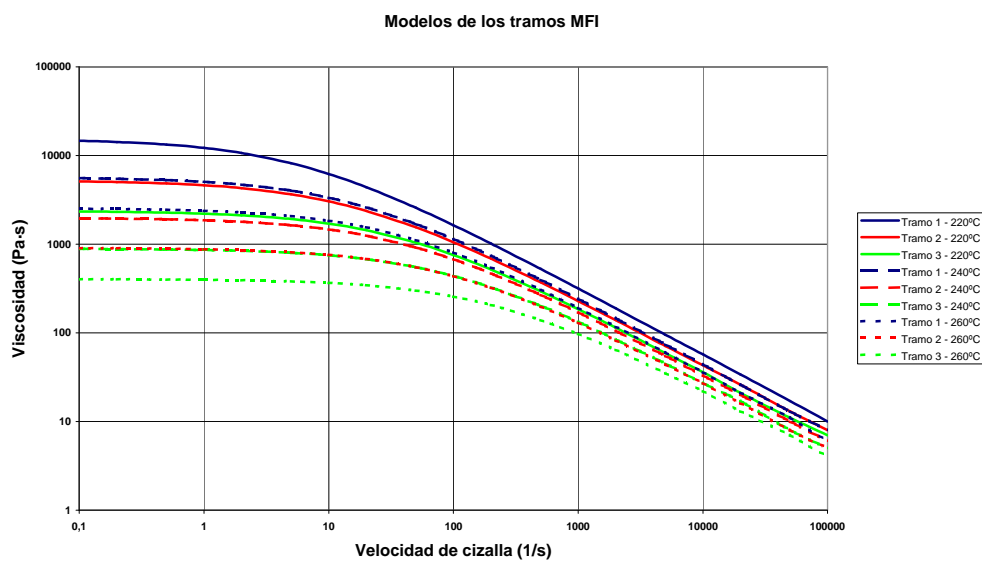


Figura 2.4. Gráficas de viscosidad de los modelos de tramo MFI ( $p = 0$  Pa).

Como resultado comparativo, se muestran a continuación las gráficas resultantes de viscosidad de los diferentes tramos junto con la del modelo resultante para cada uno de ellos (Figura 2.5 a Figura 2.7).

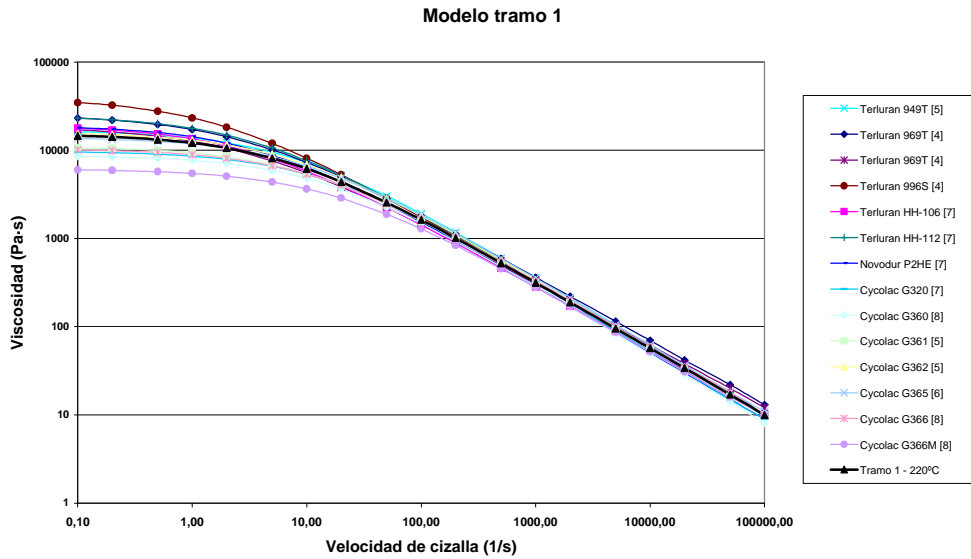


Figura 2.5. Gráficas de viscosidad de materiales del tramo 1 ( $T = 220\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $p = 0\text{ Pa}$ ).

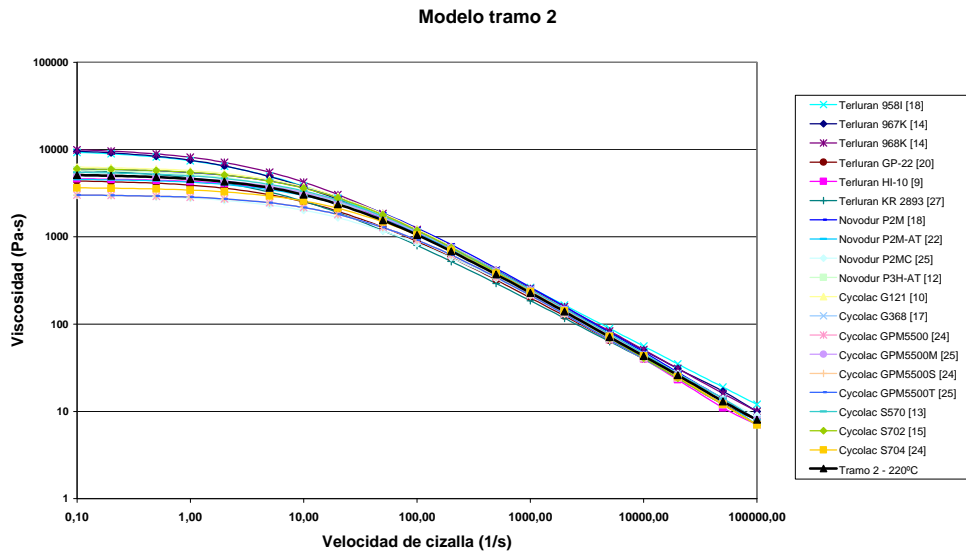


Figura 2.6. Gráficas de viscosidad de materiales del tramo 2 ( $T = 220\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $p = 0\text{ Pa}$ ).

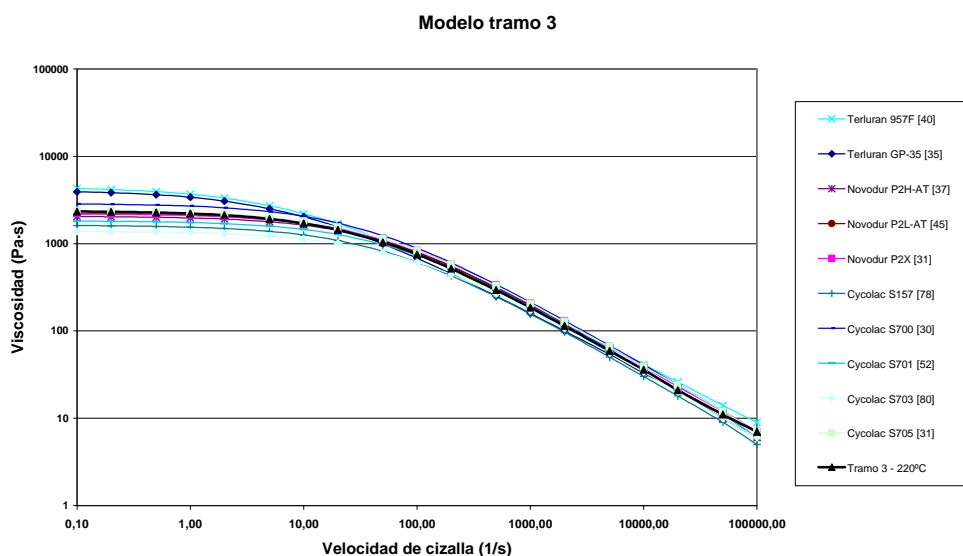


Figura 2.7. Gráficas de viscosidad de materiales del tramo 3 ( $T = 220\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $p = 0\text{ Pa}$ ).

Como se comprueba sobre las gráficas y datos calculados, los ajustes de los modelos de comportamiento de cada tramo se ajustan con suficiente fiabilidad a los comportamientos de cada uno de los grados.

Desde el punto de vista de la fase de llenado de la cavidad, en la que el rango de velocidad de cizalla que se alcanza oscila entre  $100$  y  $10000\text{ s}^{-1}$ , la aproximación del comportamiento del tramo es suficientemente adecuada. Tal y como se aprecia en las tablas de valores siguientes (Tabla 2.10 a Tabla 2.12), el valor calculado según el modelo está localizado entorno al valor medio entre máximos y mínimos de la viscosidad de los materiales del tramo.

$T_m$ ( $^{\circ}\text{C}$ )	Viscosidad del material (Pa·s)								
	$100\text{ s}^{-1}$			$1000\text{ s}^{-1}$			$10000\text{ s}^{-1}$		
	Mínimo	Modelo	Máximo	Mínimo	Modelo	Máximo	Mínimo	Modelo	Máximo
220	1285	1633	1915	280	316	363	49	57	70
240	846	1142	1501	211	241	282	38	44	52
260	561	803	1318	154	191	252	30	36	45

Tabla 2.10. Comparativa de valores de viscosidad máximo y mínimo de los materiales del tramo 1 y del modelo de dicho tramo ( $p = 0\text{ Pa}$ ).

Viscosidad del material (Pa·s)									
T <sub>m</sub> (°C)	100 s <sup>-1</sup>			1000 s <sup>-1</sup>			10000 s <sup>-1</sup>		
	Mínimo	Modelo	Máximo	Mínimo	Modelo	Máximo	Mínimo	Modelo	Máximo
220	796	1050	1262	185	228	265	156	185	213
240	519	675	844	133	170	200	29	33	40
260	296	435	604	100	130	164	22	27	32

Tabla 2.11. Comparativa de valores de viscosidad máximo y mínimo de los materiales del tramo 2 y del modelo de dicho tramo (p = 0 Pa).

Viscosidad del material (Pa·s)									
T <sub>m</sub> (°C)	100 s <sup>-1</sup>			1000 s <sup>-1</sup>			10000 s <sup>-1</sup>		
	Mínimo	Modelo	Máximo	Mínimo	Modelo	Máximo	Mínimo	Modelo	Máximo
220	611	754	889	156	185	213	30	36	41
240	316	437	523	107	133	155	22	27	31
260	166	256	311	73	97	115	17	22	26

Tabla 2.12. Comparativa de valores de viscosidad máximo y mínimo de los materiales del tramo 3 y del modelo de dicho tramo (p = 0 Pa).

### 3. VALIDACIÓN EXPERIMENTAL DEL MODELO SOBRE EL COMPORTAMIENTO REOLÓGICO DEL MATERIAL RECICLADO Y LAS DISTINTAS MEZCLAS.

#### 3.1 EVALUACIÓN DEL COMPORTAMIENTO REOLÓGICO EN FUNCIÓN DEL CONTENIDO DE PC.

Con el objeto de poder validar los modelos propuestos para la modelización del comportamiento reológico del material, se han preparado un conjunto de muestras correspondientes a tres composiciones de material reciclado de ABS con adición de PC.

El material reciclado de ABS empleado en el presente estudio ha sido obtenido a partir de carcasas empleadas para la protección de componentes informáticos, procesadas por inyección; mientras que el material reciclado de PC ha sido obtenido a partir de CD's de desecho.

Todos ellos son de procedencia desconocida, lo cual impide determinar el grado empleado como materia prima.

La preparación en forma de granza se ha realizado mediante:

- Triturado en molino de cuchillas.
- Mezclado de materias base en bombo giratorio, con definición de la composición de acuerdo con la proporción en peso.
- Extruido convencional en extrusora monohusillo a 230 °C de temperatura en etapa de dosificación y boquilla.

Las composiciones consideradas en el presente estudio son:

- A) Mezcla A.     ABS: 100%.
- B) Mezcla B.     ABS: 95% + PC: 5%.
- C) Mezcla C.     ABS: 95% + PC: 10%.

Mediante el ensayo normalizado de determinación del índice de fluidez del material en masa y en volumen, se ha determinado el índice MFI de las distintas mezclas, obteniéndose los siguientes resultados:

- A) Mezcla A.     MFI: 52 gr/10 min.
- B) Mezcla B.     MFI: 58 gr/10 min.
- C) Mezcla C.     MFI: 63 gr/10 min.

De acuerdo con dichos resultados, cabe destacar las siguientes observaciones:

- La fluidez tan elevada de todas las mezclas confirma que el ABS (materia prima de procedencia) empleado se corresponde con un material idóneo para su procesado por inyección.
- Dicha fluidez hace suponer que la degradación del material no ha sido excesiva tras las diferentes etapas de procesado, uso y recuperación de las materias.
- La adición de PC supone pequeños incrementos del índice MFI, siendo tanto mayor cuanto mayor es su contenido. Esto resulta contradictorio dada la mayor viscosidad del PC frente al ABS.
- De cara a su modelización mediante el procedimiento propuesto en el presente capítulos, sería de aplicación el modelo correspondiente al tramo 3 (materiales de alta fluidez) a todas las mezclas, debiendo ser tenida en cuenta la pequeña diferencia de índices de fluidez de cara a los resultados obtenidos por simulación.

Con el objeto de contrastar el modelo propuesto para el material con el comportamiento real del material, se ha efectuado un ensayo normalizado de determinación de la viscosidad de las diferentes mezclas mediante reómetro capilar.

Se han efectuado mediciones en un reómetro capilar Rheofliker MT de 20 kN, de acuerdo con las siguientes condiciones de ensayo iniciales:

- Temperatura del material: 220 – 240 – 260 °C
- Diámetro del capilar de boquillas empleado: 1 mm
- Longitudes de capilar: 10 – 20 – 30 mm
- Velocidades de cizalla aparente: 100 – 200 – 500 – 1000 – 2000 – 5000 – 10000 s<sup>-1</sup>

Durante el ensayo, los resultados obtenidos a la temperatura de 260 °C son irregulares y hacen suponer que el material sufre una degradación que inestabiliza las mediciones. Por este motivo, las temperaturas de medición que se consideran en segundo término son las siguientes:

- Temperatura del material: 220 – 230 – 240 °C

Los resultados obtenidos han sido corregidos mediante las correcciones de Bagley y de Weissenberg-Rabinowitsch (modelo lineal) para la obtención de los valores reales de viscosidad frente velocidad de cizalla y temperatura. Los resultados finales tras dichas correcciones se muestran en las tablas siguientes (Tabla 2.13 a Tabla 2.15):

Siguiendo el mismo procedimiento que en el caso de los materiales vírgenes, se ha evaluado el modelo de comportamiento reológico de Cross-WLF, aplicando las mismas consideraciones que en dichos casos.

- Se han mantenido los parámetros independientes del modelo de Cross-WLF propuestos en el presente modelo:  $D_2$ ,  $D_3$ ,  $\tilde{A}_2$ .
- Para la determinación de los restantes parámetros:  $n$ ,  $t^*$ ,  $D_1$ ,  $A_1$ , se ha aplicado el criterio de minimización de la función Chi Cuadrado:

$$\text{mínimo} \sum_i \left( \frac{(x_{i \text{ medido}} - x_{i \text{ estimado}})^2}{x_{i \text{ estimado}}} \right)$$

resuelta a través del software de análisis matemático MathCAD<sup>®</sup> 2000 Professional<sup>\*\*</sup>.

---

<sup>\*\*</sup> MathCAD 2000 Professional es una marca registrada de MathSoft, Inc.

De este modo se garantiza un valor de correlación entre datos estimados y datos reales próximo a la unidad, así como una minimización en la probabilidad del Test Chi Cuadrado.

- El valor de la presión considerado para la evaluación de los modelos se toma nulo, como se corresponde en el caso del ensayo del material mediante reómetro capilar y/o reómetro de platos.

Resultados de los ensayos (boquillas 30:1, 20:1 y 10:1)					
220 °C		230 °C		240 °C	
$\gamma$ (s <sup>-1</sup> )	$\eta$ (Pa·s)	$\gamma$ (s <sup>-1</sup> )	$\eta$ (Pa·s)	$\gamma$ (s <sup>-1</sup> )	$\eta$ (Pa·s)
116,5	653,6	123	507	117,4	407,1
118,4	643,1	125,3	533,2	119,9	416,3
127,1	598,9	125,7	478,4	120,8	414,3
251,2	440,5	256	330,6	243,8	295
252,7	437,9	256,4	349	247,1	297,1
257,1	430,3	260,6	361,8	248,6	293,9
711,8	214,9	670,9	191,4	653,9	173
740,4	219,6	691,6	192,2	655,5	174,3
748,5	221,2	701,9	197,1	661,8	170,4
1618	122,6	1444	115,6	1426	105,4
1646	120,4	1519	111,2	1461	103
1653	120	1540	113,3	1492	97,24
3589	66,01	3202	66,08	3160	56,94
3651	64,88	3243	64,33	3291	57,39
3671	64,54	3375	63,58	3295	56,47
10230	28,53	9026	29,69	7740	30,43
10370	28,15	9227	29,05	8024	29,35
10430	27,98	9443	28,38	8166	28,84
21940	14,81	20740	14,73	14870	20,03
22160	14,66	20740	14,73	14870	20,03
22310	14,57	20740	14,73	14870	20,03

Tabla 2.13. Resultados del ensayo del material reciclado mezcla A.



<b>Resultados de los ensayos</b>					
<b>(boquillas 30:1, 20:1 y 10:1)</b>					
<b>220 °C</b>		<b>230 °C</b>		<b>240 °C</b>	
$\gamma$ (s <sup>-1</sup> )	$\eta$ (Pa·s)	$\gamma$ (s <sup>-1</sup> )	$\eta$ (Pa·s)	$\gamma$ (s <sup>-1</sup> )	$\eta$ (Pa·s)
130,6	580	123	416,5	123,4	342,9
131,6	575,2	123,8	483	125,8	342,1
132	570,2	124,5	469,9	126,8	341,7
269,5	383,8	249,4	294,7	247,5	244,6
273,6	372,8	256,9	323,2	249,6	242,5
273,7	375,7	258,4	330,1	250,4	241,8
714,7	202	657,1	175,1	635,3	152
719,1	206,5	686,4	181	635,4	152
727,7	199,4	695,5	180,6	635,4	152
1544	119,4	1415	106	1384	94,69
1554	117	1502	105,5	1384	94,7
1599	116	1528	104,6	1384	94,7
3381	66,03	3121	62,09	2898	57,54
3445	64,82	3322	59,31	2935	56,82
3475	64,26	3358	58,41	3084	54,06
8895	31,36	9054	27,21	8113	28,73
8895	31,36	9232	26,69	8113	26,85
8895	31,36	9297	26,5	8113	28,31
		19960	14,19	16450	16,08
		19960	14,19	19820	13,34
		19960	14,19	21250	12,44

Tabla 2.14. Resultados del ensayo del material reciclado mezcla B.

Resultados de los ensayos (boquillas 30:1, 20:1 y 10:1)					
220 °C		230 °C		240 °C	
$\gamma$ (s <sup>-1</sup> )	$\eta$ (Pa·s)	$\gamma$ (s <sup>-1</sup> )	$\eta$ (Pa·s)	$\gamma$ (s <sup>-1</sup> )	$\eta$ (Pa·s)
125,7	464,4	124,5	355,5	116,6	289,7
131	515,6	125,7	391,6	116,6	289,7
131,5	526,7	126	417,6	116,6	289,7
258	318,5	249,7	251,6	240,7	212,8
269,9	341	256,3	270,2	240,7	212,8
271,1	347,1	258,1	286,4	240,7	212,8
678,5	181,3	644,2	154	628,7	130,5
715,2	184,7	672,9	155,9	628,7	130,5
721	186,7	681,5	162,6	628,7	130,5
1426	111,8	1375	96,44	1357	83,4
1521	109,3	1441	94,44	1357	83,4
1545	108,9	1484	96	1357	83,4
3138	65,48	2967	58,2	2992	48,5
3291	62,92	3040	56,98	2992	48,5
3342	62,25	3188	55,71	2992	48,5
8572	30,4	8254	27,81	7465	26,01
8736	29,83	8284	27,7	7465	26,01
8839	29,48	8556	26,82	7465	26,01
		18170	14,86	14410	17,31
		18170	14,86	14410	17,31
		18170	14,86	14410	17,31

Tabla 2.15. Resultados del ensayo del material reciclado mezcla C.

De esta forma los parámetros del modelo de Cross-WLF correspondientes a las diferentes mezclas de material son los siguientes (Tabla 2.16):

	<b>n</b>	<b><math>t^*</math></b>	<b>D<sub>1</sub></b>	<b>D<sub>2</sub></b>	<b>D<sub>3</sub></b>	<b>A<sub>1</sub></b>	<b><math>\tilde{A}_2</math></b>
<b>Mezcla</b>	-	Pa	Pa·s	K	K/Pa	-	K
A	0,20187	109758	3,5001·10 <sup>10</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	24,398	51,6
B	0,22733	89038,8	2,4516·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	30,46101	51,6
C	0,25256	73143,9	6,2731·10 <sup>12</sup>	378,15	2,50·10 <sup>-7</sup>	31,99459	51,6

Tabla 2.16. Parámetros del modelo de Cross-WLF de las distintas mezclas de material.

La gráfica de viscosidad correspondiente a los parámetros resultantes de los modelos de cada mezcla se observa en la siguiente gráfica (Figura 2.8).

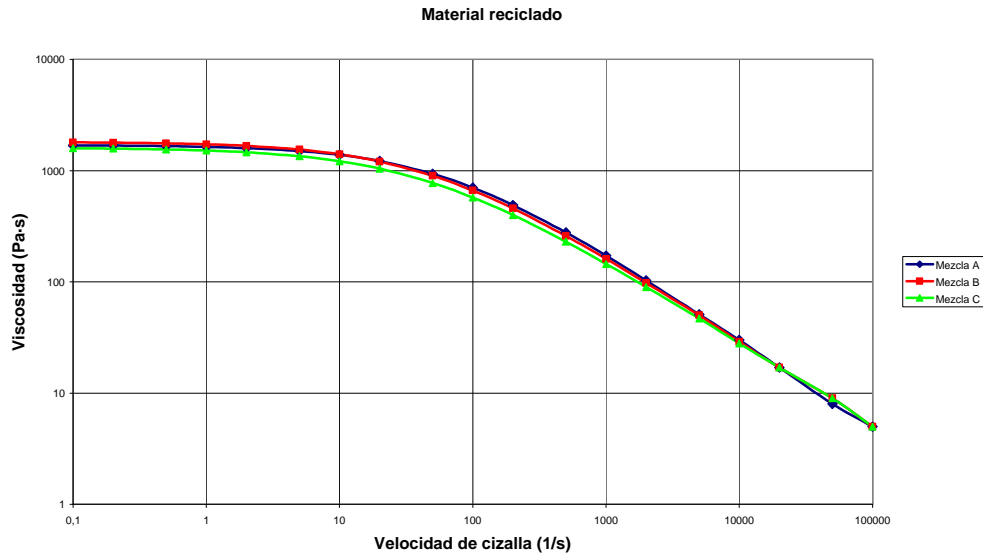


Figura 2.8. Gráficas de viscosidad de las mezclas de material ( $T = 220\text{ °C}$ ,  $p = 0\text{ Pa}$ ).

Dentro del rango de velocidades de cizalla de la fase de llenado de molde [ $100 \div 10000\text{ s}^{-1}$ ], la variación de viscosidad entre las diferentes mezclas se aprecia en la tabla siguiente (Tabla 2.17).

	Viscosidad del material (Pa·s)								
	$T_m = 220\text{ °C}$			$T_m = 235\text{ °C}$			$T_m = 250\text{ °C}$		
$\gamma\text{ (s}^{-1}\text{)}$	100	1000	10000	100	1000	10000	100	1000	10000
Mezcla A	703	172	30	489	142	26	343	118	23
Mezcla B	663	161	29	426	126	24	273	98	20
Mezcla C	574	145	28	359	110	22	224	83	18

Tabla 2.17. Comparativa de valores de viscosidad entre las diferentes mezclas ( $p = 0\text{ Pa}$ ).

En dichos resultados se confirma que el comportamiento reológico mejora con la adición del PC a la mezcla de material reciclado, lo cual se traduce en una mayor facilidad de llenado del molde (presión de inyección inferior).

### 3.2 CORRECCIÓN DE PARÁMETROS DEL MODELO DE TRAMOS.

Como se observa de los resultados obtenidos para las 3 mezclas consideradas, debe corregirse el modelo de Cross-WLF en función del contenido de PC para tener en consideración los efectos de la adición de determinadas cantidades de dicho material para mejorar su fluidez.

Evaluando la variación en los parámetros del modelo de Cross-WLF obtenidos experimentalmente y correspondientes al aumento del contenido de PC en la mezcla con respecto a la mezcla sin contenido de PC, se ha establecido el factor de proporcionalidad existente entre los parámetros  $n$ ,  $t^*$ ,  $\ln(D_1)$  y  $A_1$  de las mezclas B (PC 5%) y C (PC 10%) y la mezcla A (PC 0%). Dichos factores de proporcionalidad se reflejan en la tabla y figuras adjuntas (Tabla 2.18, Figura 2.9 a Figura 2.12).

	$n$	$t^*$	$\ln(D_1)$	$A_1$
Mezcla A	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000
Mezcla B	1,1261	0,8112	1,1750	1,2485
Mezcla C	1,2511	0,6664	1,2137	1,3114

Tabla 2.18. Factores de proporcionalidad de los parámetros del modelo de Cross-WLF en función del contenido de PC en la mezcla con respecto a la mezcla A (PC 0%).

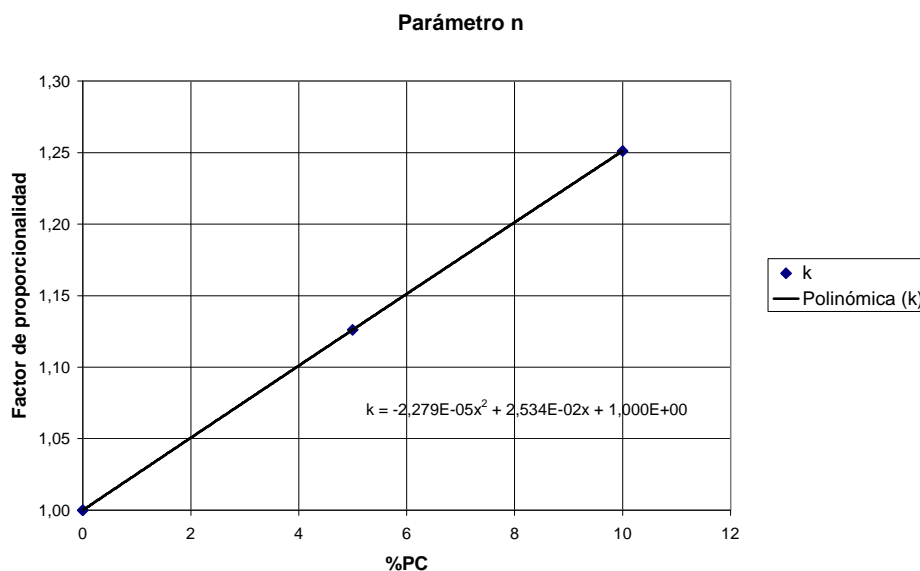


Figura 2.9. Gráfica del factor de proporcionalidad del parámetro  $n$  en función del contenido de PC.

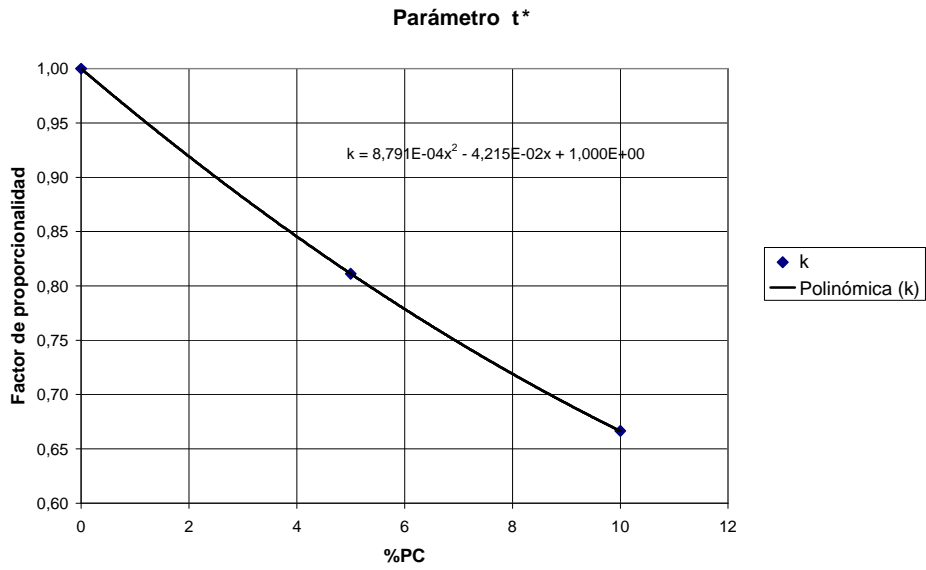


Figura 2.10. Gráfica del factor de proporcionalidad del parámetro  $t^*$  en función del contenido de PC.

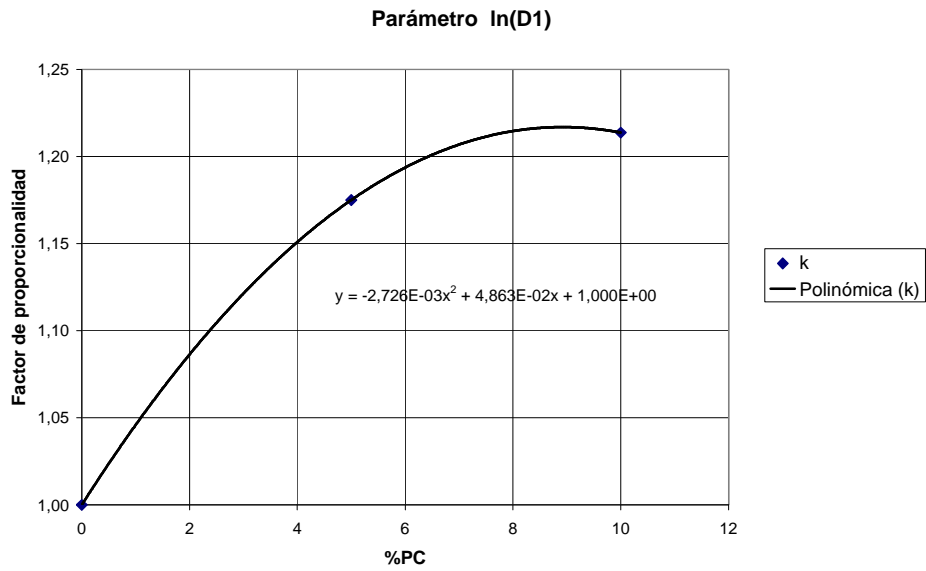


Figura 2.11. Gráfica del factor de proporcionalidad del parámetro  $\ln(D_1)$  en función del contenido de PC.

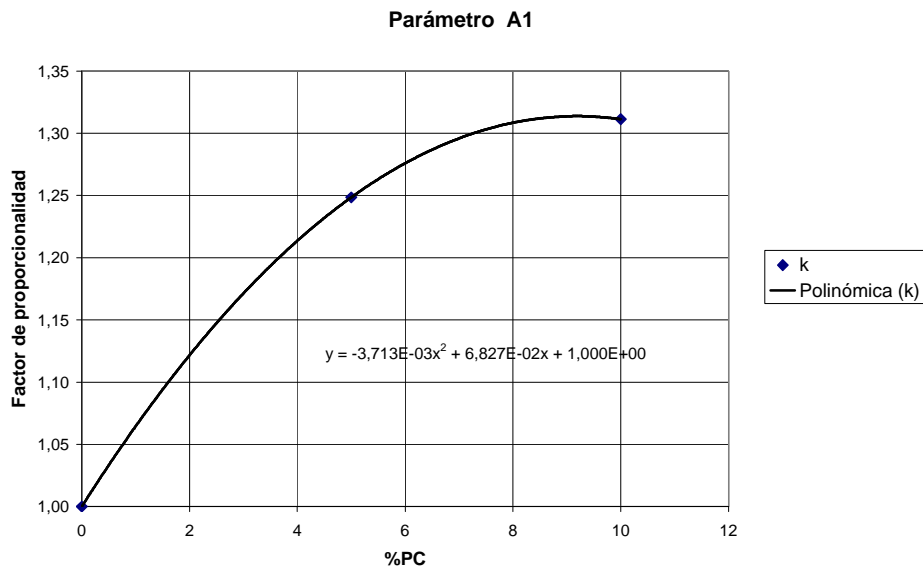


Figura 2.12. Gráfica del factor de proporcionalidad del parámetro  $A_1$  en función del contenido de PC.

Mediante aproximación por mínimos cuadrados a un polinomio de 2º orden, se obtienen las expresiones de los diferentes factores de proporcionalidad de cada parámetro en función del % de PC existente en la mezcla. Dichas expresiones son las siguientes:

$$k_n = -2,279 \cdot 10^{-5} \cdot x_{PC}^2 + 2,534 \cdot 10^{-2} \cdot x_{PC} + 1$$

$$k_t = 8,791 \cdot 10^{-4} \cdot x_{PC}^2 - 4,215 \cdot 10^{-2} \cdot x_{PC} + 1$$

$$k_{\ln(D_1)} = -2,726 \cdot 10^{-3} \cdot x_{PC}^2 + 4,863 \cdot 10^{-2} \cdot x_{PC} + 1$$

$$k_{A_1} = -3,713 \cdot 10^{-3} \cdot x_{PC}^2 + 6,827 \cdot 10^{-2} \cdot x_{PC} + 1$$

siendo:  $x_{PC}$  [%], la proporción de PC en la mezcla.

$k_i$  [-], factor de corrección del parámetro  $i$ .

Dichos factores se proponen para corregir los parámetros variables de los modelos correspondientes a los tres tramos MFI en función del contenido de PC en la mezcla de material reciclado.

Aplicando dichos factores, resultan las siguientes expresiones de parámetros:

$$\begin{aligned}
 n_{x_{PC}} &= k_n \cdot n_{0\%} = (-2,279 \cdot 10^{-5} \cdot x_{PC}^2 + 2,534 \cdot 10^{-2} \cdot x_{PC} + 1) \cdot n_{0\%} \\
 t_{x_{PC}}^* &= k_t \cdot t_{0\%}^* = (8,791 \cdot 10^{-4} \cdot x_{PC}^2 - 4,215 \cdot 10^{-2} \cdot x_{PC} + 1) \cdot t_{0\%}^* \\
 \ln(D_1)_{x_{PC}} &= k_{\ln(D_1)} \cdot \ln(D_1)_{0\%} ; D_1_{x_{PC}} = D_1_{0\%}^{k_{\ln(D_1)}} = D_1_{0\%}^{(-2,726 \cdot 10^{-3} \cdot x_{PC}^2 + 4,863 \cdot 10^{-2} \cdot x_{PC} + 1)} \\
 A_1_{x_{PC}} &= k_{A_1} \cdot A_1_{0\%} = (-3,713 \cdot 10^{-3} \cdot x_{PC}^2 + 6,827 \cdot 10^{-2} \cdot x_{PC} + 1) \cdot A_1_{0\%}
 \end{aligned}$$

#### 4. CONCLUSIONES SOBRE EL MODELO DE COMPORTAMIENTO REOLÓGICO.

Si se compara el modelo de comportamiento previsto para el material de acuerdo con el modelo propuesto con respecto al comportamiento real (Figura 2.13) dentro del rango correspondiente a los valores de velocidad de cizalla típicos del moldeo por inyección, se aprecian las siguientes conclusiones:

- La aproximación supone una sobrevaloración de la viscosidad real del material, lo cual se va a traducir en los resultados de simulación en un mayor salto de la presión de inyección entre diferentes puntos de la cavidad y un mayor nivel de la energía de disipación del material por fricción interna.
- Si se consideran los valores mínimos de viscosidad obtenidos para el tramo 3, el material reciclado se mantiene muy cerca de los mismos, lo cual era previsible dado que las fluideces máximas consideradas en dicho intervalo son valores próximos a los medidos para las 3 mezclas.
- El test de bondad de ajuste entre valores observados y esperados demuestra que no existe dependencia entre las mismas (valores de probabilidad inferiores a  $3,06018 \cdot 10^{-47}$ ), lo que implica, como era previsible, que los resultados esperados no pueden ser considerados como representativos del material analizado en cuestión y de sus diferentes mezclas.

Ello no debe conducir al rechazo del modelo debido a que está evaluado como un comportamiento promedio de los diferentes grados que se agrupan en el mismo tramo de índices MFI.

Como consecuencia de las conclusiones anteriores, se considera adecuado la adopción en primera aproximación del comportamiento previsto por el modelo para su consideración en el caso del material reciclado y siempre bajo la perspectiva de su catalogación en rangos de índices MFI propuesta.

Por otra parte, la introducción de PC en la mezcla provoca la diferenciación de viscosidad tanto mayor cuanto mayor es el contenido de PC, lo cual corrobora la mayor fluidez del material con el aumento de dicho contenido.

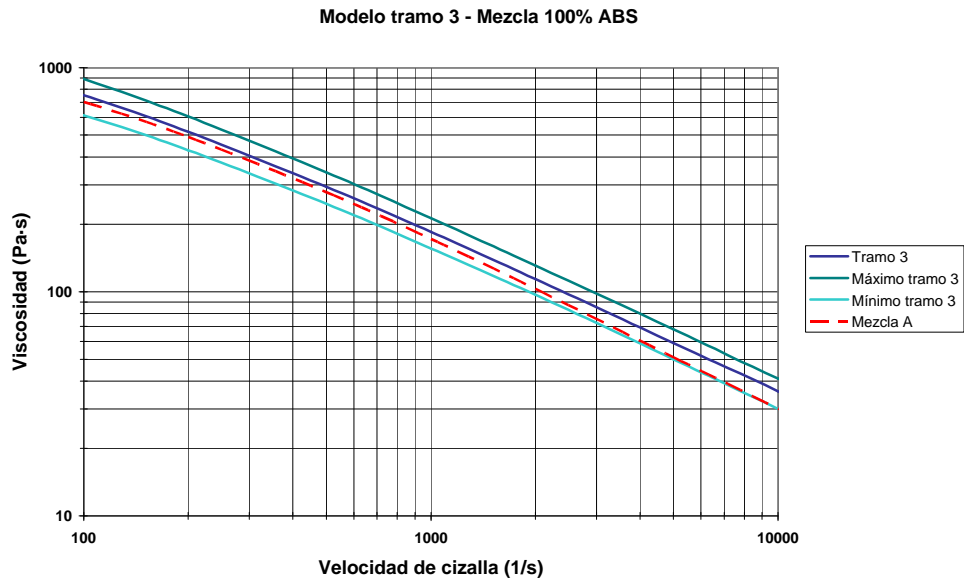


Figura 2.13. Gráficas de viscosidad de la mezcla A de material y modelo de comportamiento del tramo 3 ( $T = 220\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $p = 0\text{ Pa}$ ).

La consideración de la variación de la viscosidad en función del contenido de PC de la mezcla puede ser introducida mediante la corrección de los parámetros del modelo de Cross-WLF calculados en el apartado anterior, cuya comparativa con el material reciclado real se aprecia en las figuras siguientes (Figura 2.14 y Figura 2.15).

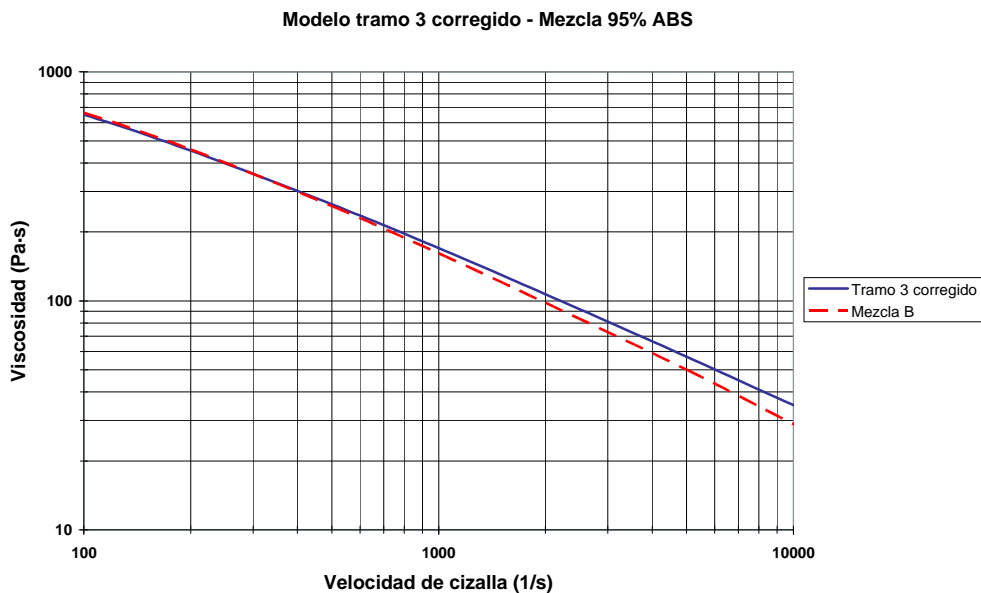


Figura 2.14. Gráficas de viscosidad de la mezcla B de material y modelo de comportamiento del tramo 3 corregido con PC 5% ( $T = 220\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $p = 0\text{ Pa}$ ).



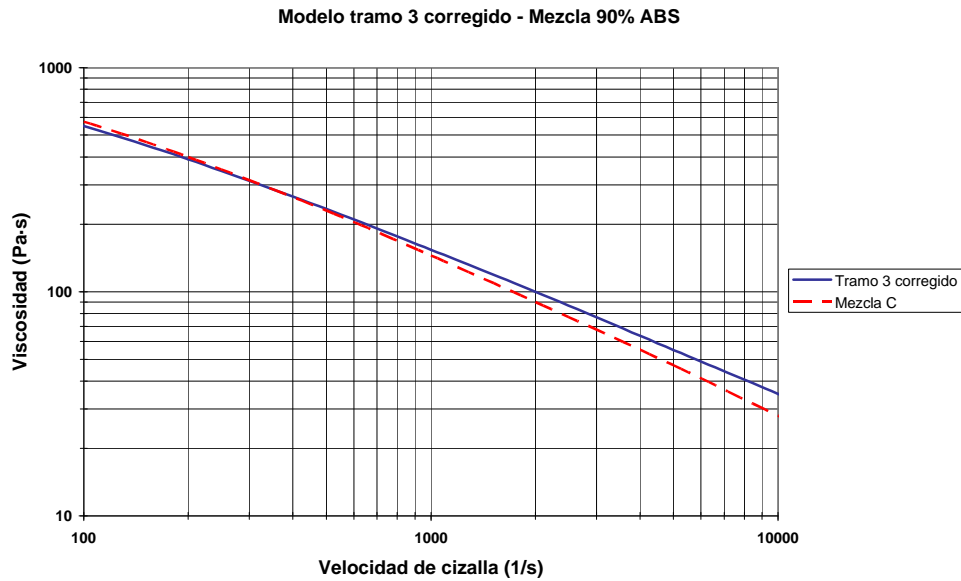


Figura 2.15. Gráficas de viscosidad de la mezcla C de material y modelo de comportamiento del tramo 3 corregido con PC 10% (T = 220 °C, p = 0 Pa).

Como se puede comprobar, el ajuste de la viscosidad con la corrección propuesta es válido al ser comparado con el comportamiento real de las mezclas del material reciclado ensayado, no precisándose corrección alguna de dichos resultados.

## 5. CONSIDERACIONES SOBRE EL COMPORTAMIENTO p-v-T DEL MATERIAL.

Del mismo modo que se ha considerado para el comportamiento reológico de los materiales reciclados, es importante determinar de cara al proceso de simulación el comportamiento p-v-T del material reciclado ya que determina los resultados de proceso relacionados con la contracción volumétrica y las condiciones de enfriamiento del material (contracción lineal, deformaciones y alabeos, tensiones internas).

Este comportamiento requiere de instrumental específico, como el Haake/SWO pvT-100, que permite la medición en diferentes condiciones (enfriamiento isobárico, calentamiento isobárico,...) del mismo.

Por cortesía de la empresa Instrumentos Físicos Ibérica, S.L., se ha evaluado el comportamiento p-v-T de las diferentes mezclas de ABS y PC reciclado en condiciones de enfriamiento isobárico con las siguientes características de ensayo:

- Presiones de ensayo: 1, 200, 400, 800, 1200 y 1600 bar.
- Rango de temperatura:  $T_{\text{ambiente}} \div 220^{\circ}\text{C}$ .

- Velocidad de enfriamiento: 5°C/min.

Los resultados obtenidos de dicho ensayo se muestran en la siguiente tabla y figura (Tabla 2.19 a Tabla 2.21, Figura 2.16 a Figura 2.18):

		ABS 100% Volumen específico (cm <sup>3</sup> /gr)					
		Presión (bar)					
No.	Temp. (°C)	1	200	400	800	1200	1600
1	220	1,0389	1,0252	1,0120	0,9881	0,9705	0,9540
2	215	1,0363	1,0223	1,0093	0,9860	0,9683	0,9523
3	210	1,0336	1,0197	1,0066	0,9838	0,9664	0,9506
4	205	1,0308	1,0170	1,0039	0,9814	0,9644	0,9488
5	200	1,0281	1,0141	1,0013	0,9792	0,9623	0,9470
6	195	1,0253	1,0114	0,9985	0,9770	0,9603	0,9453
7	190	1,0224	1,0086	0,9962	0,9746	0,9584	0,9437
8	185	1,0194	1,0060	0,9934	0,9726	0,9562	0,9419
9	180	1,0166	1,0030	0,9909	0,9702	0,9545	0,9402
10	175	1,0135	1,0006	0,9881	0,9678	0,9523	0,9385
11	170	1,0105	0,9974	0,9857	0,9653	0,9503	0,9366
12	165	1,0077	0,9950	0,9832	0,9634	0,9485	0,9348
13	160	1,0046	0,9923	0,9807	0,9609	0,9465	0,9329
14	155	1,0016	0,9891	0,9779	0,9588	0,9444	0,9311
15	150	0,9989	0,9865	0,9753	0,9566	0,9427	0,9294
16	145	0,9955	0,9836	0,9727	0,9546	0,9405	0,9277
17	140	0,9923	0,9808	0,9699	0,9521	0,9382	0,9259
18	135	0,9894	0,9779	0,9676	0,9498	0,9363	0,9245
19	130	0,9862	0,9748	0,9647	0,9474	0,9342	0,9230
20	125	0,9827	0,9719	0,9618	0,9447	0,9319	0,9218
21	120	0,9798	0,9691	0,9595	0,9428	0,9303	0,9205
22	115	0,9763	0,9662	0,9567	0,9408	0,9287	0,9196
23	110	0,9730	0,9632	0,9541	0,9392	0,9277	0,9188
24	105	0,9701	0,9605	0,9526	0,9381	0,9268	0,9181
25	100	0,9672	0,9590	0,9510	0,9370	0,9261	0,9173
26	95	0,9656	0,9575	0,9496	0,9359	0,9251	0,9165
27	90	0,9642	0,9560	0,9482	0,9348	0,9242	0,9156
28	85	0,9627	0,9546	0,9467	0,9338	0,9233	0,9148
29	80	0,9611	0,9531	0,9453	0,9327	0,9224	0,9139
30	60	0,9556	0,9478	0,9404	0,9287	0,9189	0,9107
31	40	0,9502	0,9424	0,9355	0,9247	0,9157	0,9076
32	23	0,9463	0,9384	0,9316	0,9214	0,9131	0,9049

Tabla 2.19. Volumen específico del ABS 100%.

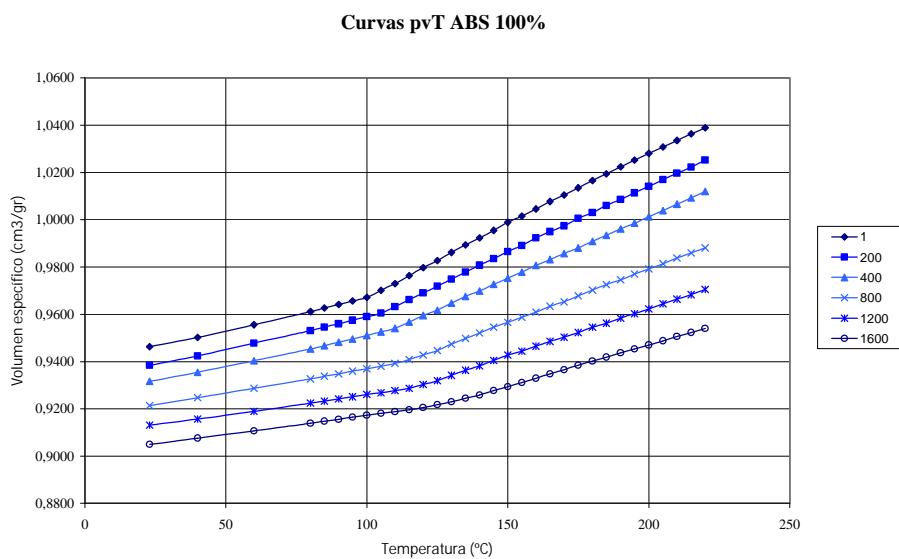


Figura 2.16. Gráfica p-v-T del ABS 100%.

**ABS 95% + PC 5% Volumen específico (cm<sup>3</sup>/gr)**

No.	Temp. (°C)	Presión (bar)					
		1	200	400	800	1200	1600
1	220	1,0319	1,0196	1,0070	0,9828	0,9655	0,9493
2	215	1,0290	1,0168	1,0044	0,9805	0,9635	0,9475
3	210	1,0261	1,0140	1,0018	0,9783	0,9615	0,9458
4	205	1,0231	1,0112	0,9991	0,9760	0,9594	0,9440
5	200	1,0202	1,0084	0,9965	0,9738	0,9574	0,9422
6	195	1,0173	1,0057	0,9939	0,9716	0,9554	0,9405
7	190	1,0144	1,0029	0,9912	0,9693	0,9534	0,9387
8	185	1,0115	1,0001	0,9886	0,9671	0,9514	0,9370
9	180	1,0086	0,9973	0,9860	0,9648	0,9494	0,9352
10	175	1,0057	0,9945	0,9833	0,9626	0,9474	0,9334
11	170	1,0028	0,9917	0,9807	0,9603	0,9454	0,9317
12	165	0,9999	0,9889	0,9781	0,9581	0,9434	0,9299
13	160	0,9970	0,9862	0,9754	0,9559	0,9414	0,9281
14	155	0,9941	0,9834	0,9728	0,9536	0,9393	0,9264
15	150	0,9912	0,9806	0,9702	0,9514	0,9373	0,9246
16	145	0,9883	0,9778	0,9675	0,9491	0,9353	0,9229
17	140	0,9854	0,9750	0,9649	0,9469	0,9333	0,9211
18	135	0,9824	0,9722	0,9623	0,9446	0,9313	0,9197
19	130	0,9795	0,9694	0,9596	0,9424	0,9293	0,9182
20	125	0,9766	0,9666	0,9570	0,9401	0,9270	0,9170
21	120	0,9737	0,9639	0,9544	0,9379	0,9254	0,9157
22	115	0,9708	0,9611	0,9517	0,9359	0,9238	0,9148
23	110	0,9679	0,9583	0,9491	0,9343	0,9229	0,9140
24	105	0,9650	0,9555	0,9476	0,9332	0,9220	0,9133
25	100	0,9621	0,9540	0,9460	0,9321	0,9213	0,9125
26	95	0,9606	0,9525	0,9446	0,9310	0,9203	0,9117
27	90	0,9592	0,9510	0,9432	0,9299	0,9194	0,9108
28	85	0,9577	0,9496	0,9418	0,9289	0,9185	0,9100
29	80	0,9561	0,9481	0,9404	0,9278	0,9176	0,9091
30	60	0,9506	0,9428	0,9355	0,9238	0,9141	0,9059
31	40	0,9452	0,9375	0,9306	0,9199	0,9109	0,9029
32	23	0,9414	0,9335	0,9267	0,9166	0,9083	0,9002

Tabla 2.20. Volumen específico del ABS 95% + PC 5%.

**Curvas p-v-T ABS 95% + PC 5%**

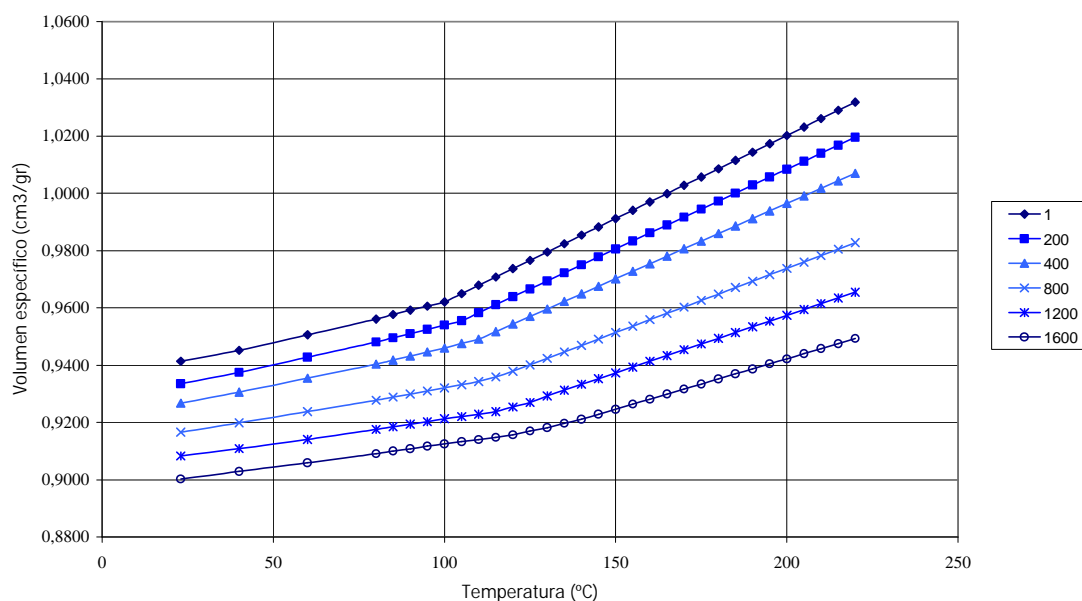


Figura 2.17. Gráfica p-v-T del ABS 95% + PC 5%.

ABS 90% + PC 10% Volumen específico (cm<sup>3</sup>/gr)

No.	Temp. (°C)	Presión (bar)					
		1	200	400	800	1200	1600
1	220	1,0272	1,0149	1,0023	0,9780	0,9607	0,9445
2	215	1,0243	1,0121	0,9996	0,9757	0,9587	0,9428
3	210	1,0213	1,0093	0,9970	0,9735	0,9567	0,9410
4	205	1,0184	1,0065	0,9944	0,9712	0,9547	0,9392
5	200	1,0155	1,0037	0,9917	0,9690	0,9527	0,9374
6	195	1,0126	1,0009	0,9891	0,9667	0,9506	0,9357
7	190	1,0097	0,9981	0,9864	0,9645	0,9486	0,9339
8	185	1,0067	0,9953	0,9838	0,9622	0,9466	0,9321
9	180	1,0038	0,9925	0,9811	0,9600	0,9446	0,9304
10	175	1,0009	0,9897	0,9785	0,9577	0,9426	0,9286
11	170	0,9980	0,9869	0,9758	0,9554	0,9406	0,9268
12	165	0,9951	0,9841	0,9732	0,9532	0,9385	0,9251
13	160	0,9921	0,9813	0,9706	0,9509	0,9365	0,9233
14	155	0,9892	0,9785	0,9679	0,9487	0,9345	0,9215
15	150	0,9863	0,9757	0,9653	0,9464	0,9325	0,9197
16	145	0,9834	0,9729	0,9626	0,9442	0,9305	0,9180
17	140	0,9804	0,9701	0,9600	0,9419	0,9284	0,9162
18	135	0,9775	0,9673	0,9573	0,9397	0,9264	0,9148
19	130	0,9746	0,9645	0,9547	0,9374	0,9244	0,9134
20	125	0,9717	0,9617	0,9520	0,9352	0,9222	0,9122
21	120	0,9688	0,9589	0,9494	0,9329	0,9206	0,9109
22	115	0,9658	0,9561	0,9467	0,9310	0,9190	0,9100
23	110	0,9629	0,9533	0,9441	0,9294	0,9180	0,9092
24	105	0,9600	0,9505	0,9426	0,9283	0,9171	0,9085
25	100	0,9571	0,9490	0,9411	0,9272	0,9164	0,9077
26	95	0,9555	0,9475	0,9397	0,9261	0,9154	0,9069
27	90	0,9541	0,9460	0,9383	0,9250	0,9145	0,9060
28	85	0,9526	0,9446	0,9368	0,9240	0,9137	0,9052
29	80	0,9511	0,9431	0,9354	0,9230	0,9128	0,9043
30	60	0,9456	0,9379	0,9306	0,9190	0,9093	0,9012
31	40	0,9403	0,9326	0,9257	0,9150	0,9061	0,8981
32	23	0,9364	0,9286	0,9219	0,9118	0,9036	0,8954

Tabla 2.21. Volumen específico del ABS 90% + PC 10%.

Curvas p-v-T ABS 90% + PC 10%

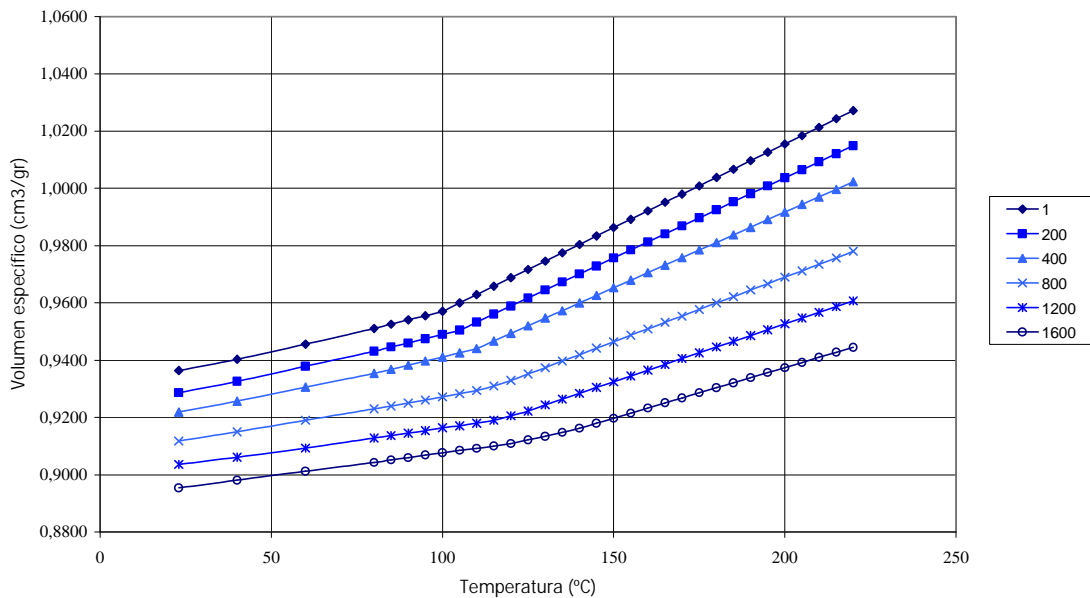


Figura 2.18. Gráfica p-v-T del ABS 90% + PC 10%.

Dichos materiales han sido modelizados aplicando el modelo de Tait modificado, cuya expresión es la siguiente:

$$\begin{aligned}
 \mathbf{n}(p, T) &= \mathbf{n}_0(T) \cdot \left( 1 - 0,0894 \cdot \ln \left( 1 + \frac{p}{B(T)} \right) \right) + \mathbf{n}_f(p, T) \\
 T \geq T_g ; & \begin{cases} \mathbf{n}_0(T) = b_{1m} + b_{2m} \cdot (T - b_5) \\ B(T) = b_{3m} \cdot e^{-b_{4m} \cdot (T - b_5)} \\ \mathbf{n}_f(p, T) = 0 \end{cases} \\
 T < T_g ; & \begin{cases} \mathbf{n}_0(T) = b_{1s} + b_{2s} \cdot (T - b_5) \\ B(T) = b_{3s} \cdot e^{-b_{4s} \cdot (T - b_5)} \\ \mathbf{n}_f(p, T) = b_7 \cdot e^{(b_8 \cdot (T - b_5) - b_9 \cdot p)} \end{cases} \\
 & T_g = b_5 + b_6 \cdot p
 \end{aligned}$$

Sobre las constantes del modelo, y de acuerdo con los valores observados en los modelos de materiales vírgenes, se han aplicado las siguientes consideraciones:

- Los parámetros  $b_7$ ,  $b_8$ ,  $b_9$  son prácticamente nulos, por lo que a efectos del modelo se adoptan como cero (0).
- Los parámetros  $b_5$ ,  $b_6$  simbolizan el mismo comportamiento que las constantes  $D_2$ ,  $D_3$  del modelo Cross-WLF, por lo que se adoptan idénticos valores para los mismos.
- Para la determinación de los restantes parámetros:  $b_1$ ,  $b_2$ ,  $b_3$ ,  $b_4$ , tanto en el área de comportamiento fluido (m) como en el área de comportamiento sólido (s) se ha aplicado el criterio de minimización de la función Chi Cuadrado:

$$\text{mínimo} \sum_i \left( \frac{(x_{i \text{ medido}} - x_{i \text{ estimado}})^2}{x_{i \text{ estimado}}} \right)$$

resuelta a través del software de análisis matemático MathCAD<sup>®</sup> 2000 Professional<sup>\*\*</sup>.

De este modo se garantiza un valor de correlación entre datos estimados y datos reales próximo a la unidad, así como una minimización en la probabilidad del Test Chi Cuadrado.

---

<sup>\*\*</sup> MathCAD 2000 Professional es una marca registrada de MathSoft, Inc.

De esta forma los parámetros del modelo de Tait modificado correspondientes a las distintas mezclas ABS - PC son los siguientes (Tabla 2.22 a Tabla 2.24):

	<b>b<sub>1</sub></b>	<b>b<sub>2</sub></b>	<b>b<sub>3</sub></b>	<b>b<sub>4</sub></b>
	m <sup>3</sup> /kg	m <sup>3</sup> /(kg·K)	Pa	1/K
<b>Fase sólida (s)</b>	9,6928·10 <sup>-4</sup>	3,0332·10 <sup>-7</sup>	1,9624·10 <sup>8</sup>	3,0178·10 <sup>-3</sup>
<b>Fase fluida (m)</b>	9,6928·10 <sup>-4</sup>	6,2949·10 <sup>-7</sup>	1,6944·10 <sup>8</sup>	4,3536·10 <sup>-3</sup>

<b>b<sub>5</sub></b>	<b>b<sub>6</sub></b>	<b>b<sub>7</sub></b>	<b>b<sub>8</sub></b>	<b>b<sub>9</sub></b>
K	K/Pa	m <sup>3</sup> /kg	1/K	1/Pa
378,15	2,5·10 <sup>-7</sup>	0	0	0

Tabla 2.22. Parámetros del modelo de Tait modificado del ABS 100%.

	<b>b<sub>1</sub></b>	<b>b<sub>2</sub></b>	<b>b<sub>3</sub></b>	<b>b<sub>4</sub></b>
	m <sup>3</sup> /kg	m <sup>3</sup> /(kg·K)	Pa	1/K
<b>Fase sólida (s)</b>	9,6384·10 <sup>-4</sup>	2,9531·10 <sup>-7</sup>	1,9839·10 <sup>8</sup>	2,8471·10 <sup>-3</sup>
<b>Fase fluida (m)</b>	9,6384·10 <sup>-4</sup>	6,1307·10 <sup>-7</sup>	1,7148·10 <sup>8</sup>	4,0908·10 <sup>-3</sup>

<b>b<sub>5</sub></b>	<b>b<sub>6</sub></b>	<b>b<sub>7</sub></b>	<b>b<sub>8</sub></b>	<b>b<sub>9</sub></b>
K	K/Pa	m <sup>3</sup> /kg	1/K	1/Pa
378,15	2,5·10 <sup>-7</sup>	0	0	0

Tabla 2.23. Parámetros del modelo de Tait modificado del ABS 95% + PC 5%.

	<b>b<sub>1</sub></b>	<b>b<sub>2</sub></b>	<b>b<sub>3</sub></b>	<b>b<sub>4</sub></b>
	m <sup>3</sup> /kg	m <sup>3</sup> /(kg·K)	Pa	1/K
<b>Fase sólida (s)</b>	9,5881·10 <sup>-4</sup>	2,9416·10 <sup>-7</sup>	1,9816·10 <sup>8</sup>	2,8576·10 <sup>-3</sup>
<b>Fase fluida (m)</b>	9,5881·10 <sup>-4</sup>	6,1633·10 <sup>-7</sup>	1,7059·10 <sup>8</sup>	4,1228·10 <sup>-3</sup>

<b>b<sub>5</sub></b>	<b>b<sub>6</sub></b>	<b>b<sub>7</sub></b>	<b>b<sub>8</sub></b>	<b>b<sub>9</sub></b>
K	K/Pa	m <sup>3</sup> /kg	1/K	1/Pa
378,15	2,5·10 <sup>-7</sup>	0	0	0

Tabla 2.24. Parámetros del modelo de Tait modificado del ABS 90% + PC 10%.

En el caso de las mezclas con 5% PC y 10% PC, debido a la pequeña cantidad de material añadido y aunque la densidad del PC ( $\approx 1180 \text{ kg/m}^3$ ) es notablemente superior

a la del ABS ( $\approx 1050 \text{ kg/m}^3$ ), se comprueba como el comportamiento p-v-T de todas las mezclas difiere en un valor máximo del 1,1%.

Esta diferencia tan baja entre el comportamiento p-v-T del ABS y las dos mezclas permite adoptar el criterio frente al proceso de simulación de que el comportamiento p-v-T del material no se ve afectado por la inclusión del PC y que, por tanto, se puede adoptar como modelo único el del ABS reciclado sin mezcla, simplificando de esta forma la designación de parámetros de material.

Como consideración final debe puntualizarse que el comportamiento del material durante el enfriamiento en el proceso de inyección (con velocidades de enfriamiento que varían entre 5 K/s y 30 K/s, según zonas y características geométricas de molde y pieza) difiere sensiblemente respecto al comportamiento según el ensayo p-v-T, por lo que los resultados relacionados con dicho comportamiento y obtenidos por simulación deben ser tomados como valores aproximados pero no reales. En este sentido, dichos resultados muestran la tendencia del material y el orden de magnitud de ésta. Por este motivo, la adopción de un modelo único se considera refrendada dada esta particularidad del proceso.





## ***CAPÍTULO 3.***

# ***DISEÑO DE EXPERIMENTOS Y SIMULACIÓN DE PROCESO.***



## ***CAPÍTULO 3.***

### ***DISEÑO DE EXPERIMENTOS Y SIMULACIÓN DE PROCESO.***

<b>1. CONSIDERACIONES GENERALES.....</b>	<b>3.1</b>
<b><i>1.1 DEFINICIONES. ....</i></b>	<b><i>3.2</i></b>
<b>2. DISEÑO DE EXPERIMENTOS. ....</b>	<b>3.3</b>
<b><i>2.1 VARIABLES DE PROCESO. ....</i></b>	<b><i>3.4</i></b>
<b><i>2.2 DISEÑO MEDIANTE MATRICES ORTOGONALES.....</i></b>	<b><i>3.5</i></b>
<b><i>2.3 TABLA DE SIMULACIONES: MATRIZ DE VARIABLES DE PROCESO.</i></b>	<b><i>3.10</i></b>
<b>3. SIMULACIÓN DE PROCESO. ....</b>	<b>3.11</b>
<b><i>3.1 PARÁMETROS DE CÁLCULO. ....</i></b>	<b><i>3.14</i></b>
<b><i>3.2 MALLADO DE LA CAVIDAD.....</i></b>	<b><i>3.15</i></b>
<b><i>3.3 MATERIALES.....</i></b>	<b><i>3.17</i></b>
<b><i>3.4 CONDICIONES DE PROCESO.....</i></b>	<b><i>3.18</i></b>
<b><i>3.5 RESULTADOS DE SIMULACIÓN.....</i></b>	<b><i>3.19</i></b>
<b>4. RESULTADOS DE PROCESO. ....</b>	<b>3.20</b>



## ***CAPÍTULO 3.***

# ***DISEÑO DE EXPERIMENTOS Y SIMULACIÓN DE PROCESO.***

### **1. CONSIDERACIONES GENERALES.**

Uno de los objetivos más importante en la producción de piezas mediante el moldeo por inyección consiste en el establecimiento del conjunto de parámetros de proceso adecuados que permitan la obtención de piezas con las condiciones de calidad finales correctas.

Actualmente esta tarea se efectúa todavía en la gran mayoría de casos mediante pruebas de ensayo y error, realizadas durante la fase de preparación y ajuste de molde, y en las que se producen un conjunto de series de piezas con diferentes tanteos y condiciones de proceso hasta la obtención de piezas satisfactorias.

Esta técnica, además de suponer un enorme coste de material, personal y maquinaria, precisa una gran cantidad de tiempo para la consecución del objetivo. Asimismo, la búsqueda del resultado óptimo mediante el ensayo y error no tiene en cuenta que el cambio de un determinado parámetro para la corrección de un determinado defecto puede afectar a otros defectos en la pieza o provocar nuevos defectos.

Por este motivo se propone en este trabajo una metodología combinada de diseño de experimentos (D.O.E.) y simulación mediante ordenador del proceso de inyección para:

- Minimizar el número de simulaciones con diferentes condiciones de proceso para evaluar sus efectos finales sobre la pieza.
- Estructurar ordenadamente el proceso de simulación para obtener los resultados de modo que se determine la posible influencia de los parámetros de proceso sobre los efectos considerados y detectar las posibles interacciones entre los distintos parámetros de proceso.
- Minimizar el coste y tiempo de evaluación de resultados evitando pruebas innecesarias en máquina.

A este efecto se introducen a continuación un conjunto de términos para poder clasificar y tratar correctamente la información previa para el inicio del proceso de estudio, así la resultante del proceso de simulación/ensayo.

## 1.1 DEFINICIONES.

Se denomina *variable de proceso*,  $v$ , a cualquier parámetro de proceso cuyo valor puede ser impuesto de forma independiente, de modo que existe una dependencia respecto de éste de los valores que pueden adoptar los restantes parámetros de proceso y/o pieza.

De acuerdo con dicha definición y a efectos de tratamiento matemático, es una variable independiente cuya cuantía debe ser impuesta de forma previa por el centro decisor para que puedan ser evaluados o medidos los valores de otros parámetros de proceso y/o pieza.

$$\text{Variable de proceso: } v_i \quad i = 1 \dots n_v$$

siendo  $n_v$  el número total de variables de proceso consideradas en el modelo.

Se denomina *resultado de proceso*,  $r$ , a cualquier parámetro de proceso y/o pieza cuyo valor no puede ser impuesto a priori por el centro decisor, ya que depende del valor adoptado por las diferentes variables de proceso.

Desde el punto de vista del tratamiento matemático es una variable dependiente, función de las variables de proceso.

$$\text{Resultado de proceso: } r_i = f(v_1, v_2, \dots, v_{n_v}) \quad i = 1 \dots n_r$$

siendo  $n_r$  el número total de resultados de proceso considerados en el modelo.

Se define como *ensayo/simulación*,  $ES$ , a un conjunto de valores establecidos para cada una de las variables de proceso,  $v_i$ , y que constituye la base para la evaluación o medición de los valores de los resultados de proceso,  $r_j$ .

$$\text{Ensayo/Simulación: } ES_i \quad i = 1 \dots n_{es}$$

siendo  $n_{es}$  el número total de ensayos y simulaciones que se desea realizar para obtener los valores correspondientes de los resultados de proceso.

Se entiende por *efecto sobre pieza*,  $E$ , a una característica física fácilmente reconocible tras el procesado de la misma, cuyo carácter puede ser definido inequívocamente como positivo o negativo para la adecuación al uso de la misma. Dicho efecto se caracteriza por que su aparición puede ser fácilmente relacionada con uno o varios parámetros cuantificables del proceso y/o parámetros de ensayo medibles sobre la pieza obtenida.

En el caso de efecto de carácter negativo (comúnmente, defecto), el objetivo que usualmente se pretenderá alcanzar es su minimización o acotación dentro de ciertos

límites; mientras que si el efecto tiene carácter positivo, el objetivo se orientará hacia su maximización o su consecución con un grado lo más elevado posible.

Se define como *indicador de efecto*,  $I$ , a cada uno de los parámetros señalados en los párrafos anteriores, y cuyo valor puede ser determinado directamente mediante alguno de los siguientes procedimientos:

- Medición directa sobre el proceso de fabricación.
- Medición directa de alguna característica física de la pieza.
- Evaluación indirecta a través de un proceso de simulación.

Considérese un conjunto de  $N$  efectos sobre pieza  $E_i$ , que son propuestos por el centro decisor y cuya aparición se considera que influye y caracteriza la adecuación al uso de la misma. Cada uno de los efectos  $E_i$  debe poder ser relacionado de forma directa con un determinado indicador de efecto.

Desde el punto de vista del presente modelo de evaluación, los indicadores  $I_i$  son evaluados a partir de los resultados de proceso,  $r_j$ , que se consideran en el conjunto de ensayos/simulaciones, y, por tanto, deben formar parte de la tabla de resultados de proceso propuesta. Dada la definición de cada indicador  $I_i$  y su caracterización a través de los resultados de proceso, no existe a priori ningún criterio válido que permita suponer que los distintos resultados relacionados con el mismo  $I_i$  tienen un grado de relación con el efecto mayor o menor

Por este motivo y a efectos del modelo global, sólo cabe considerar que todos los resultados tienen idéntico nivel de relación con el indicador que los contempla, lo cual equivale a considerar que el peso relativo de todos los resultados  $r_j$  es idéntico. No obstante, queda abierto al centro decisor el ponderar los resultados de un efecto dado con niveles diferentes de importancia, cuando existan evidencias experimentales previas que marquen el distinto nivel de relación de los mismos.

## **2. DISEÑO DE EXPERIMENTOS.**

Para poder estructurar correctamente la realización de las simulaciones del proceso de inyección, así como poder extender las mismas a posibles pruebas en máquina para corroborar o matizar algunos resultados determinados, se establece una tabla de diseño de experimentos basados en las técnicas Taguchi que permite:

- Reducir a un valor mínimo el conjunto de simulaciones y ensayos a realizar para obtener resultados concluyentes sobre la interrelación entre las variables de proceso y los resultados de proceso considerados.

- Deducir la posible interrelación existente entre dos o más variables de proceso sobre un determinado resultado de proceso, de modo que no queden excluidas del análisis global.

## 2.1 VARIABLES DE PROCESO.

En el presente trabajo se han considerado cinco variables de proceso de todo el conjunto de parámetros que pueden ser considerados dentro del proceso de inyección:

- **Tiempo de inyección (TI)** [s], es el tiempo programado para el llenado del molde mientras la máquina mantiene el control de la velocidad de desplazamiento del husillo. Dicho tiempo es el límite inferior del *tiempo de llenado efectivo* de la cavidad, que incluye además la fase final de llenado bajo control de la presión de inyección. La diferencia entre ambos depende del conjunto de condiciones de proceso restantes.

Dicho tiempo, que a efectos del simulador se introduce directamente como parámetro de entrada, debe ser expresado en máquina en forma de velocidad de inyección del husillo. Para ello debe ser tenido en cuenta el perfil de velocidad de inyección que se desea emplear para poder efectuar el llenado de la cavidad.

A efectos del presente trabajo se ha considerado un perfil de velocidad constante, de modo que la transformación entre ambos parámetros es directa mediante la expresión:

$$v_{inyección} = \frac{V_{inyección}}{A_{cilindro}} \cdot t_{inyección}$$

siendo:  $V_{inyección}$  [cm<sup>3</sup>], el volumen de material que se inyecta durante la fase de llenado. Dicho volumen difiere del volumen total inyectado en función de la compactación sufrida por el material y de la geometría y sección de la cavidad.

$A_{cilindro}$  [cm<sup>2</sup>], la sección interior del cilindro de inyección.

$v_{inyección}$  [cm/s], la velocidad de inyección.

$t_{inyección}$  [s], el tiempo de inyección.

- **Temperatura de inyección (TP)** [°C], es la temperatura programada del material a la entrada de la cavidad.

Dicha temperatura se corresponde con la temperatura programada sobre máquina en la boquilla y última resistencia del cilindro. No se consideran las



temperaturas de las restantes resistencias del cilindro en las distintas secciones del mismo, cuyos valores programados se establecen siguiendo las recomendaciones de los fabricantes del material.

- **Temperatura del refrigerante (TM) [°C]**, es la temperatura programada del fluido refrigerante a la entrada de circuito de refrigeración del molde.

Dicha temperatura se corresponde con la temperatura programada en el dispositivo de refrigeración o calefacción (en función de la temperatura deseada) anejo a la máquina de inyección.

- **Nivel de presión de compactación (PC) [%]**, es el valor de la presión de compactación, calculado como un tanto por ciento del valor de presión alcanzada en la entrada de la cavidad al finalizar la fase de llenado bajo control de velocidad del husillo antes de pasar al control de presión.

Dicho nivel de presión puede ser expresado a través de un perfil variable a lo largo del tiempo en el que se efectúa la fase de compactación, pero en el presente trabajo va a considerarse un valor constante para toda la fase.

Desde el punto de vista de la máquina de inyección, dicho parámetro debe ser expresado como el valor de la presión hidráulica que debe ser mantenida durante la compactación del material, por lo que debe ser transformado teniendo en cuenta la relación entre presión hidráulica y presión en boquilla.

- **Transición llenado-compactación (switch-over) (SW) [%]**, es el valor en tanto por ciento del volumen de inyección a partir del cual se efectúa la transición entre la fase de llenado bajo control de velocidad de husillo y la fase de llenado bajo control de presión, iniciando con ello la fase de compactación.

Debido a que el volumen de inyección se programa en máquina como una longitud de carrera del husillo, dicha transición debe ser calculada como el punto correspondiente dentro de la carrera de llenado que marca el tanto por ciento de la transición.

Los restantes parámetros independientes del proceso (tales como, por ejemplo, velocidad de giro del husillo durante la dosificación, tiempo de dosificación, temperatura de cada una de las resistencias del cilindro, tiempo de extracción de pieza, perfil de velocidades de inyección, etc.) se consideran como parámetros fijos en todos las simulaciones/ensayos, por lo que no forman parte de las variables de proceso y se adoptarán como constantes.

## **2.2 DISEÑO MEDIANTE MATRICES ORTOGONALES.**

La primera consideración de la aplicación del D.O.E. al proceso de moldeo por inyección consiste en la determinación del número de niveles que se deben tomar para

cada una de las variables de proceso, ya que de ello depende la correcta modelización posterior de los resultados de proceso.

A este respecto se han tenido en cuenta las siguientes consideraciones:

- El aumento del número de niveles en las variables de proceso supone un incremento en el número de simulaciones/ensayos a realizar, lo cual se traduce en un mayor tiempo de computación en el proceso de simulación, de extracción de información y de clasificación y tratamiento de la misma.
- El aumento del número de niveles permite una modelización polinómica de los resultados con expresiones de orden más elevado, lo cual permite aproximar con una mayor fiabilidad los resultados de proceso en función de las variables de proceso.

Las experiencias más comunes suelen efectuarse con sólo dos niveles ya que con ello se puede determinar fácilmente la dependencia entre las variables de estudio y las variables independientes, aunque ello supone, como principal limitación, el poder modelizar el comportamiento sólo con expresiones lineales.

En este caso, bajo la perspectiva de un diseño factorial, el número total de ensayos/simulaciones a realizar sería de  $2^5 = 32$ .

Para la determinación, bajo estas condiciones, de la tabla de ensayos/simulaciones deben considerarse las siguientes matrices ortogonales (orthogonal arrays):

- $L_8$ , correspondiente a 7 variables a 2 niveles ( $2^7$ ). Esta matriz es la adecuada si no se tienen en cuenta las interacciones entre las cinco variables de proceso. En este caso se desprecian las columnas 3 y 6 de la matriz, dado que hacen referencia a las dos variables sobrantes (Tabla 3.1).

Columna (Variable de proceso)							
Ens.	1 (A)	2 (B)	3	4 (C)	5 (D)	6	7 (E)
1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	2	2	2	2
3	1	2	2	1	1	2	2
4	1	2	2	2	2	1	1
5	2	1	2	1	2	1	2
6	2	1	2	2	1	2	1
7	2	2	1	1	2	2	1
8	2	2	1	2	1	1	2

Tabla 3.1. Matriz ortogonal  $L_8 (2^7)$ .

Esta tabla de diseño de experimentos supone el mínimo número de ensayos a realizar, teniendo presente el inconveniente de obviar las posibles

interacciones entre variables de proceso sobre un determinado resultado de proceso.

- $L_{16}$ , correspondiente a 15 variables a 2 niveles ( $2^{15}$ ). Esta matriz permite la modelización considerando las interacciones entre las cinco variables de proceso. En este caso, para poder evaluar las interacciones se deben descartar todas las columnas a excepción de las cinco que suponen cada una de las variables de proceso (Tabla 3.2).

Desde el punto de vista operativo, esta tabla permite realizar el estudio completo de dependencia entre resultados de proceso y variables de proceso con el mínimo número de ensayos.

		Columna (Variable de proceso)														
Ens.	1 (A)	2 (B)	3	4 (C)	5	6	7	8 (D)	9	10	11	12	13	14	15 (E)	
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	
2	1	1	1	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	
3	1	1	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	
4	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	1	1	1	1	
5	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	
6	1	2	2	1	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1	
7	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	1	1	
8	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1	1	1	2	2	
9	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	
10	2	1	2	1	2	1	2	2	1	2	1	2	1	2	1	
11	2	1	2	2	1	2	1	1	2	1	2	2	1	2	1	
12	2	1	2	2	1	2	1	2	1	2	1	1	2	1	2	
13	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	
14	2	2	1	1	2	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	
15	2	2	1	2	1	1	2	1	2	2	1	2	1	1	2	
16	2	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	1	2	2	1	

Tabla 3.2. Matriz ortogonal  $L_{16}$  ( $2^{15}$ ).

Un estudio más completo que permite aproximar con una mayor fiabilidad el comportamiento final de los resultados de proceso se puede efectuar con una discretización a 3 niveles. De este modo, las expresiones de aproximación que se obtienen son polinomios de 2º grado.

Si se dan estas condiciones, bajo la perspectiva de un diseño factorial, el número total de ensayos/simulaciones a realizar sería de  $3^5 = 243$ .

Para la determinación, bajo estas condiciones, de la tabla de ensayos/simulaciones debe considerarse las siguientes matrices ortogonales:

- $L_{27}$ , correspondiente a 13 variables a 3 niveles ( $3^{13}$ ). Esta matriz permite el estudio si no se tienen en cuenta todas las interacciones entre las cinco variables de proceso (Tabla 3.3).

**Columna (Variable de proceso)**

Ens.	1 (A)	2 (B)	3	4	5 (C)	6	7	8 (D)	9	10	11 (E)	12	13
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	2
3	1	1	1	1	3	3	3	3	3	3	3	3	3
4	1	2	2	2	1	1	1	2	2	2	3	3	3
5	1	2	2	2	2	2	2	3	3	3	1	1	1
6	1	2	2	2	3	3	3	1	1	1	2	2	2
7	1	3	3	3	1	1	1	3	3	3	2	2	2
8	1	3	3	3	2	2	2	1	1	1	3	3	3
9	1	3	3	3	3	3	3	2	2	2	1	1	1
10	2	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3
11	2	1	2	3	2	3	1	2	3	1	2	3	1
12	2	1	2	3	3	1	2	3	1	2	3	1	2
13	2	2	3	1	1	2	3	2	3	1	3	1	2
14	2	2	3	1	2	3	1	3	1	2	1	2	3
15	2	2	3	1	3	1	2	1	2	3	2	3	1
16	2	3	1	2	1	2	3	3	1	2	2	3	1
17	2	3	1	2	2	3	1	1	2	3	3	1	2
18	2	3	1	2	3	1	2	2	3	1	1	2	3
19	3	1	3	2	1	3	2	1	3	2	1	3	2
20	3	1	3	2	2	1	3	2	1	3	2	1	3
21	3	1	3	2	3	2	1	3	2	1	3	2	1
22	3	2	1	3	1	3	2	2	1	3	3	2	1
23	3	2	1	3	2	1	3	3	2	1	1	3	2
24	3	2	1	3	3	2	1	1	3	2	2	1	3
25	3	3	2	1	1	3	2	3	2	1	2	1	3
26	3	3	2	1	2	1	3	1	3	2	3	2	1
27	3	3	2	1	3	2	1	2	1	3	1	3	2

Tabla 3.3. Matriz ortogonal  $L_{27}$  ( $3^{13}$ ).

Esta tabla de diseño de experimentos supone el mínimo número de ensayos a realizar con tres niveles, y, con la exclusión de columnas especificada en la tabla 3.3 sólo permite el estudio de la interacción entre la variable de proceso A (columna 1) y las restantes variables.

- $L_{81}$ , correspondiente a 40 variables a 3 niveles ( $3^{40}$ ). En este caso se pueden evaluar las interacciones entre las cinco variables de proceso consideradas (lo cual descarta las columnas 3, 4, 6, 7, 8, 9, 11, 15, 16, 17, 18, 20, 23, 24, 26, 28, 30, 32, 36 y 40), quedando libres un total de 15 columnas al margen de las 5 correspondientes a las variables de proceso. Dichas columnas, evidentemente, no se emplean en el presente caso (Tabla 3.4).



Esta tabla permite realizar el estudio completo de dependencia entre resultados de proceso y variables de proceso.

A priori, no se puede concluir que no existan interacciones entre las variables de proceso implicadas de cara a los posibles resultados de proceso, por lo que se descartan las tablas  $L_8$  y  $L_{27}$  para el estudio presente.

Aunque resulta conveniente comprobar si es factible la modelización polinómica de 2º orden para cada una de los resultados de proceso, se considera más adecuado para el análisis el estudio con dos niveles a través de la matriz ortogonal  $L_{16}$ , de modo que el número total de simulaciones a realizar es de  $3 \cdot 16 = 48$  (para considerar tres mezclas de material) y evitar la quintuplicación de las simulaciones al considerar la matriz ortogonal  $L_{81}$  (que implicaría  $3 \cdot 81 = 243$ ).

### 2.3 TABLA DE SIMULACIONES: MATRIZ DE VARIABLES DE PROCESO.

De acuerdo con las consideraciones del apartado anterior, la tabla de niveles de las variables de proceso propuesta para aplicar mediante la matriz ortogonal  $L_{16}$  es la siguiente (Tabla 3.5):

Variable de proceso		Nivel	
		1	2
Tiempo de inyección	[s]	0,8	2,2
Temperatura de inyección	[°C]	220	260
Temperatura de refrigerante	[°C]	40	70
Nivel de presión de compactación	[%]	70	100
Transición llenado-compactación	[%]	94	98

Tabla 3.5. Tabla de niveles de las variables de proceso.

Con esta selección de variables de proceso, se define la *matriz de variables de proceso*,  $T_v$ , (Tabla 3.6) como la matriz estructurada de acuerdo con las siguientes consideraciones:

- El número de filas de la matriz se corresponde con el número de simulaciones,  $n_{es}$ , a realizar (16).

- Las  $n_v$  columnas (5) recogen la información de cada una de las variables de proceso, tal y como se refleja en la matriz ortogonal.

Ensayo	A [TI]	B [TP]	C [TM]	D [PC]	E [SW]
1	0,8	220	40	70	94
2	0,8	220	40	100	98
3	0,8	220	70	70	98
4	0,8	220	70	100	94
5	0,8	260	40	70	98
6	0,8	260	40	100	94
7	0,8	260	70	70	94
8	0,8	260	70	100	98
9	2,2	220	40	70	98
10	2,2	220	40	100	94
11	2,2	220	70	70	94
12	2,2	220	70	100	98
13	2,2	260	40	70	94
14	2,2	260	40	100	98
15	2,2	260	70	70	98
16	2,2	260	70	100	94

Tabla 3.6. Matriz de variables de proceso.

Dicha matriz es de aplicación a cada una de las diferentes mezclas de material previstas para su simulación.

### 3. SIMULACIÓN DE PROCESO.

Para la obtención de los resultados de proceso para cada una de las simulaciones propuestas se ha empleado el motor de cálculo de software de simulación C-Mold™<sup>1</sup>, que permite, mediante la especificación de los archivos de condiciones de proceso, de materiales, el mallado por elementos finitos de la geometría de la cavidad estudiada y los parámetros de cálculo, la obtención de los archivos con los resultados de cada una de las simulaciones.

La organización de la información y la ejecución de las distintas simulaciones se han efectuado mediante un software específico desarrollado al efecto (*Analizador 1.1*), cuyas tareas son:

<sup>1</sup> C-Mold™ es una marca registrada de Moldflow Corporation.

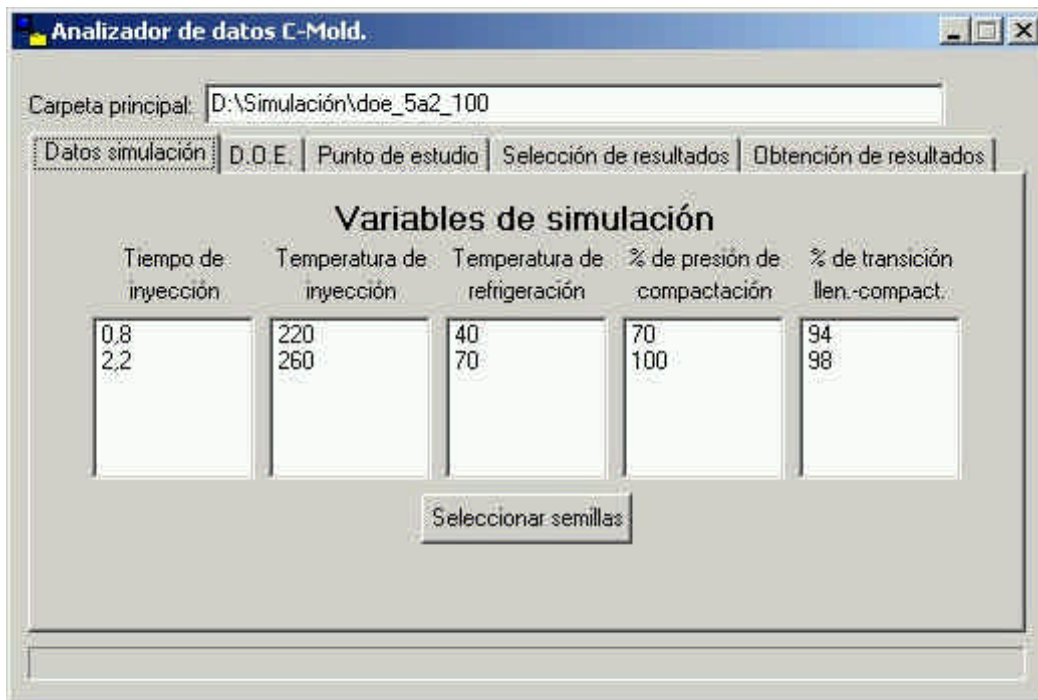


Figura 3.1. Software *Analizador 1.1.*

- Organizar y preparar las carpetas de información para la localización de los resultados de las simulaciones de acuerdo con el D.O.E. especificado (Figura 3.2).

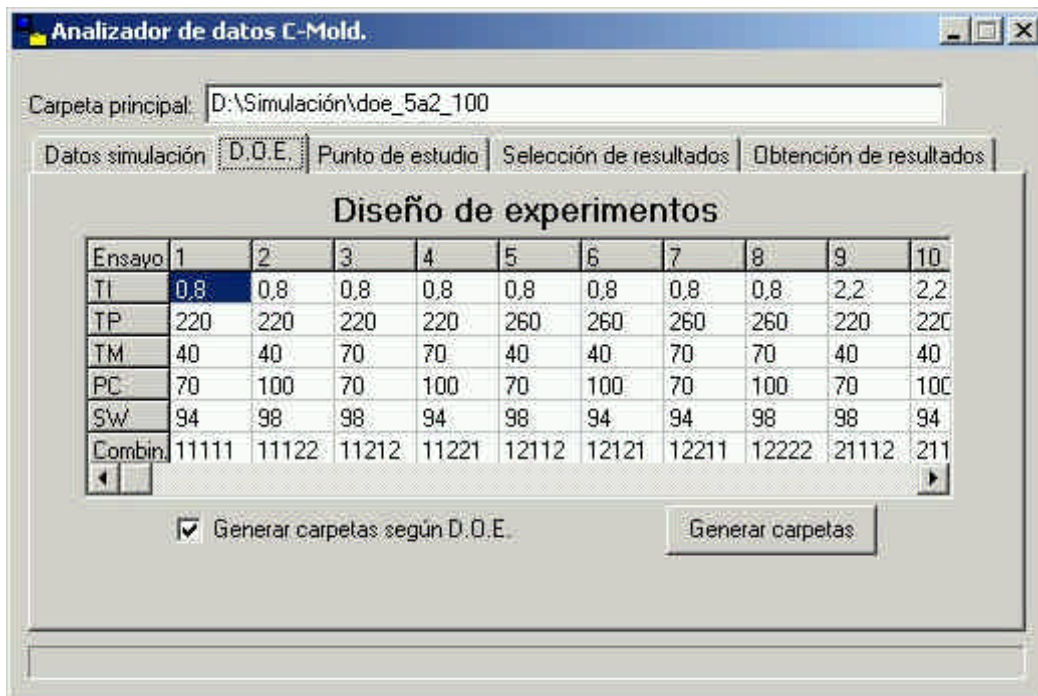


Figura 3.2. Software *Analizador 1.1.*

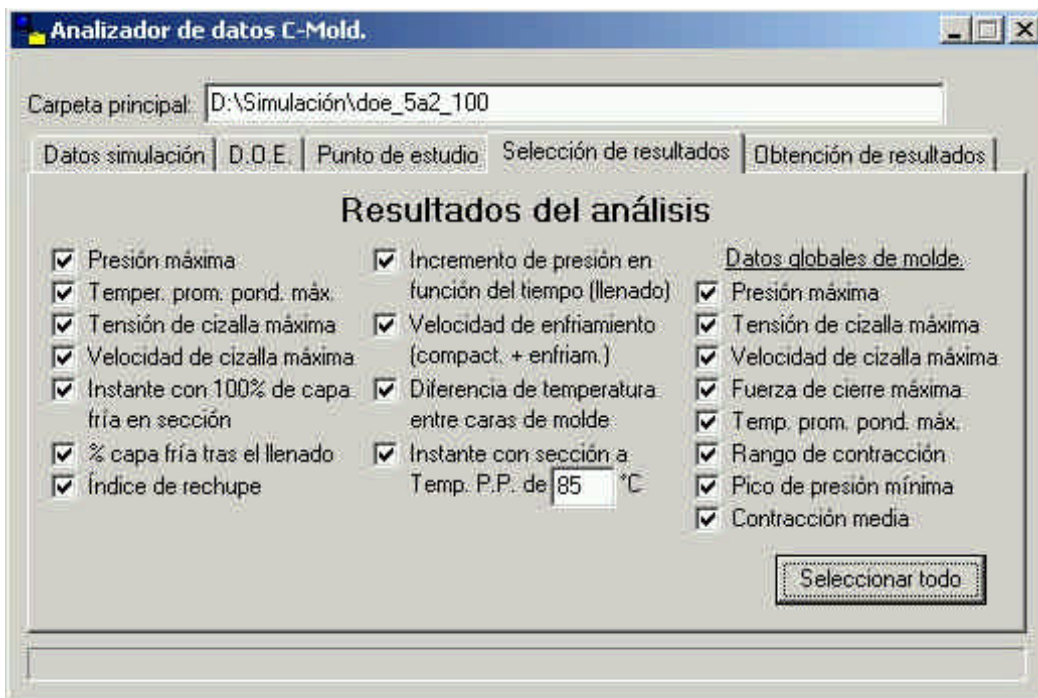
- Preparación del listado de simulaciones a efectuar para su uso mediante el software C-Mold (Figura 3.2).



- Designación de los nodos y elementos de estudio para la obtención de los resultados de procesos locales (Figura 3.3).

Figura 3.3. Software *Analizador 1.1.*

- Designación del listado de resultados de proceso a extraer y valorar como indicadores de efecto (Figura 3.4).

Figura 3.4. Software *Analizador 1.1.*

- Motor de localización y extracción de información sobre los resultados de proceso de las distintas carpetas para su evaluación tabular (Figura 3.5).

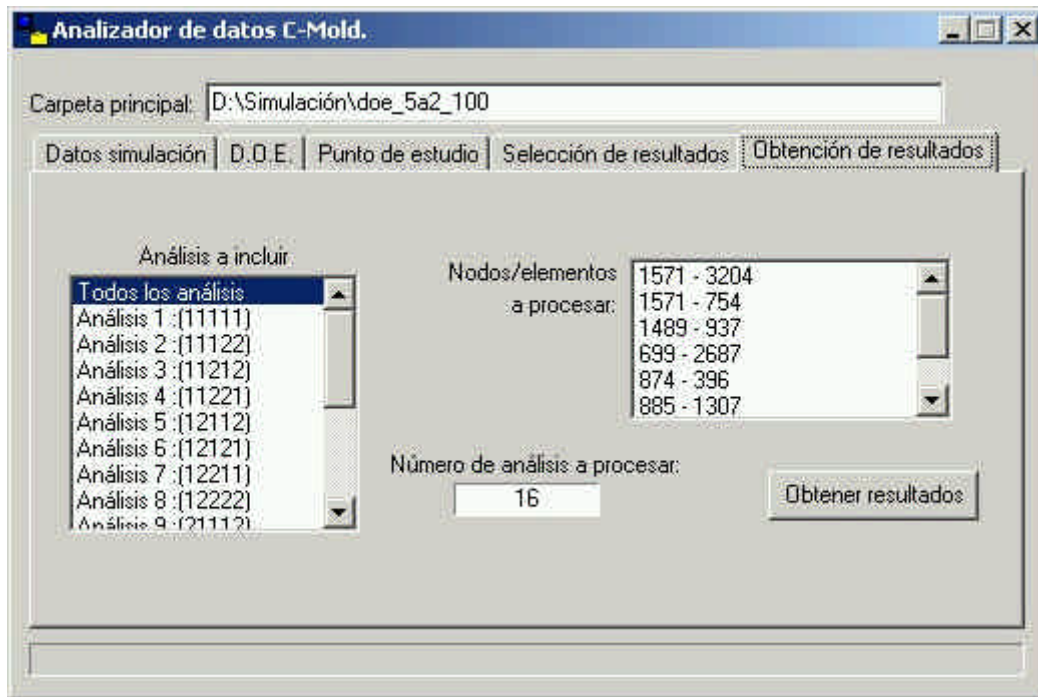


Figura 3.5. Software *Analizador 1.1*.

Los archivos de mallado y parámetros de cálculo coinciden para todas las simulaciones debido a que la información contenida en los mismos no incluye las variables de proceso o las características del material.

En los apartados siguientes se refieren ciertas particularidades tenidas en cuenta para los distintos archivos de simulación. Los valores mostrados en los archivos especificados están expresados en unidades del sistema internacional (SI).

### 3.1 PARÁMETROS DE CÁLCULO.

En el archivo de parámetros de cálculo se ha especificado la no realización del estudio de detalle de las secciones de la cavidad, ya que el resultado de simulación a lo largo de la sección en los nodos no ofrece información sobre los resultados de proceso previstos.

Con la finalidad de aumentar el nivel de detalle de los resultados en las dos fases de simulación (filling y post-filling), se ha adoptado un valor de 20 en el número de resultados ofrecidos a lo largo de dichas fases. Ello permite calcular con mayor fiabilidad los resultados de proceso relacionados con las velocidades de enfriamiento y de aumento de presión.

A continuación se lista el archivo semilla de parámetros de configuración y cálculo (.PAR), empleado para todas las simulaciones.

```

---- Beginning of title
TITL      parametros simulacion.par: Injection Molding
FILE      **/**/**      **:**:**      C-MOLD v4.0
---- Beginning of << C-MOLD Parameters - Version 4.0 >>
PRMT      1      33      Description of TCODE ....
100      1      # of layers across full-gap
           12
200      1      # design outputs in filling
           20
201      1      # detail outputs in filling
           0
202      1      # design outputs in post-filling
           20
203      1      # detail outputs in post-filling
           0
204      1      # design outputs in mold-opening
           0
205      1      # detail outputs in mold-opening
           0
302      1      Melt-temp convergence criterion
           0.2
305      1      Orientation convergence criterion
           0.5
307      1      Balancing convergence criterion
           5
310      1      Mold-melt heat-transfer coeff
           25000
313      1      Mold temp convergence criterion
           0.05
314      1      Cooling time convergence criterion
           1
402      1      Max # of melt-temp iterations
           100
405      1      Max # of orientation iterations
           100
407      1      Max # of balancing iterations
           10
413      1      Max # of cooling iterations
           25
514      1      Pressure work
           0
516      1      Juncture losses
           1
520      1      Save restart file (COOL)
           0
542      1      Runner diameter increment (RB)
           0.0001
544      1      Max vol ratio of runner vs part
           25
600      1      Residual stress analysis (W)
           1
602      1      Option for structural package (W)
           0
604      1      Isolate mechanism for warpage (W)
           1
606      1      Stress analysis w/o C-COOL (W)
           0
612      1      Option for non-linear warpage analysis
           0
613      1      Max # of non-linear s&w iterations
           20
620      1      Fiber orientation analysis (W)
           0
622      1      Fiber interaction coefficient (W)
           0.001
624      1      Fiber shape factor (W)
           1
626      1      Orientation BC option
           0
627      1      Fiber orientation during post-filling
           0
---- End of file
ENDF

```

### 3.2 MALLADO DE LA CAVIDAD.

El archivo de mallado de la cavidad (.FEM) es idéntico para todas las simulaciones, siendo el resumen final del mismo el siguiente (Figura 3.6):

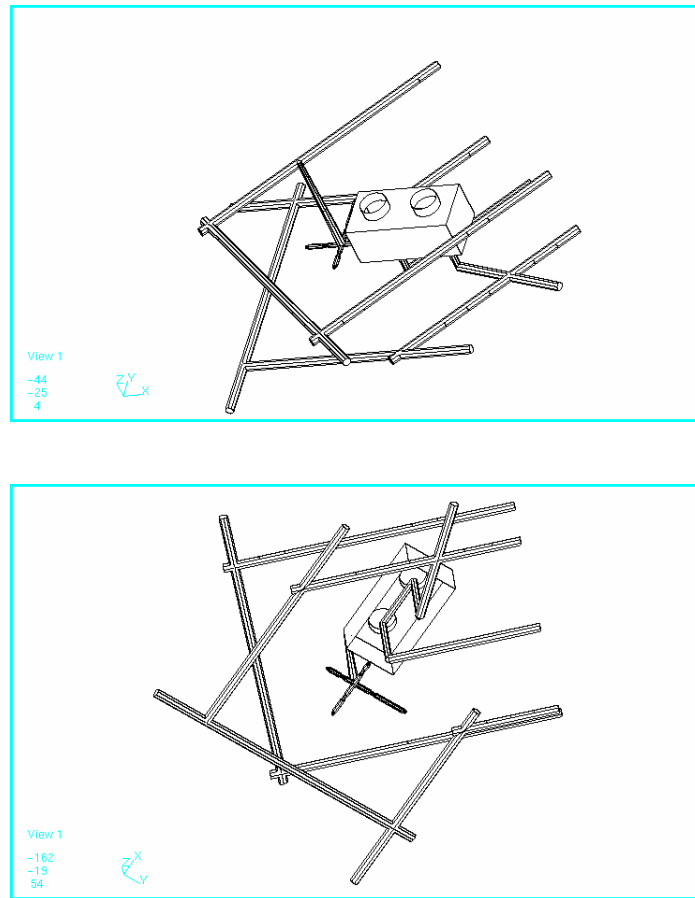


Figura 3.6. Mallado de la cavidad.

Número total de nodos:	1749
Número total de nodos de entrada de polímero:	1
Número total de elementos:	3205
Número total de elementos correspondientes a pieza:	3029
Número total de elementos correspondientes a bebedero, canales y entradas:	74
Número total de elementos correspondientes a canales de refrigeración:	102
Vector normal del plano de partición (x, y, z):	(0,0,1)
Relación de aspecto promedio de elementos 2D:	1,042
Relación de aspecto máxima de elementos 2D:	1,443
Relación de aspecto mínima de elementos 2D:	1,000
Volumen total:	40,10 cm <sup>3</sup>
Volumen total correspondiente a pieza:	35,20 cm <sup>3</sup>
Volumen total correspondiente a bebedero, canales y entradas:	4,90 cm <sup>3</sup>
Área total proyectada según plano de partición:	46,53 cm <sup>2</sup>

### 3.3 MATERIALES.

El archivo de características de materiales (.MTL) incluye la información referente al polímero inyectado, al fluido refrigerante empleado y al material del molde. A este respecto, tanto los datos del fluido refrigerante (agua) como el material del molde (acero AISI P-20) se han adoptado los parámetros estándar facilitados por el simulador y se mantienen constantes para todos los archivos.

En cuanto al polímero se refiere, la única variación considerada atiende al comportamiento reológico del material, ya que es el parámetro fundamental que los distingue a efectos de simulación. Se han mantenido invariables los restantes parámetros del comportamiento del material para todas las mezclas debido a la no disponibilidad de ensayos particularizados para cada mezcla y debido a la uniformidad de datos procedente de los fabricantes de las materias primas vírgenes (especialmente en lo referente a los valores de calor específico y corrección de Bagley).

En referencia a la conductividad térmica del material, cuyo valor determina de forma notable el comportamiento del material durante su enfriamiento en molde, se ha evaluado de forma indirecta mediante una comparativa entre los tiempos previstos en simulación y los tiempos reales evaluados en molde. De esta forma, se ha comprobado que la conductividad térmica disminuye con respecto a los valores típicos de las materias primas ( $0,18 \div 0,21 \text{ w/(m}\cdot\text{K)}$ ) entorno a un  $40 \div 50\%$ .

El archivo semilla empleado en todos los casos es el siguiente:

```

---- Beginning of title
TITL Blend ABS-PC: Productivity Solution 1999 0 378.15 Blend ABS-PC con alto MFI
FILE **/**/** **.*.*.* C-MOLD v4.0 6000 1 Constant coolant density
---- Beginning of << C-MOLD Material Properties - Version
4.0 >>
MTRL 1 17 Description of TCODE .... 6100 1 Constant coolant specific heat
1000 1 Constant polymer density 4180
1060 6200 1 Constant coolant thermal conduct
1004 13 2-domain mod Tait polymer den 0.643
b5 b6 b1m b2m b3m b4m b1s b2s 6302 3 Coolant viscosity w/ exp temp
b3s b4s b7 b8 b9 2.861E-005 783.8 396.8
1101 2 Tabulated polymer specific heat 6999 0 AGUA
513.15 2400 8000 1 Constant mold density
1201 4 Tabulated polymer therm conduct 7820
513.15 0.10 543.15 0.17 8100 1 Constant mold specific heat
1313 7 Cross-WLF polymer viscosity 460
n t* D1 D2 D3 A1 A2~ 8200 1 Constant mold thermal conduct
1360 2 Exp juncture loss 36.5
5.26 1 8999 0 ACERO AISI P-20
1500 1 Transition temperature
---- End of file
ENDF

```

### 3.4 CONDICIONES DE PROCESO.

El archivo de condiciones de proceso (.PRC) incluye la información referente a las distintas variables de proceso definidas según el D.O.E. propuesto, junto con ciertos parámetros constantes que se mantienen invariables para todas las simulaciones.

En este archivo se han incluido las características de la máquina de inyección empleada en el Laboratorio de Procesado de Polímeros de la E.P.S. de Alcoy en la que está montado el molde con la cavidad del presente estudio y cuyas características se citan en el apartado 4 del capítulo 1.

Dentro de los parámetros incluidos cabe destacar los siguientes:

- La velocidad de inyección se ha considerado con un perfil constante para toda la carrera de inyección en todas las simulaciones. Debido a que las condiciones que determinan el perfil ideal para el llenado de la cavidad (condición de velocidad del frente de avance constante) varían en función del desarrollo del llenado y dada la variabilidad de las mismas entre todas las simulaciones, se ha adoptado el perfil constante para poder garantizar la correcta comparación de todos los resultados obtenidos.
- Se ha tomado un caudal de 10 l/min en cada uno de los dos canales de refrigeración, siendo este valor el límite inferior que el equipo atemperador empleado en el Laboratorio de Procesado de Polímeros puede garantizar durante los ensayos.

El archivo semilla empleado en todos los casos es el siguiente:

```

---- Beginning of title
TITL      *.prc      : EPSA
FILE      **/**/**  **:**:** C-MOLD v4.0
---- Beginning of << C-MOLD Process Conditions - Version
4.0 >>
PROC      1      18  Description of TCODE ....
---- Machine description: Mateu & Solé/Meteor 270/75
10000     1      1  Max machine clamp force
              735727
10001     1      1  Max machine injection volume
              0.000155
10002     1      1  Max machine injection pressure
              1.735E+008
10005     1      1  Max machine injection rate
              0.000106
10006     1      1  Machine hydraulic response time
              0.2
10100     1      1  Fill time
              Variable A
10102     1      1  Post-fill time
              20
10104     1      1  Mold-open time
              2
10300     1      1  F/P switch over by % volume
              Variable E
10500     1      1  P/O switch over by ejection temp

10602     12     12  Ram speed profile (rel)
              0      50      10      50
              40      50      60      50
              80      50      100     50
10702     12     12  Pack/hold pressure profile (rel)
              0 Variable D 20 Variable D
              40 Variable D 60 Variable D
              80 Variable D 100 Variable D
11000     1      1  Ambient temperature
              298.15
11002     1      1  Inlet melt temperature
              Variable B
11100     10     10  Coolant manifold control
              1 Variable C 0.000166667 0
              1 2 Variable C 0.000166667
              0 1
14000     1      1  Max shear rate
              10000
14004     2      2  Min/max melt temperature
              483.15 543.15
14006     2      2  Min/max coolant temperature
              323.15 363.15
---- End of file
ENDF
    
```

### 3.5 RESULTADOS DE SIMULACIÓN.

Configurados los archivos de simulación de las 48 simulaciones previstas por el D.O.E. se ha ejecutado el análisis integrado de llenado-compactación-enfriamiento del software C-Mold (Integrated Filling and Post-filling) para cada una de ellas, obteniéndose los archivos de resultados correspondientes a dichos análisis (filling, post-filling y cooling).

De dichos archivos se han extraído los distintos valores correspondientes a los resultados de proceso considerados para el estudio y para su procesamiento posterior.

Es importante destacar que la evaluación de los resultados está supeditada al número de resultados obtenidos durante todas las fases del proceso de simulación (en este caso, 20 para la fase filling y 20 para la fase post-filling). Dicha discretización de los intervalos puede provocar que ciertos valores obtenidos no coincidan exactamente con el valor efectivo de toda la simulación. No obstante, los valores adoptados para el presente trabajo garantizan que dicha desviación de resultados sea muy pequeña y que no afecte sustancialmente al resultado final.

El listado de resultados de proceso considerados en la herramienta informática de extracción y disponibles para su uso como indicadores de efecto es el siguiente:

1. A nivel global de toda la cavidad.
  - Presión máxima alcanzada [MPa] (PRMM).
  - Temperatura promedio ponderada máxima alcanzada [°C] (TPMM).
  - Tensión de cizalla en pared máxima alcanzada [MPa] (TCMM).
  - Velocidad de cizalla característica máxima alcanzada [ $s^{-1}$ ] (VCMM).
  - Fuerza de cierre máxima alcanzada [Tm] (FCMM).
  - Rango comprendido entre los valores de contracción máxima y de contracción mínima al final del proceso [ $\Delta\%$ ] (RCOM).
  - Pico máximo de la presión mínima alcanzada [MPa] (PPMM).
  - Contracción media al final del proceso [%] (COPM).
2. A nivel local en determinados puntos de la cavidad.
  - Presión máxima alcanzada [MPa] (PRM).

- Temperatura promedio ponderada máxima alcanzada [°C] (TPM).
- Tensión de cizalla en pared máxima alcanzada [MPa] (TCM).
- Velocidad de cizalla representativa máxima alcanzada [ $s^{-1}$ ] (VCM).
- Instante con el 100% de capa fría [s] (TCF).
- % de capa fría al final de la fase de llenado [%] (CFL).
- Índice de rechupe [%] (INR).
- Valor promedio del incremento de presión en función del tiempo durante la fase de llenado [MPa/s] (DPR).
- Valor promedio de la velocidad de enfriamiento durante la fase de compactación-enfriamiento [K/s] (DTP).
- Diferencia de temperatura entre caras de molde [K] (DTC).
- Instante con una temperatura promedio ponderada igual o inferior a un valor prefijado como temperatura de extracción [s] (TEX).

La descripción de dichos resultados, así como su posible uso como indicadores de efecto, se citan en el apartado siguiente.

## 4. RESULTADOS DE PROCESO.

Desde el punto de vista global del proceso de inyección, existe un conjunto de parámetros de proceso que no pueden ser evaluados experimentalmente de forma directa, y que pueden ser evaluados fácilmente a través de simulaciones. Dichos parámetros se clasifican dentro del conjunto de resultados de proceso, dado que dependen directamente de las condiciones de inyección impuestas y están directamente relacionados con una serie de efectos observables sobre las piezas inyectadas.

A continuación se nombra el conjunto de resultados de proceso considerado en el presente trabajo y cuyos valores son extraídos de las distintas simulaciones efectuadas <sup>[XII]</sup> en el marco del D.O.E. propuesto.

### 1. Temperatura promedio ponderada [TPP] (*Bulk Temperature*).

La temperatura del polímero no varía sólo con el tiempo y la localización en la cavidad, sino que también lo hace a través de la sección transversal de la pieza durante todo el ciclo. Puesto que es difícil valorar los cambios de temperatura que sufre el



material, se emplea la Temperatura Promedio Ponderada para indicar la temperatura promedio ponderada en función de la velocidad de flujo a través de toda la sección del material.

Esta valoración de la temperatura representa la energía transportada a través de una determinada posición de la cavidad durante el llenado, de forma que considera la diferente temperatura que posee cada una de las capas de la sección transversal de la sección junto con la energía cinética de la misma en función de la velocidad que esta capa posee.

La expresión de cálculo de la TPP es la siguiente:

$$T_{pp} = T_{media} + \frac{\int_0^h v \cdot (T - T_{media}) \cdot dz}{\int_0^h v \cdot dz}$$

Cuando el flujo en la sección se detiene, la TPP expresa el valor medio de la temperatura de dicha sección, lo cual se aprecia durante la fase de compactación y enfriamiento.

Durante la fase de llenado, los puntos calientes de la cavidad aparecen cuando se produce un calentamiento del material por efecto de la viscosidad y la fricción interna. Por tanto, un valor elevado de la TPP es un indicador adecuado de la presencia de dichos puntos calientes en el seno de la cavidad.

Si, además, la TPP supera la temperatura máxima admisible para el material en un determinado punto, el material puede sufrir degradación y provocar la pérdida de características mecánicas, la presencia de quemaduras, etc.

Por otro lado, durante la fase de compactación-enfriamiento el material pierde calor a través de las paredes del molde, de forma que el volumen específico varía en función de las variaciones de presión y de temperatura del material.

La variación de volumen específico influye sobre las deformaciones que puede sufrir la pieza, cuando estas variaciones no son uniformes en todos los puntos. Dicha variación está directamente relacionada con la velocidad de enfriamiento del material a través del comportamiento p-v-T del mismo, por lo que la variación de la TPP en función del tiempo es un indicador válido del riesgo de deformación en pieza.

Los resultados de proceso relacionados con la TPP y considerados en el presente trabajo son:

- A nivel global: Temperatura promedio ponderada máxima en molde (TPMM).
- A nivel local: Temperatura promedio ponderada máxima (TPM).

- A nivel local: Velocidad de enfriamiento promedio durante la fase de compactación-enfriamiento (VEN).
- A nivel global: Rango entre velocidades de enfriamiento máxima y mínima durante la fase de compactación-enfriamiento (RVEN).
- A nivel local: Instante con TPP igual o inferior a un valor prefijado como temperatura de extracción (TEX).

## 2. Tensión de cizalla en pared [TCP] (*Wall shear stress*).

La tensión de cizalla en pared se define como la tensión de cizalla (o cortadura) que aparece en la interfase líquido-sólido en la sección de la cavidad considerada mientras se produce el llenado de la misma. Dicho valor es proporcional al gradiente de presión y es el valor máximo de la tensión de cizalla que aparece en toda la sección de la cavidad en dicho punto.

Indirectamente ofrece una indicación del grado de orientación de las moléculas/fibras que se produce en el material en cada posición de la cavidad. Un valor elevado de la tensión de cizalla en pared supone un mayor grado de orientación del material, especialmente en la superficie de la pieza, lo cual supone una mayor anisotropía del material y una mayor diferenciación de las características mecánicas del material según la dirección del flujo.

Por otro lado, una combinación de elevada tensión de cizalla y de elevada velocidad de cizalla del material pueden conducir a una degradación del mismo.

Como regla orientativa general la tensión de cizalla debe mantenerse por debajo de 20 veces del valor de la constante  $\tau^*$  del modelo de Cross-WLF del material.

Los resultados de proceso relacionados con la TCP y considerados en el presente trabajo son:

- A nivel global: Tensión de cizalla en pared máxima en molde (TCMM).
- A nivel local: Tensión de cizalla en pared máxima (TCM).

## 3. Presión en cavidad [PRC] (*Cavity pressure*).

Como consecuencia de la aparición de la TCP durante el paso del material a través de las distintas secciones de la cavidad, se hace necesario aplicar al fluido desde su entrada una presión que permita el avance de éste a lo largo de toda la cavidad. Dicha presión en la entrada se transmite hacia todo el material de modo que en cada punto de la cavidad esta sometido a una presión, cuyo valor disminuye desde el valor de la presión en la entrada hasta el valor nulo en los puntos del frente de avance del material.

La PRC crece progresivamente durante la fase de llenado y, posteriormente, tiende a aumentar hasta un valor máximo como consecuencia del mantenimiento de la presión sobre el material en la entrada durante la fase de compactación, disminuyendo a continuación conforme el material se enfría.

Este resultado sirve de indicador del consumo energético necesario para producir el llenado del molde, dado que valores elevados de PRC implican una mayor presión hidráulica en el tornillo de inyección.

Este resultado está, a su vez, relacionado con otros efectos sobre pieza como la contracción final, deformaciones y características mecánicas, aunque éstos se caracterizan mejor mediante otros resultados de proceso.

Los resultados de proceso relacionados con la PRC y considerados en el presente trabajo son:

- A nivel global: Presión máxima en molde (PRMM).
- A nivel local: Presión máxima (PRM).

#### **4. Pico de Presión Mínima [PPM] (*Minimum peak pressure*).**

En cualquier instante del proceso de inyección existe una distribución de PRC en toda la cavidad, de forma que siempre aparece un nodo (o conjunto de nodos) cuyo valor de la PRC es mínimo (normalmente los nodos cercanos al punto que se llena en último lugar). Dicho valor mínimo varía con el tiempo y describe una curva con un valor máximo que marca las condiciones más desfavorables de compactación en el seno de la cavidad.

El valor de PPM es, por tanto, un indicador del grado de compactación del material y, por ello, del volumen específico del material mínima alcanzado antes de su enfriamiento por debajo de la temperatura de transición. Puesto que la resistencia mecánica es una característica ligada directamente a la densidad del material, este resultado resulta válido para la evaluación del comportamiento mecánico de la pieza final.

Los resultados de proceso relacionados con la PPM y considerados en el presente trabajo son:

- A nivel global: pico máximo de presión mínima (PPMM).

#### **5. Fuerza de cierre requerida [FCR] (*Clamp force*).**

Debido a la necesidad de aplicar una presión de inyección al material para que éste pueda penetrar en la cavidad y de la PRC que se desarrolla, aparece sobre las dos

caras del molde (macho y hembra) un esfuerzo que favorece la apertura del molde y que es soportado directamente por los platos de la máquina de inyección.

La fuerza de cierre requerida representa la fuerza que es necesario aplicar entre los platos de sujeción del molde para mantener este cerrado durante el proceso y conseguir que el material permanezca en el interior de la cavidad. Su cálculo se efectúa según la expresión:

$$F = \int_A p \cdot \vec{n} \cdot \overline{dA}$$

donde  $\vec{n}$  es el vector unitario según la dirección de apertura del molde,  $p$  es la presión del material que actúa sobre la superficie  $\overline{dA}$  y  $A$  es la superficie interior de la cavidad sobre una de las caras del molde (macho o hembra).

Si el valor de la fuerza de cierre suministrada por la maquina tiene un valor inferior a la FCR, se producirá la apertura del mismo y el material escapará hacia el exterior provocando rebabas en la pieza final. Por este motivo, la FCR puede ser considerada como indicador de la tendencia a aparición de dicho defecto, si se considera que la máquina de inyección tiene un valor fijo de fuerza de cierre entre platos.

Los resultados de proceso relacionados con la FCR y considerados en el presente trabajo son:

- o A nivel global: Fuerza de cierre requerida máxima en molde (FCMM).

## 6. Velocidad de Cizalla Característica [VCC] (*Representative Shear Rate*).

La velocidad de cizalla, como la temperatura, varía a través de la sección de la cavidad en cada punto de la misma.

El valor de la Velocidad de Cizalla Característica no es un valor promedio ni un valor promedio ponderado de la velocidad de cizalla calculado para toda la sección de la cavidad, ya que el cálculo del valor promedio real supone un valor muy inferior al de la VCC debido a la gran variación existente a lo largo de toda la sección.

Para la determinación de dicha VCC, se considera la expresión:

$$\dot{\gamma}_{\text{caract}} = \frac{\tau_{\text{pared}}}{h_{\text{caract}}}$$

donde  $\tau_{\text{pared}}$  es la TCP y  $\eta_{\text{caract}}$  es la viscosidad característica del material en la sección.

Para determinar, a su vez, la viscosidad característica del material se emplea el concepto de fluidez del material en la sección, que se evalúa como:

$$Fluidez \equiv \int_0^h \frac{z^2}{h} dz = \frac{h^3}{3h_{caract}}$$

$$h_{caract} = \frac{h^3}{3 \int_0^h \frac{z^2}{h} dz}$$

Un valor excesivo de la VCC supone la degradación del material (rotura de las cadenas poliméricas del material, pérdida de características mecánicas, etc.), por lo que puede ser empleado como indicador de dicho defecto.

Los resultados de proceso relacionados con la VCC y considerados en el presente trabajo son:

- A nivel global: Velocidad de cizalla característica máxima en molde (VCMM).
- A nivel local: Velocidad de cizalla característica máxima (VCM).

## 7. Porcentaje de Capa Fría [CFR] (*Frozen Layer Fraction*).

Conforme el material inyectado penetra en la cavidad, éste va solidificando tan pronto toma contacto con la pared interna de la misma, de forma que aparece una capa de material solidificado (capa fría) creciente con el tiempo.

El porcentaje de capa fría representa el espesor de la capa de material que ha solidificado en un instante y en un punto dados, en relación con el espesor total de la sección en dicho punto. Dicho valor oscila a lo largo del tiempo entre cero y uno.

Un valor elevado de CFR indica que el espesor de material solidificado en la sección es grande y, por tanto, se traduce en una disminución de la sección útil por donde puede pasar el material para continuar su recorrido a lo largo de la cavidad.

Durante el llenado el espesor de esta capa alcanza un valor que tiende a permanecer constante cuando se equilibran el flujo de calor perdido por la pared del molde con el aporte de calor debido al flujo. Cuando el flujo de material cesa, deja de aportarse calor y, a partir de este instante, la capa de material solidificado aumenta rápidamente.

La capa fría tiene gran influencia sobre la resistencia al flujo, pues la disminución del espesor de la vena de fluido tiene gran influencia sobre la fluidez del material (véase la VCC) al ser ésta proporcional al cubo del espesor. Por tanto una disminución de espesor del 50 % produce una disminución de la fluidez en un factor de 8.

Si el valor de CFR alcanza la unidad antes del completo llenado de la cavidad en alguna sección del sistema de llenado o de la pieza, ello conducirá a la obtención de

piezas incompletas, por lo que este resultado de proceso es un indicador adecuado de aparición de dicho defecto.

Los resultados de proceso relacionados con la CFR y considerados en el presente trabajo son:

- A nivel local: % de capa fría al final del llenado (CFL).
- A nivel local: Instante con 100% de capa fría (TCF).

#### **8. Diferencia de temperaturas entre caras de molde [DTC] (*Mold temperature difference*).**

La diferencia de temperaturas entre las caras de molde surge como consecuencia de la refrigeración asimétrica de la cara macho y de la cara hembra en cada punto de la cavidad. Dicho valor se calcula promediando las diferencias existentes en cada instante y en cada punto para todo el ciclo.

Valores elevados de la DTC suponen que existe una gran diferencia en la velocidad de evacuación de calor entre las dos caras del molde en el punto considerado, lo cual provoca que aparezca una contracción diferencial entre las capas de la sección de material. Ello se traduce en deformaciones en la sección y en la aparición de tensiones internas de origen térmico.

Por este motivo la DTC se pueda considerar como un indicador de las tensiones térmicas residuales como consecuencia del enfriamiento desequilibrado de la sección. A título orientativo, cuando la DTC supera los 5-10 °C se considera suficiente para que aparezcan tensiones en el material, siendo tanto mayores cuanto mayor sea esta diferencia.

Los resultados de proceso relacionados con la DTC y considerados en el presente trabajo son:

- A nivel local: Diferencia de temperaturas entre las caras (DTC).

#### **9. Índice de rechupe [INR] (*Sink Index*).**

Debido al cambio de volumen específico que se produce en el material durante su enfriamiento, las distintas secciones de la cavidad sufren contracciones distintas en función de las condiciones de enfriamiento, presión de compactación, etc.

El índice de rechupe se define como una expresión que muestra la tendencia potencial a producir contracciones locales como consecuencia de las diferencias de volumen específico que el material presenta en toda su sección.

Su evaluación se realiza cuando la presión en la sección alcanza el valor cero (presión atmosférica) durante la fase de enfriamiento mediante la expresión:

$$INR = \frac{\frac{(x^+ - x^-)}{\mathbf{u}(T_g, p_{atm})} - \int_{-x}^x \frac{1}{\mathbf{u}(z)} dz}{\frac{2 \cdot h}{\mathbf{u}(T_g, p_{atm})}}$$

donde  $\mathbf{u}$  es el volumen específico del material,  $h$  el semiespesor de la sección, y  $x^+$  y  $x^-$  son los valores superior e inferior respectivamente de posición dentro de la sección en los que se ha alcanzado la temperatura de transición  $T_g$ .

Por estos motivos, el INR es un indicador adecuado de la contracción potencial que puede producirse en la sección como consecuencia de que el núcleo de la misma tenga una temperatura elevada frente a la superficial, lo que se traduce en rechupes superficiales cuando las secciones tienen distinto espesor o en irregularidades superficiales que disminuyen la planitud final de la pieza.

Los resultados de proceso relacionados con el INR y considerados en el presente trabajo son:

- A nivel global: Rango de índice de rechupe (RIRM).

## 10. Contracción volumétrica [COV] (*Volumetric Shrinkage*).

De forma similar a la temperatura, el volumen específico del material varía a lo largo del tiempo, no sólo en cada punto de la cavidad, sino que también la hace a través de la sección de la cavidad en dicho punto.

La evaluación de la contracción volumétrica se efectúa mediante la expresión:

$$COV = 1 - \frac{\mathbf{u}(T_{ambiente}, p_{atm})}{\bar{\mathbf{u}}(t)}$$

$$\bar{\mathbf{u}}(t) = \frac{1}{2 \cdot h} \int_{-h}^h \mathbf{u}(z, t) dz$$

La COV varía en el tiempo pero tiende asintóticamente hasta alcanzar un valor mínimo conforme la presión se aproxima hasta la atmosférica, ya que la masa a partir de este momento permanece constante en el volumen de control considerado.

Sin embargo, si la presión de compactación se elimina antes de que el material haya solidificado o si la PRC en la cavidad no es cero, la COV puede aumentar debido al reflujo de material hacia la boquilla de la máquina o hacia otras zonas más calientes de la cavidad.

La contracción volumétrica media es un indicador de la contracción lineal, de forma que, si el material contrae isotrópicamente, la contracción lineal es aproximadamente 1/3 del valor de la COV. Por ello, este resultado es un indicador adecuado para la evaluación de la contracción de la pieza.

Si, además, la COV no es uniforme en todos los puntos del molde, el riesgo de deformaciones también se incrementa, y, junto con ello, aumentan las variaciones de dimensiones de la pieza frente al molde. Es por esto por lo que este resultado también es idóneo para la evaluación del riesgo de deformación en pieza.

Los resultados de proceso relacionados con el COV y considerados en el presente trabajo son:

- A nivel global: Contracción volumétrica promedio al final de la compactación-enfriamiento (COPM).
- A nivel global: Rango de contracción volumétrica (Diferencia entre contracción máxima y contracción mínima al final de la fase de compactación-enfriamiento) (RCOM).

## **11. Líneas de Soldadura** (*Weld lines*).

Las líneas de soldadura se forman cuando se unen dos frentes de material fluido que han circulado por recorridos diferentes y el ángulo de encuentro formado entre ambos frentes es inferior a 135°.

Estas líneas de soldadura presentan como principal característica una baja resistencia mecánica como consecuencia de una desfavorable orientación de las cadenas de polímero en la zona de encuentro, una falta de unión de los frentes, la formación o aparición de pequeñas entallas superficiales, y el atrapamiento de aire y materias volátiles en la zona de unión.

Las características mecánicas de las líneas de soldadura mejoran cuando las temperaturas de los dos frentes que se unen son más elevadas y si su diferencia es menor a 10 K. También mejoran dichas características si la presión de compactación en la zona de unión es más elevada.

Aunque la aparición de las líneas de soldadura no puede ser evitada en la gran mayoría de ocasiones por deberse a aspectos geométricos y de distribución de cavidades del molde, sí que puede disminuirse el riesgo de pérdida de resistencia mecánica de las líneas de soldadura como efecto sobre pieza.



Para ello se consideran en el presente trabajo los siguientes resultados de proceso evaluados en los nodos donde se generan las líneas de soldadura:

- A nivel local: Presión máxima (PRM).
- A nivel local: Temperatura promedio ponderada máxima (TPM).



## ***CAPÍTULO 4.***

### ***RESULTADOS DEL ANÁLISIS: OPTIMIZACIÓN Y MODELIZACIÓN DE LA PROCESABILIDAD.***



## **CAPÍTULO 4.**

### **RESULTADOS DEL ANÁLISIS: OPTIMIZACIÓN Y MODELIZACIÓN DE LA PROCESABILIDAD.**

<b>1. SELECCIÓN DE PUNTOS DE ESTUDIO DE LA GEOMETRÍA....</b>	<b>4.1</b>
<b>2. ANÁLISIS PRELIMINAR DE LAS DIFERENTES MEZCLAS: COMPARATIVA DE DATOS GLOBALES.....</b>	<b>4.3</b>
<b>3. TRATAMIENTO ESTADÍSTICO DE LOS RESULTADOS DE PROCESO. ....</b>	<b>4.7</b>
<b>3.1 MODELIZACIÓN DE RESULTADOS.....</b>	<b>4.8</b>
<b>4. VALORACIÓN DE EFECTOS SOBRE PIEZA. ....</b>	<b>4.10</b>
<b>4.1 INDICADORES DE PROCESO CONSIDERADOS.....</b>	<b>4.10</b>
<b>4.2 MATRICES DE INDICADORES. ....</b>	<b>4.14</b>
<b>5. MODELOS DE REGRESIÓN DE LOS INDICADORES DE PROCESO. ....</b>	<b>4.15</b>
<b>5.1 RESULTADOS DEL ANÁLISIS. ....</b>	<b>4.15</b>
<b>5.2 CONCLUSIONES SOBRE EL MODELO DE REGRESIÓN. ....</b>	<b>4.65</b>
<b>6. EVALUACIÓN DE MODELOS: CRITERIOS DE DETERMINACIÓN DE CONDICIONES ÓPTIMAS. ....</b>	<b>4. 66</b>
<b>6.1 METODOLOGÍA PARA LA DETERMINACIÓN DE CONDICIONES DE PROCESO ÓPTIMAS. ....</b>	<b>4.66</b>
<b>6.2 CRITERIOS PARA LA DETERMINACIÓN DE CONDICIONES DE PROCESO ÓPTIMAS.....</b>	<b>4.68</b>
<b>6.3 RESULTADOS DE APLICACIÓN DE LOS CRITERIOS DE PONDERACIÓN.....</b>	<b>4.71</b>
<b>7. CONCLUSIONES.....</b>	<b>4.76</b>
<b>8. MODELIZACIÓN DE LA PROCESABILIDAD DEL MATERIAL..</b>	<b>4.78</b>



## ***CAPÍTULO 4.***

### ***RESULTADOS DEL ANÁLISIS: OPTIMIZACIÓN Y MODELIZACIÓN DE LA PROCESABILIDAD.***

#### **1. SELECCIÓN DE PUNTOS DE ESTUDIO DE LA GEOMETRÍA.**

Para proceder al análisis de los resultados obtenidos y efectuar la relación entre resultados e indicadores, se han seleccionado un conjunto de nodos y elementos del mallado de la cavidad para la obtención de los resultados de proceso locales asociados a los mismos.

Dicha selección ha sido efectuada de acuerdo con el siguiente criterio:

- El número de nodos seleccionados debe ser el menor posible para no aumentar el tiempo de computación de los indicadores de efecto seleccionados.
- Los nodos seleccionados deben ser significativos de la zona de la cavidad que se considere, de forma que los valores obtenidos para dicho nodo sean similares a los de los nodos adyacentes al mismo. Dicho criterio es extensible a los elementos seleccionados. Esto permite el establecimiento de zonas de cavidad con comportamientos similares.
- Es conveniente que algunos de los nodos seleccionados tengan en común una determinada línea de flujo del material para que ello permita evaluar el comportamiento del mismo durante la fase de llenado.
- Deben contemplarse aquellos puntos de la cavidad donde se producen líneas de soldadura para evaluar sus efectos correspondientes. La localización de dichas zonas puede efectuarse mediante un análisis tipo FILLING-EZ mediante el software C-Mold, realizado previamente a cualquier tipo de simulación comprendida en el D.O.E.
- El nodo de entrada a la cavidad debe ser evaluado tanto en el tramo correspondiente a la propia entrada (elemento del canal) como en la zona adyacente dentro de la cavidad (elemento en cavidad) para poder evaluar la solidificación de los mismos y las posibles diferencias existentes entre ambos para otros resultados de proceso. Esto aporta información relativa a la finalización de la fase de compactación y posibles degradaciones del material tras su entrada en la cavidad.

De acuerdo con esto, los puntos considerados para su análisis se reflejan en las figuras siguientes (Figura 4.1 y Figura 4.2).

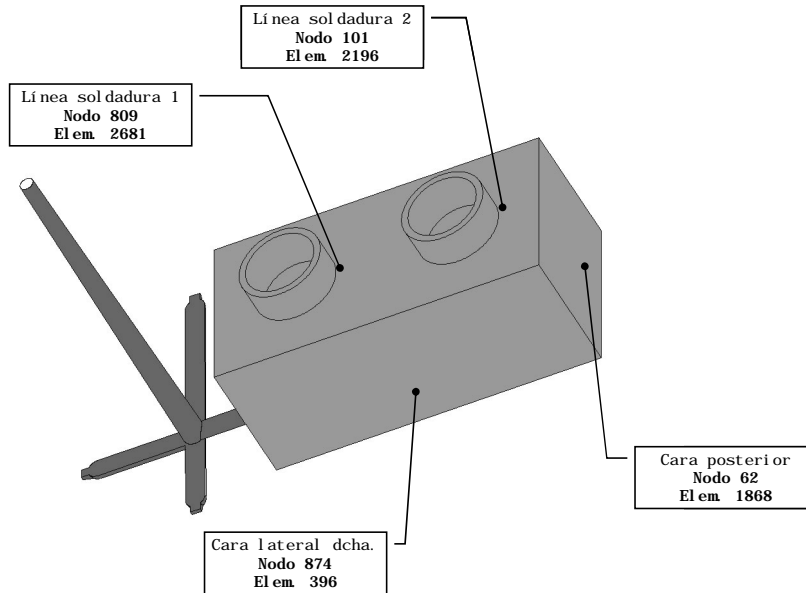


Figura 4.1. Puntos considerados para su análisis.

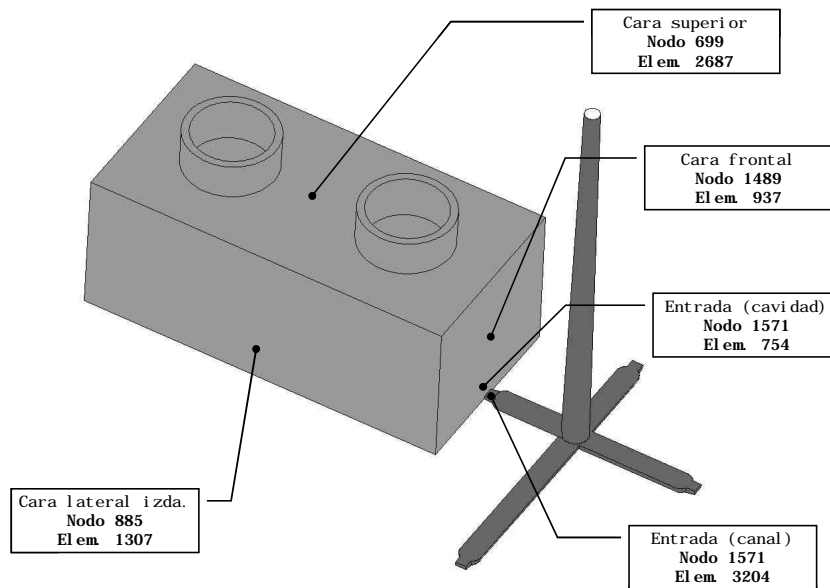


Figura 4.2. Puntos considerados para su análisis.



## **2. ANÁLISIS PRELIMINAR DE LAS DIFERENTES MEZCLAS: COMPARATIVA DE DATOS GLOBALES.**

La matriz de variables de proceso, de acuerdo con el D.O.E. seleccionado, se ha aplicado para los modelos de tres mezclas distintas:

- Mezcla A: ABS 100%.
- Mezcla B: ABS 95% + PC 5%
- Mezcla C: ABS 90% + PC 10%

Una vez efectuada la simulación del comportamiento de las tres mezclas, se ha efectuado un análisis preliminar para evaluar la influencia del contenido de policarbonato sobre los resultados de proceso, de forma que se puedan preestablecer posibles relaciones existentes entre éstos y el tipo de mezcla.

De la comparación de los resultados obtenidos a nivel global (Figura 4.3 a Figura 4.10) para los ensayos equivalentes en cada uno de los materiales se deducen las siguientes conclusiones.

- No existe proporcionalidad directa entre la variación del conjunto de resultados globales de proceso y el contenido de policarbonato de la mezcla, lo cual permite concluir que la variación de viscosidad del material supone cambios más significativos en el material de lo que se podía presuponer para los contenidos tan bajos de policarbonato en la mezcla.
- Es destacable que dos resultados directamente relacionados como son la PRMM y FCMM muestran un comportamiento muy diferente en función del contenido de policarbonato, lo cual corrobora que el tratamiento de los materiales debe efectuarse de forma separada.

No obstante, resultados como TCMM, FCMM y PPMM sí muestran que la inclusión del policarbonato en la mezcla desvía el comportamiento de forma clara respecto al ABS al 100%, aunque sin mostrar ningún tipo de proporcionalidad con respecto al % de policarbonato.

- Resultados como la TCMM y TPMM indican claramente su dependencia directa con respecto a ciertas variables de proceso y no se ven influenciadas por el contenido de policarbonato.
- Es destacable el incremento de la COPM con la adición de policarbonato a la mezcla, lo cual apunta al aumento de la tendencia a contracción del material con respecto al ABS al 100%. Ello se ve, en cierto modo, compensado por la disminución del RCOM con el % de policarbonato, lo que indica que la tendencia a la deformación en pieza es menor.

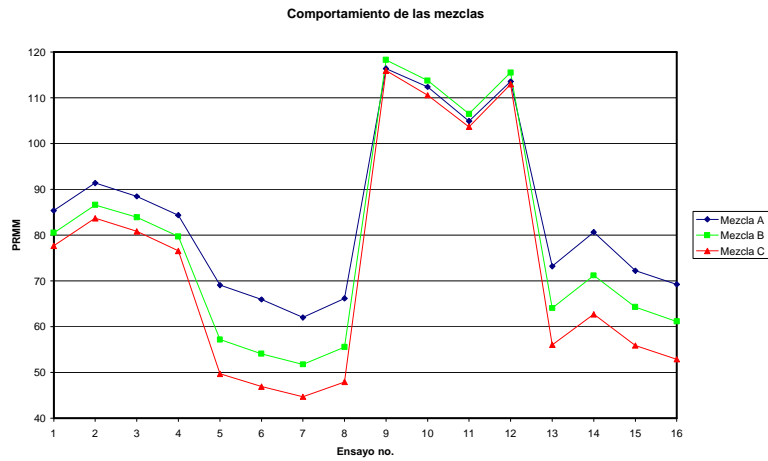


Figura 4.3. Comportamiento de la PRMM.

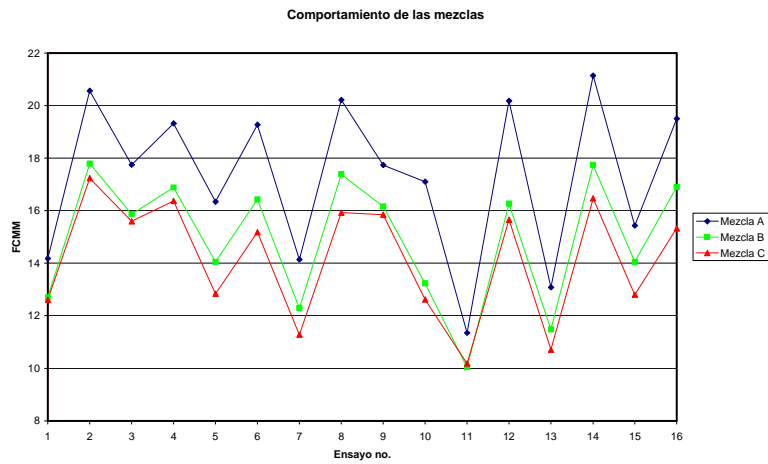


Figura 4.4. Comportamiento de la FCMM.

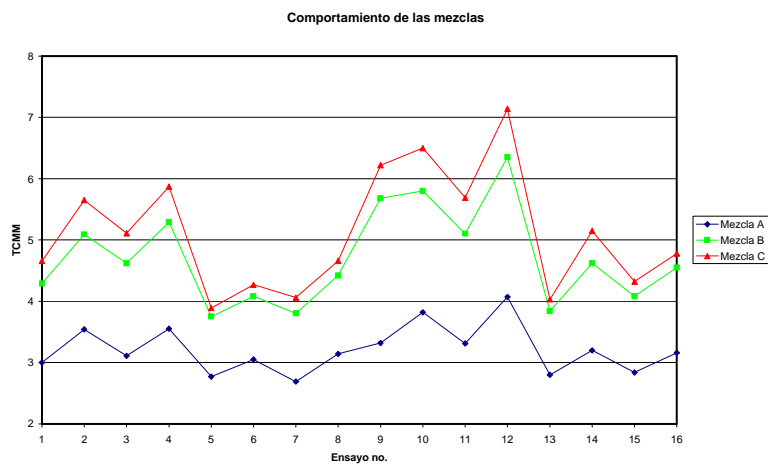


Figura 4.5. Comportamiento de la TCMM.

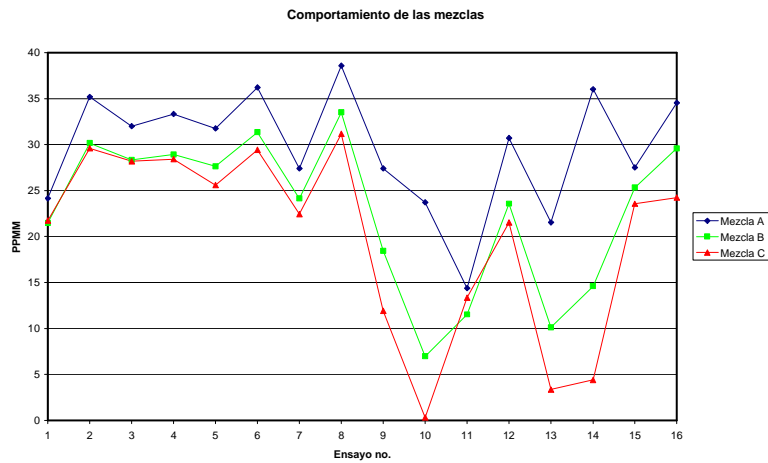


Figura 4.6. Comportamiento de la PPMM.

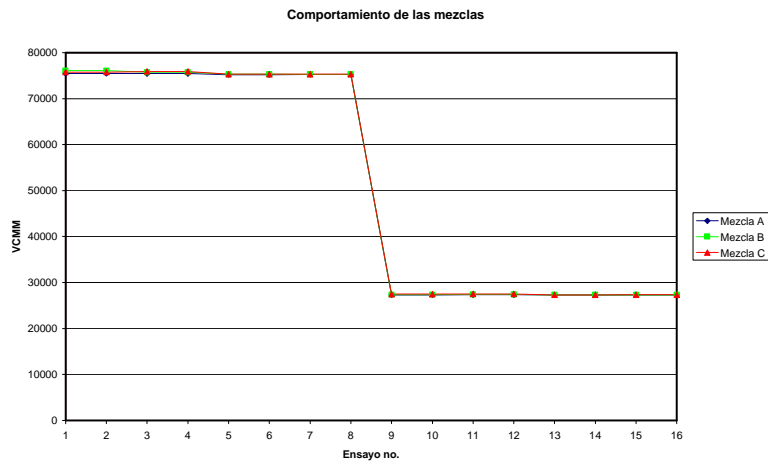


Figura 4.7. Comportamiento de la VCMM.

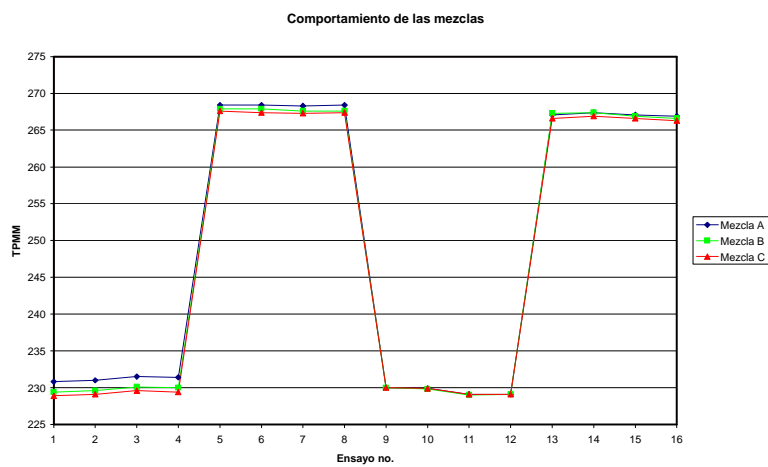


Figura 4.8. Comportamiento de la TPMM.

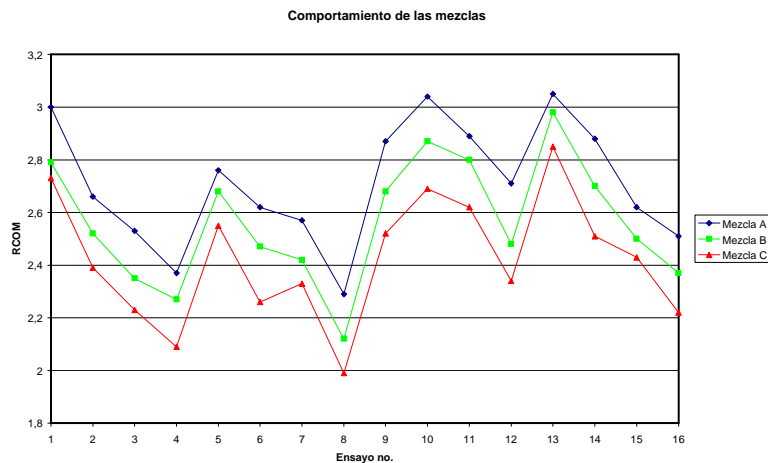


Figura 4.9. Comportamiento de la RCOM.

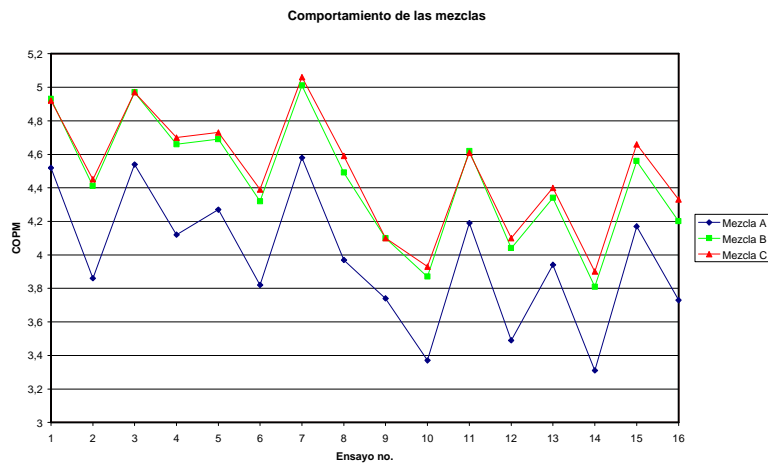


Figura 4.10. Comportamiento de la COPM.

- El comportamiento de la PPMM, aunque apunta a una cierta dependencia con respecto al contenido de policarbonato en la mezcla, presenta irregularidades que impiden la correlación entre resultado y tipo de mezcla.

Dadas las conclusiones anteriores, parece adecuado considerar el estudio por separado de las distintas mezclas a efectos de las condiciones de proceso, proponiéndose para trabajos posteriores un estudio con mayor detalle de la influencia del contenido de policarbonato a través de la evaluación de un mayor número de mezclas con distintos % de policarbonato.

### 3. TRATAMIENTO ESTADÍSTICO DE LOS RESULTADOS DE PROCESO.

Con el fin de establecer la relación existente entre los resultados de proceso y las variables se han completado las denominadas *matrices de resultados*  $\mathbf{R}$  (una por cada mezcla) de acuerdo con el siguiente esquema:

- El número de filas de la matriz se corresponde con el número de simulaciones,  $n_{es}$ , realizados, de forma que la información incluida en cada una de las filas se corresponde con cada uno de las simulaciones realizadas.
- Las primeras  $n_v$  columnas recogen la información de cada una de las variables de proceso, tal y como se refleja en la tabla de ensayos en correspondencia con los ensayos  $ES_i$ , y que compone la submatriz de datos de entrada,  $\mathbf{R}_v$ .
- Las restantes  $n_r$  columnas incluyen la información de todos los resultados de proceso, tanto, siguiendo la misma correspondencia con los ensayos  $ES_i$ , y que da forma a la submatriz de indicadores,  $\mathbf{R}_r$ .

$$\mathbf{R} = [\mathbf{R}_v \quad \mathbf{R}_r]$$

$$\mathbf{R}_v = \begin{bmatrix} v_{1,1} & v_{1,2} & \cdots & v_{1,n_v} \\ v_{2,1} & v_{2,2} & \cdots & v_{2,n_v} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ v_{n_{es},1} & v_{n_{es},2} & \cdots & v_{n_{es},n_v} \end{bmatrix} \quad \mathbf{R}_r = \begin{bmatrix} r_{1,1} & r_{1,2} & \cdots & r_{1,n_r} \\ r_{2,1} & r_{2,2} & \cdots & r_{2,n_r} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ r_{n_{es},1} & r_{n_{es},2} & \cdots & r_{n_{es},n_r} \end{bmatrix}$$

Expresado en forma de matriz de vectores columna e independientemente del carácter de cada submatriz:

$$\mathbf{R} = [\vec{t}_1 \quad \vec{t}_2 \quad \cdots \quad \vec{t}_{n_v+n_r}]$$

$$\text{siendo: } \vec{t}_i = \begin{bmatrix} x_{1,i} \\ x_{2,i} \\ \vdots \\ x_{n_{es},i} \end{bmatrix}$$

De acuerdo con dicha definición, los distintos vectores columna reflejan los valores correspondientes empleados para las variables de proceso y los obtenidos para los resultados de proceso sin aportar en ningún caso información relativa que permita su comparación entre sí ni sobre la relación que puede existir entre variables y resultados.

Con el objeto de poder establecer comparaciones entre los valores de cada vector columna con los restantes es conveniente normalizar cada una de ellos, aplicándose para ello la siguiente transformación.

Dado el vector columna  $\vec{t}_i$ , se define como vector columna normalizado  $\vec{s}_i$  a:

$$\vec{s}_i = \begin{bmatrix} s_{1,i} \\ s_{2,i} \\ \vdots \\ s_{n_{es},i} \end{bmatrix}, \quad s_{j,i} = 2 \cdot \frac{x_{j,i} - x_{\min}}{x_{\max} - x_{\min}} - 1, \quad j = 1, 2, \dots, n_{es}$$

siendo:

$$x_{\min} = \min(x_{1,i}, x_{2,i}, \dots, x_{n_{es},i}) \quad \text{y} \quad x_{\max} = \max(x_{1,i}, x_{2,i}, \dots, x_{n_{es},i})$$

lo cual supone una transformación lineal de la variable de la columna a un nuevo valor comprendido en el rango  $[-1,1]$ .

La matriz resultante  $S$  tras dicho proceso de normalización recibe el nombre de *matriz normalizada de resultados*, cuya estructura coincide con la de la matriz de resultados  $R$ , y en la que se pueden distinguir las dos submatrices de información: la de variables de proceso,  $S_v$ , y la de resultados de proceso,  $S_I$ .

$$S = [S_v \quad S_I]$$

Para poder distinguir las denominaciones de las variables y resultados normalizados de los no normalizados, se empleará el sufijo N aplicado al nombre de la variables o resultado considerado (p.ej., TI  $\Leftrightarrow$  TIN, PRMM  $\Leftrightarrow$  PRMMN).

### 3.1 MODELIZACIÓN DE RESULTADOS.

Los resultados de proceso obtenidos, una vez normalizados, son susceptibles de ser tratados estadísticamente para determinar el grado de dependencia de los mismos con respecto a las distintas variables de proceso y para evaluar las posibles interacciones entre dichas variables sobre cada resultado.

Para efectuar dicho tratamiento, se ha empleado el software Statgraphics Plus 5.1<sup>1</sup>, con el que se ha modelizado el comportamiento de los distintos resultados de proceso normalizados en función de las variables de proceso normalizadas.

---

<sup>1</sup> Statgraphics Plus 5.1 es una marca registrada de Statistical Graphics Corp.

El criterio seguido para dicha modelización mediante regresión lineal se ha basado en el estudio del gráfico de Pareto y de las gráficas de interacción entre variables, tomando sólo en consideración para el modelo de regresión de cada resultado aquellas variables e interacciones cuyos efectos estimados superen el valor 0.1, tal y como se refleja en las gráficas de Pareto no estandarizadas (Figura 4.11).

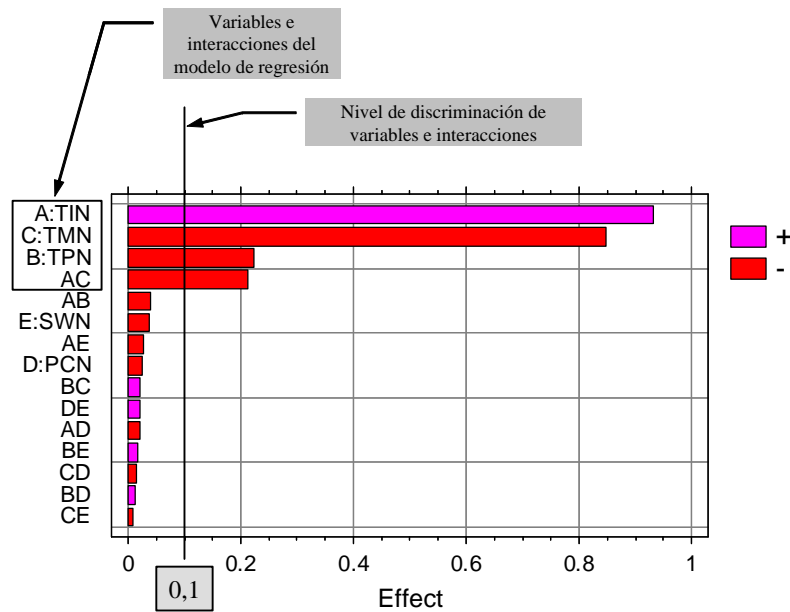


Figura 4.11. Ejemplo de gráfico de Pareto no estandarizado de nivel de efecto de variables de proceso y sus interacciones sobre un resultado de proceso.

Esta discriminación supone una simplificación de los modelos de comportamiento de los resultados de proceso de cara a su tratamiento matemático posterior para la evaluación de condiciones óptimas.

Los modelos de regresión calculados sobre los resultados se determinan internamente mediante el software Statgraphics mediante la minimización de la suma de mínimos cuadrados de los residuos del modelo.

La aplicación del modelo de regresión lineal sobre variables y resultados de proceso normalizados ofrece, además, información comparativa sobre el nivel de significación de cada variable sobre el resultado considerado. Coeficientes de regresión con valores absolutos elevados muestran que la variable de proceso (o interacción entre dos variables de proceso) influye notablemente sobre el resultado de proceso, de forma que dicho resultado puede verse afectado en mayor grado ante variaciones del valor de la variable (o del conjunto de ambas en el caso de interacciones).

## 4. VALORACIÓN DE EFECTOS SOBRE PIEZA.

### 4.1 INDICADORES DE PROCESO CONSIDERADOS.

De acuerdo con las definiciones del apartado 1.1 del capítulo 3 y de la relación de resultados de proceso considerados en el apartado 4 de capítulo 3, se ha establecido el conjunto de indicadores de proceso que se evaluarán para la consideración de los distintos efectos sobre pieza que se desee maximizar/minimizar.

Cómo criterio principal del presente trabajo se ha adoptado la minimización de un conjunto de efectos negativos sobre pieza (defectos), supeditada a la acotación o imposición de una serie de restricciones relacionadas con otros efectos. El conjunto de efectos considerados con este criterio es el siguiente:

A). Efectos relacionados con la generación de piezas no aceptables (EF00).

- Falta de llenado del molde (EF00\_01) <sup>[48-51]</sup>. Este defecto es propio de aquellas circunstancias en las que la sección del molde que actúa como canal de llenado sufre un enfriamiento excesivo que provoca su obstrucción. Por este motivo y como indicador del defecto, se considera el porcentaje de capa fría al finalizar la fase de llenado (CFL), evaluado en aquellos puntos de la cavidad que forman parte de posibles líneas de flujo a través de las cuales se favorece el llenado de la misma. La correlación del indicador con el efecto es positiva.

$$IND00_01 = \left[ \max(CFL_i) \right]_{normalizado} ; i \in cavidad$$

- Presencia de rebabas en la pieza (EF00\_02) <sup>[48, 52, 53]</sup>. La aparición de rebabas en la pieza se produce en aquellas ocasiones en las que la presión del material provoca la apertura del molde (bien en zonas localizadas o bien a nivel global para toda la cavidad) y la fuga de material fuera de la cavidad. Como indicador del defecto a nivel local se adopta la presión máxima de molde (PRMM) y, a nivel global, la fuerza de cierre máxima requerida durante el proceso (FCMM). La correlación de ambos indicadores con el efecto es positiva.

$$IND00_02 = \left[ PRMMN + FCMMN \right]_{normalizado}$$

B). Efectos relacionados con la calidad superficial de la pieza (EF01).

- Presencia de quemaduras en la piezas (EF01\_01) <sup>[54-56]</sup>. Este defecto está relacionado con la degradación térmica del material durante el proceso, por lo que se adopta como indicador del mismo la temperatura promedio ponderada



máxima a nivel de todo el molde (TPMM). La correlación del indicador con el efecto es positiva.

$$IND01\_01 = TCMMN$$

- Decoloración del material (EF01\_02) <sup>[54-56]</sup>. La aparición de este defecto se asocia a una no uniformidad de color en la pieza producida por someter al material a una combinación de excesiva temperatura y elevado trabajo de cizalla, lo cual supone la consideración como indicadores de la temperatura promedio ponderada máxima (TPM) y velocidad de cizalla característica máxima (VCM) en los puntos de la cavidad que forman parte de posibles líneas de flujo. La correlación de ambos indicadores con el efecto es positiva.

$$IND01\_02 = \left[ \max (TPMN_i + VCMN_i) \right]_{normalizado} ; i \in cavidad$$

- Presencia de marcas de extracción (EF01\_03). Este defecto no se considera en el presente trabajo, debido a que, de acuerdo con la metodología de valoración de resultados considerada, el instante de extracción de pieza se evalúa para temperaturas TPP inferiores a la de transición del material, por lo que no se generan marcas por efecto térmico del proceso.
- Presencia de líneas de flujo diferenciadas (jetting) (EF01\_04) <sup>[48,57-58]</sup>. La solidificación diferenciada del material como consecuencia de una velocidad excesiva del material en las proximidades de la entrada en la cavidad puede provocar la aparición de una vena de material superficial. Como indicador de este defecto se considera, pues, la velocidad de cizalla característica máxima (VCM) evaluada en el nodo de entrada en la cavidad y el elemento relacionado perteneciente a la misma. La correlación del indicador con el efecto es positiva.

$$IND01\_04 = VCMN_i ; i = nodo \text{ y } elemento \text{ entrada}$$

C). Efectos relacionados con la resistencia, fragilidad y/o rotura de la pieza (EF02).

- Desfoliación superficial (EF02\_01) <sup>[59]</sup>. Este defecto está asociado a una inadecuada unión entre el material que forma la capa fría superficial y el núcleo de la sección, como consecuencia de una elevada cizalla del material en la interfase de ambas zonas durante el llenado de la cavidad. Por ello se considera la velocidad de cizalla característica máxima (VCM) evaluada en los puntos de la cavidad (nodo). La correlación del indicador con el efecto es positiva.

$$IND02\_01 = \left[ \max (VCM_i) \right]_{normalizado} ; i \in cavidad$$

- Líneas de soldadura con baja resistencia mecánica (EF02\_02) <sup>[28, 31, 60-62]</sup>. La baja resistencia mecánica en las líneas de soldadura se explica por la desfavorable orientación y falta de unión de los frentes, así como la formación de pequeñas

entallas y de microatrapamientos de aire y volátiles del material. Dicha unión se ve desfavorecida si la temperatura y presión del material en la zona es baja, por lo que se adoptan como indicadores de este defecto los valores mínimos de la temperatura promedio ponderada máxima (TPM) y de la presión máxima (PRM) en aquellos nodos donde se genera la línea de soldadura. La correlación de ambos indicadores con el efecto es negativa.

$$IND02\_02 = -\left[\min(TPMN_i + PRMN_i)\right]_{normalizado} ; i \in \text{lineas de soldadura}$$

- Baja resistencia al impacto (EF02\_03) <sup>[24, 59]</sup>. La baja capacidad de soportar esfuerzos dinámicos viene condicionada por la resistencia que se alcanza según la dirección de orientación más desfavorable (secundaria) del material. Dicha mayor diferenciación entre las direcciones principal y secundaria de orientación del material está relacionada con la tensión de cizalla a la que se somete el material, por lo que se adopta como indicador de este defecto la tensión de cizalla en pared máxima (TCM) de los puntos de la cavidad considerados. La correlación del indicador con el efecto es positiva.

$$IND02\_03 = \left[\max(TCM_i)\right]_{normalizado} ; i \in \text{cavidad}$$

- Presencia de fracturas o grietas superficiales (EF02\_04) <sup>[64]</sup>. Este fenómeno surge cuando el nivel de tensiones producidas por elevadas velocidades de enfriamiento en la pieza superan en zonas puntuales la resistencia a fractura del material. Es por ello por lo que se considera como indicador del defecto la velocidad de enfriamiento (VEN) de los puntos de la cavidad tomados en consideración. La correlación del indicador con el efecto es positiva.

$$IND02\_04 = \left[\max(|VEN_i|)\right]_{normalizado} ; i \in \text{cavidad}$$

- Baja resistencia mecánica (EF02\_05) <sup>[24]</sup>. La resistencia mecánica que tiene la pieza esta condicionada directamente por la densidad que se alcanza en el material durante el proceso, siendo conveniente para aumentar esta última la consecución de los mayores valores de presión mínima en cavidad. Por este motivo se adopta como indicador de este defecto el pico máximo de presión mínima (PPMM), alcanzado a nivel global. La correlación del indicador con el efecto es negativa.

$$IND02\_05 = -PPMMN$$

- Presencia de tensiones residuales (EF02\_06) <sup>[63-65]</sup>. Debido al comportamiento del material durante su procesado, no es posible evitar que éste acumule tensiones internas inducidas por la velocidad de enfriamiento, las diferencias de flujo de calor a través de las caras del molde y la tensión de cizalla producida durante el llenado. Por ello se consideran adecuados como indicadores de este defecto la tensión de cizalla en pared máxima (TCM), la diferencia de temperatura entre caras de molde (DTC) y la velocidad de enfriamiento (VEN)

que se evalúan en los puntos de la cavidad. La correlación de todos los indicadores con el efecto es positiva.

$$IND02\_06 = \left[ \max(TCMN_i + DTCN_i + VENN_i) \right]_{normalizado} ; i \in cavidad$$

D). Efectos relacionados con la contracción y/o deformación de la pieza (EF03).

- Presencia de alabeos en la pieza (EF03\_01) <sup>[67-70]</sup>. Relacionado con el efecto EF02\_06, la liberación de las tensiones residuales acumuladas en el material durante el proceso provoca la deformación del mismo y la generación de alabeos en la pieza final. Para evaluar este efecto se deben considerar las diferencias existentes entre diferentes zonas de la pieza en cuanto a enfriamiento y evolución de la contracción se refiere, por lo que los indicadores más adecuados para valorar este defecto son, a nivel de todos los puntos de la cavidad, la diferencia de temperatura entre caras de molde (DTC), el rango de variación de las velocidades de enfriamiento (RVEN) y la diferencia entre contracción volumétrica máxima y mínima (DCOM). La correlación de todos los indicadores con el efecto es positiva.

$$IND03\_01 = \left[ \max(DTCN_i) + RVENN + DCOMN \right]_{normalizado} ; i \in cavidad$$

- Presencia de rechupes en la pieza (EF03\_02) <sup>[54-56]</sup>. Como consecuencia de las diferencias de contracción entre los distintos puntos de la cavidad, aparecen rechupes superficiales que disminuyen la calidad final de la pieza. Este efecto se puede evaluar mediante el indicador de rango de índice de rechupe (RIR), valorado en los puntos considerados de la cavidad. La correlación del indicador con el efecto es positiva.

$$IND03\_02 = RIRMN$$

- Contracción de pieza (EF03\_03) <sup>[6, 66-67]</sup>. Atendiendo al comportamiento del material durante la fase de compactación y enfriamiento, es posible determinar la contracción que éste sufre. Dicha contracción es inevitable y es conveniente que esté acotada dentro de un margen controlado para que las dimensiones geométricas de la pieza final no excedan de las tolerancias establecidas. Como indicador de efecto se considera la contracción volumétrica media (COPM) de la cavidad. La correlación del indicador con el efecto es positiva.

$$IND03\_03 = COPMN$$

E). Efectos relacionados con la productividad y economía (EF04).

- Elevado tiempo de ciclo (EF04\_01) <sup>[73-75]</sup>. La productividad del proceso está directamente relacionada con el conjunto de las condiciones de proceso, de forma que el tiempo de producción de pieza está condicionado a que el conjunto de la pieza tenga las condiciones idóneas para ser extraído de la cavidad sin que presente ningún tipo de problema. Por esto se adopta como indicador de este efecto el mayor valor del instante con temperatura promedio ponderada inferior a la de extracción (TEX) evaluado para todos los puntos de la cavidad. La correlación del indicador con el efecto es positiva.

$$IND04\_01 = \left[ \max (TEX_i) \right]_{normalizado} ; i \in cavidad$$

- Elevado consumo energético (EF04\_02) <sup>[71-72]</sup>. Desde el punto de vista económico es interesante mantener lo más bajo posible el coste de producción de las piezas, de modo que, bajo el prisma de las condiciones de proceso, es importante limitar aquellos parámetros que impliquen un consumo energético excesivo. Por ello, se consideran adecuados para la evaluación del efecto los indicadores presión máxima global (PRMM), la temperatura promedio ponderada máxima global (TPMM) y el mayor valor del instante con temperatura promedio ponderada inferior a la de extracción (TEX) considerada para los puntos de la cavidad. La correlación de todos los indicadores con el efecto es positiva.

$$IND04\_02 = \left[ PRMMN + TPMMN + IND04\_01 \right]_{normalizado}$$

## 4.2 MATRICES DE INDICADORES.

Como resultado de la selección de indicadores considerada en el apartado anterior, se han obtenido las matrices de indicadores para cada una de las mezclas. En ellas se pone de manifiesto la gradación existente entre los distintos análisis efectuados según el D.O.E. y las simulaciones que presentan los valores máximos y mínimos de los mismos. Dichas matrices se citan a continuación (Tabla 4.1 a Tabla 4.3):

		Indicadores de proceso - Mezcla A.														
		IND00_01	IND00_02	IND01_01	IND01_02	IND01_04	IND02_01	IND02_02	IND02_03	IND02_04	IND02_05	IND02_06	IND03_01	IND03_02	IND03_03	IND04_01
Valores normalizados	1	-0.191	-0.446	-0.913	-0.083	0.962	0.962	0.555	-0.276	-0.038	0.192	-0.92	-0.492	0.941	0.906	-0.996
	2	-0.216	0.528	-0.903	-0.057	1	1	-0.026	0.621	-0.022	-0.719	-0.91	-1	-0.485	-0.134	-1
	3	-0.89	0.093	-0.878	-0.065	0.955	0.955	0.192	-0.103	-0.849	-0.456	-0.607	-0.75	0.426	0.937	0.114
	4	-0.882	0.201	-0.883	-0.065	0.911	0.911	0.08	0.448	-0.828	-0.566	-0.683	-0.965	-0.406	0.276	0.116
	5	-0.41	-0.546	1	0.989	0.558	0.558	-0.649	-0.759	0.978	-0.436	0.441	-0.248	0.822	0.512	-0.555
	6	-0.402	-0.238	1	0.989	0.547	0.547	-0.903	-0.31	1	-0.806	1	-0.434	-0.208	-0.197	-0.552
	7	-0.988	-1	0.995	0.995	0.575	0.575	-0.436	-1	0.188	-0.076	0.058	-0.545	0.96	1	0.784
	8	-1	-0.109	1	1	0.577	0.577	-1	-0.31	0.204	-1	0.232	-0.958	-0.446	0.039	0.782
	9	0.988	0.748	-0.954	-0.912	-0.814	-0.814	0.463	0.414	-0.177	-0.076	-0.843	-0.363	0.109	-0.323	-0.784
	10	1	0.57	-0.959	-0.988	-0.827	-0.827	0.614	1	-0.204	0.229	-1	0.192	-0.584	-0.906	-0.78
	11	0.045	-0.356	-1	-1	-0.863	-0.863	1	0.103	-0.935	1	-0.78	0.402	0.762	0.386	0.539
	12	-0.138	1	-1	-0.953	-0.849	-0.849	0.307	1	-1	-0.351	-0.574	0.072	-1	-0.717	0.55
	13	0.726	-0.876	0.934	-0.112	-0.988	-0.988	-0.044	-0.621	0.909	0.409	-0.379	1	-1	-0.008	-0.374
	14	0.656	0.352	0.949	0.564	-0.976	-0.976	-0.656	0.034	0.833	-0.788	0.087	0.79	-0.564	-1	-0.339
	15	-0.354	-0.591	0.934	0.084	-0.991	-0.991	-0.304	-0.621	0.059	-0.085	-0.679	0.059	0.604	0.354	0.996
	16	-0.347	-0.13	0.924	0.066	-1	-1	-0.602	-0.172	0.032	-0.667	-0.684	0.198	-0.327	-0.339	1

Tabla 4.1. Indicadores de proceso de la mezcla A.

		Indicadores de proceso - Mezcla B.														
		IND00-01	IND00_02	IND01_01	IND01_02	IND01_04	IND02_01	IND02_02	IND02_03	IND02_04	IND02_05	IND02_06	IND03_01	IND03_02	IND03_03	IND04_01
Valores normalizados	1	-0,165	-0,352	-0,979	-0,1	0,972	0,972	0,492	-0,344	-0,034	-0,093	-0,782	-0,776	0,708	0,867	-0,995
	2	-0,19	0,645	-0,969	-0,049	1	1	0,015	0,5	-0,024	-0,748	-0,774	-1	-0,573	0	-1
	3	-0,852	0,261	-0,943	-0,042	0,96	0,96	0,134	-0,031	-0,841	-0,61	-0,5	-0,908	0,169	0,933	0,255
	4	-0,847	0,35	-0,949	-0,042	0,924	0,924	0,078	0,438	-0,814	-0,654	-0,632	-0,928	-0,438	0,417	0,257
	5	-0,401	-0,588	1	0,969	0,501	0,501	-0,663	-0,875	0,995	-0,558	0,724	-0,379	0,573	0,467	-0,498
	6	-0,394	-0,241	1	0,946	0,493	0,493	-0,893	-0,406	1	-0,837	1	-0,538	-0,416	-0,15	-0,747
	7	-0,99	-1	0,985	1	0,484	0,484	-0,472	-1	0,188	-0,293	0,321	-0,656	0,865	1	0,759
	8	-1	-0,049	0,985	1	0,492	0,492	-1	-0,313	0,199	-1	0,456	-0,897	-0,528	0,133	0,757
	9	0,968	1	-0,949	-0,934	-0,797	-0,797	0,388	0,313	-0,172	0,136	-0,767	-0,442	-0,236	-0,517	-0,757
	10	1	0,405	-0,959	-0,998	-0,807	-0,807	0,748	0,844	-0,22	1	-1	0,048	-0,64	-0,9	-0,752
	11	0	-0,29	-1	-1	-0,829	-0,829	1	0,219	-0,92	0,658	-0,745	0,201	0,753	0,35	0,721
	12	-0,146	0,963	-0,995	-0,91	-0,819	-0,819	0,447	1	-1	-0,251	-0,776	-0,126	-1	-0,617	0,747
	13	0,754	-0,892	0,969	-0,018	-0,988	-0,988	-0,075	-0,656	0,894	0,763	0,261	1	1	-1	-0,302
	14	0,694	0,328	0,974	0,517	-0,977	-0,977	-0,565	0,031	0,809	0,426	0,537	0,806	-0,64	-1	-0,508
	15	-0,335	-0,446	0,949	0,093	-0,993	-0,993	-0,378	-0,531	0,066	-0,384	-0,608	0,083	0,438	0,25	0,997
	16	-0,328	-0,019	0,933	0,067	-1	-1	-0,575	-0,156	0,045	-0,705	-0,759	0,371	-0,461	-0,35	1

Tabla 4.2. Indicadores de proceso de la mezcla B.

		Indicadores de proceso - Mezcla C.														
		IND00-01	IND00_02	IND01_01	IND01_02	IND01_04	IND02_01	IND02_02	IND02_03	IND02_04	IND02_05	IND02_06	IND03_01	IND03_02	IND03_03	IND04_01
Valores normalizados	1	-0,162	-0,209	-1	-0,026	0,956	0,956	0,459	-0,125	-0,042	-0,388	-0,659	-0,718	0,573	0,759	-0,997
	2	-0,182	0,689	-0,99	-0,026	1	1	-0,075	0,656	-0,037	-0,898	-0,655	-1	-0,596	-0,052	-1
	3	-0,838	0,359	-0,964	-0,045	0,932	0,932	0,054	0,094	-0,847	-0,806	-0,892	-0,899	0,056	0,845	0,255
	4	-0,833	0,418	-0,974	-0,045	0,89	0,89	0,002	0,531	-0,831	-0,821	-1	-0,985	-0,461	0,379	0,257
	5	-0,399	-0,647	1	0,993	0,505	0,505	-0,62	-0,875	0,984	-0,638	0,991	-0,361	0,551	0,431	-0,498
	6	-0,392	-0,292	0,99	0,993	0,499	0,499	-0,898	-0,5	1	-0,887	1	-0,579	-0,258	-0,155	-0,749
	7	-0,992	-1	0,984	0,991	0,49	0,49	-0,416	-1	0,18	-0,434	0,559	-0,607	0,865	1	0,759
	8	-1	-0,146	0,99	1	0,492	0,492	-1	-0,406	0,19	-1	0,734	-0,881	-0,348	0,19	0,757
	9	0,971	1	-0,943	-0,896	-0,805	-0,805	0,332	0,5	-0,175	0,249	-0,682	-0,449	-0,303	-0,855	-0,759
	10	1	0,354	-0,948	-0,963	-0,814	-0,814	0,816	1	-0,217	1	-0,899	0,018	-0,528	-0,948	-0,754
	11	-0,049	-0,184	-0,99	-1	-0,841	-0,841	1	0,406	-0,921	0,155	-0,663	0,141	0,551	0,224	0,709
	12	-0,146	0,917	-0,99	-0,922	-0,832	-0,832	0,438	1	-1	-0,374	-0,708	-0,131	-1	-0,655	0,744
	13	0,773	-0,905	0,948	-0,111	-0,989	-0,989	-0,02	-0,625	0,873	0,803	-0,048	1	1	-1	-0,138
	14	0,712	0,2	0,964	0,107	-0,981	-0,981	-0,593	-0,125	0,788	0,735	0,389	0,764	-0,573	-1	-0,508
	15	-0,328	-0,548	0,948	0,069	-0,994	-0,994	-0,351	-0,531	0,037	-0,507	-0,395	0,115	0,64	0,31	0,997
	16	-0,322	-0,165	0,933	0,042	-1	-1	-0,567	-0,25	0,016	-0,55	-0,529	0,344	-0,236	-0,259	1

Tabla 4.3. Indicadores de proceso de la mezcla C.

## 5. MODELOS DE REGRESIÓN DE LOS INDICADORES DE PROCESO.

### 5.1 RESULTADOS DEL ANÁLISIS.

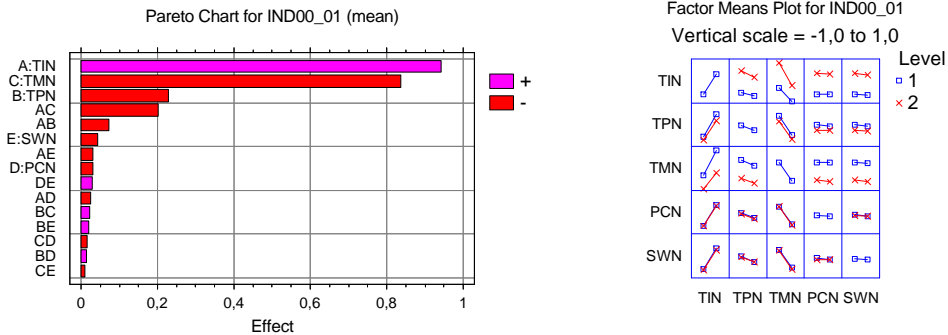
Las matrices de indicadores han sido analizadas y modelizadas mediante el software Statgraphics Plus 5.1, siendo los resultados obtenidos los mostrados a continuación en formato de ficha de resultado.

Estos informes reflejan el gráfico de Pareto y la gráfica de interacciones del indicador considerado, las cuales muestran el orden de significación de cada variable de proceso con respecto al indicador.

Como consecuencia de la aplicación del criterio de modelización del apartado 3.1, se resumen a continuación los resultados del test de análisis de la varianza y se propone la expresión de ajuste de regresión lineal, una vez excluidas las variables e interacciones no significativas. Acompañando a dicha expresión, se ofrece el resultado del test de correlación entre modelo de regresión y datos de simulación para su valoración.

**Efecto 00 01: Falta de llenado del molde. Mezcla A.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



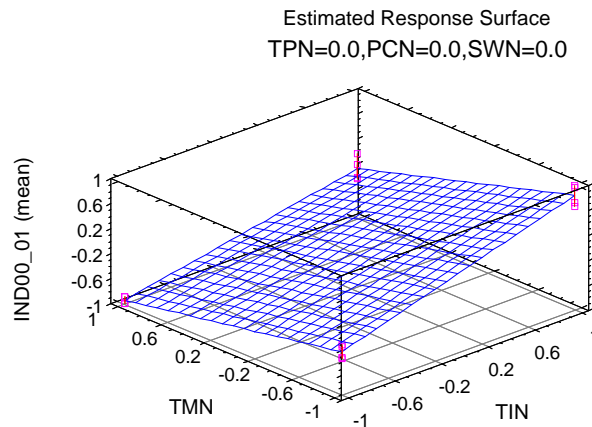
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND00\_01 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	3.54851	1	3.54851	863.09	0.0000
B: TPN	0.205889	1	0.205889	50.08	0.0000
C: TMN	2.79308	1	2.79308	679.34	0.0000
AC	0.160601	1	0.160601	39.06	0.0001
Total error	0.0452257	11	0.00411143		
Total (corr.)	6.75331	15			

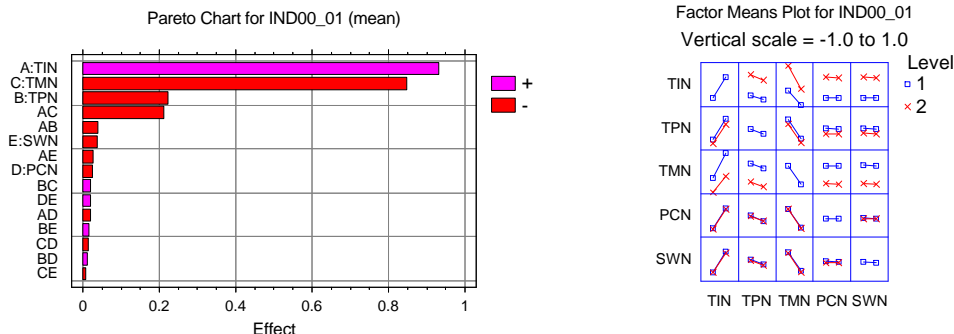
$$IND00_01 = -0.151438 + 0.470938 * TIN - 0.113438 * TPN - 0.417812 * TMN - 0.100188 * TIN * TMN$$

R-squared = 99.3303 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 99.0868 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0641204  
 Mean absolute error = 0.0427109



**Efecto 00 01: Falta de llenado del molde. Mezcla B.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



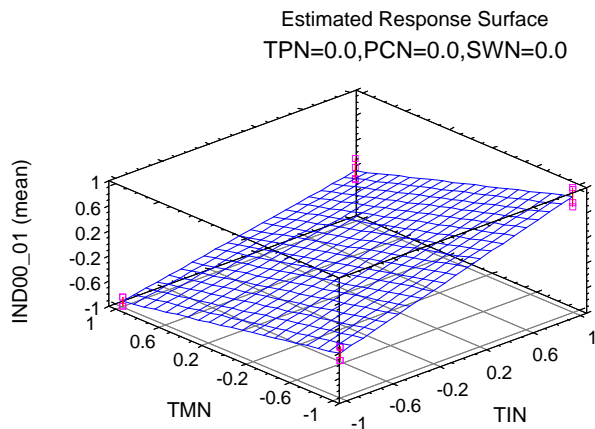
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND00\_01 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	3.46518	1	3.46518	1730.82	0.0000
B: TPN	0.195364	1	0.195364	97.58	0.0000
C: TMN	2.85948	1	2.85948	1428.28	0.0000
AC	0.177662	1	0.177662	88.74	0.0000
Total error	0.0220225	11	0.00200205		
Total (corr.)	6.71971	15			

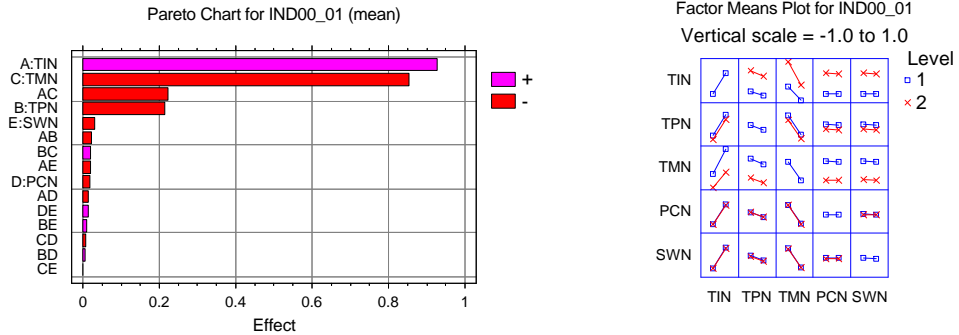
$$IND00_01 = -0.1395 + 0.465375 * TIN - 0.1105 * TPN - 0.42275 * TMN - 0.105375 * TIN * TMN$$

R-squared = 99.6723 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 99.5531 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0447442  
 Mean absolute error = 0.0290937



**Efecto 00 01: Falta de llenado del molde. Mezcla C.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



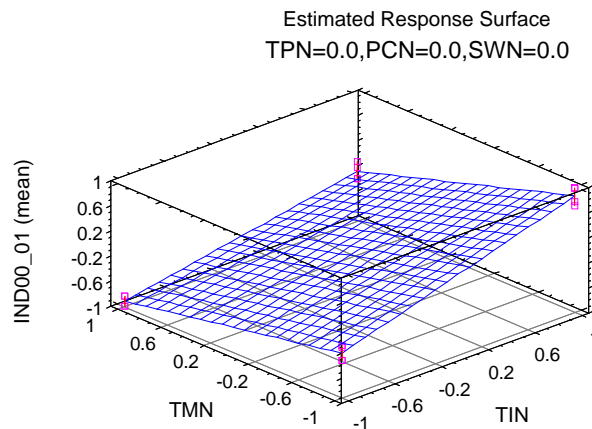
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND00\_01 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	3.43083	1	3.43083	3355.28	0.0000
B: TPN	0.182543	1	0.182543	178.52	0.0000
C: TMN	2.9147	1	2.9147	2850.52	0.0000
AC	0.196471	1	0.196471	192.14	0.0000
Total error	0.0112477	11	0.00102252		
Total (corr.)	6.73579	15			

$$IND00_01 = -0.136687 + 0.463063 * TIN - 0.106813 * TPN - 0.426813 * TMN - 0.110812 * TIN * TMN$$

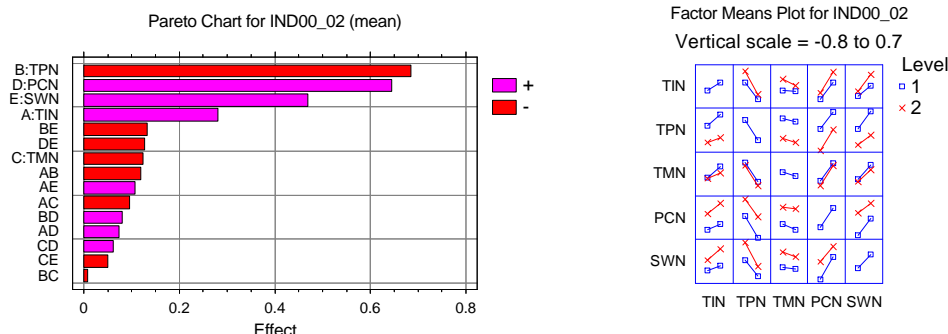
R-squared = 99.833 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 99.7723 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0319768  
 Mean absolute error = 0.0210859





**Efecto 00 02: Presencia de rebabas. Mezcla A.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



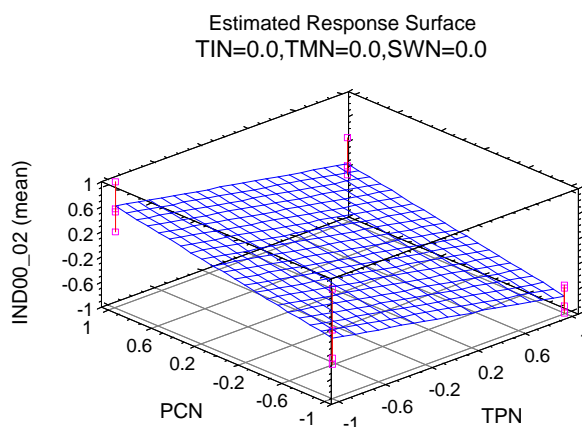
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND00\_02 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.311922	1	0.311922	17.56	0.0057
B: TPN	1.87416	1	1.87416	105.50	0.0000
C: TMN	0.060516	1	0.060516	3.41	0.1145
D: PCN	1.65637	1	1.65637	93.24	0.0001
E: SWN	0.878906	1	0.878906	49.47	0.0004
AB	0.0549902	1	0.0549902	3.10	0.1290
AE	0.045369	1	0.045369	2.55	0.1611
BE	0.0689062	1	0.0689062	3.88	0.0964
DE	0.0642622	1	0.0642622	3.62	0.1059
Total error	0.10659	6	0.017765		
Total (corr.)	5.12199	15			

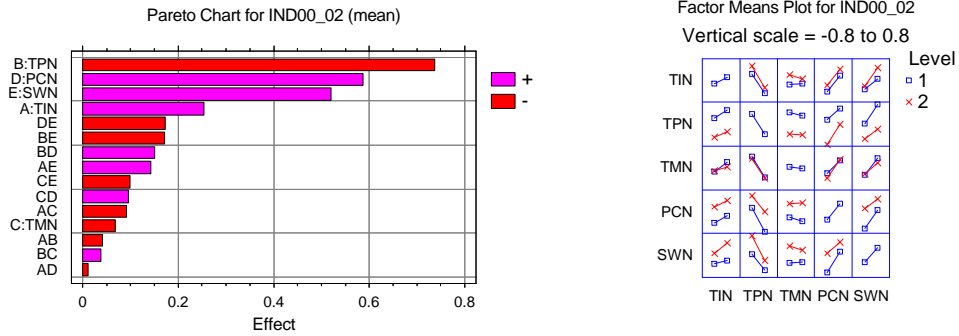
$$IND00\_02 = -0.05 + 0.139625 * TIN - 0.34225 * TPN - 0.0615 * TMN + 0.32175 * PCN + 0.234375 * SWN - 0.058625 * TIN * TPN + 0.05325 * TIN * SWN - 0.065625 * TPN * SWN - 0.063375 * PCN * SWN$$

R-squared = 97.919 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 94.7974 percent  
 Standard Error of Est. = 0.133285  
 Mean absolute error = 0.0663281



**Efecto 00 02: Presencia de rebabas. Mezcla B.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



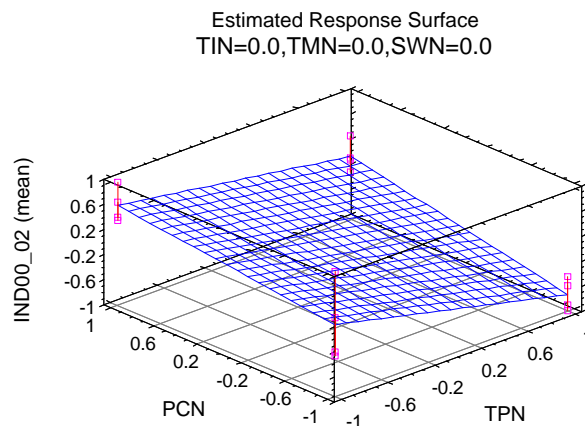
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND00\_02 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.255783	1	0.255783	13.10	0.0085
B: TPN	2.16752	1	2.16752	111.05	0.0000
D: PCN	1.37417	1	1.37417	70.40	0.0001
E: SWN	1.07796	1	1.07796	55.23	0.0001
AE	0.0796651	1	0.0796651	4.08	0.0831
BD	0.0901501	1	0.0901501	4.62	0.0687
BE	0.11543	1	0.11543	5.91	0.0453
DE	0.117135	1	0.117135	6.00	0.0441
Total error	0.136627	7	0.0195181		
Total (corr.)	5.41444	15			

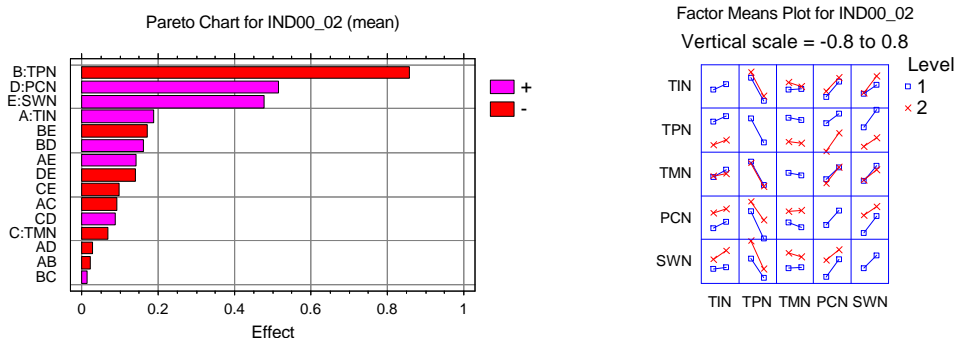
$$IND00\_02 = 0.0046875 + 0.126437 * TIN - 0.368062 * TPN + 0.293063 * PCN + 0.259563 * SWN + 0.0705625 * TIN * SWN + 0.0750625 * TPN * PCN - 0.0849375 * TPN * SWN - 0.0855625 * PCN * SWN$$

R-squared = 97.4766 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 94.5928 percent  
 Standard Error of Est. = 0.139707  
 Mean absolute error = 0.0727578



**Efecto 00 02: Presencia de rebabas. Mezcla C.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



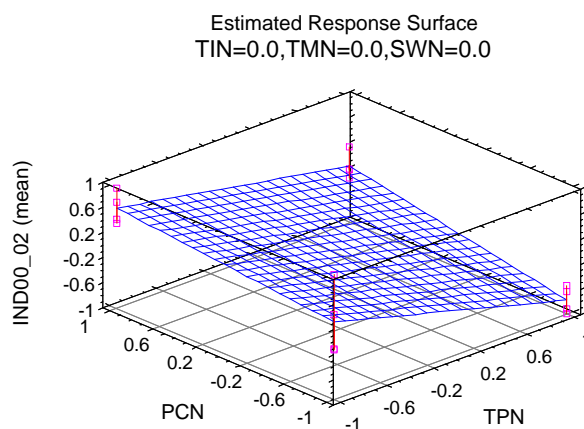
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND00\_02 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.140063	1	0.140063	7.94	0.0258
B: TPN	2.93009	1	2.93009	166.17	0.0000
D: PCN	1.05524	1	1.05524	59.85	0.0001
E: SWN	0.905828	1	0.905828	51.37	0.0002
AE	0.0799476	1	0.0799476	4.53	0.0707
BD	0.103202	1	0.103202	5.85	0.0461
BE	0.116452	1	0.116452	6.60	0.0370
DE	0.0779806	1	0.0779806	4.42	0.0735
Total error	0.123428	7	0.0176326		
Total (corr.)	5.53223	15			

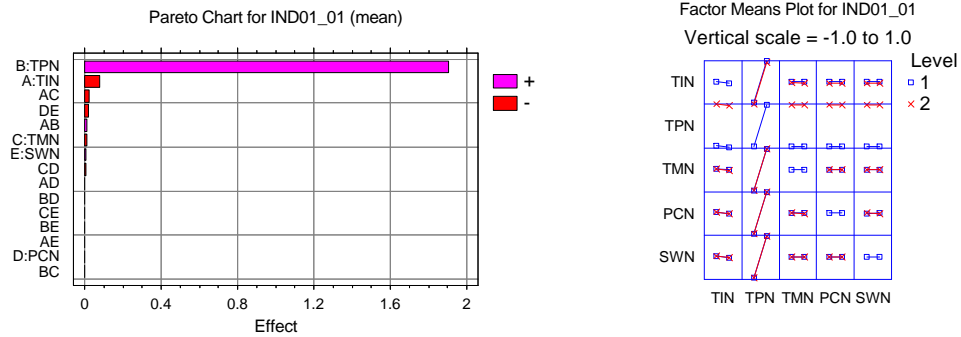
$$IND00\_02 = -0.0099375 + 0.0935625 * TIN - 0.427937 * TPN + 0.256813 * PCN + 0.237938 * SWN + 0.0706875 * TIN * SWN + 0.0803125 * TPN * PCN - 0.0853125 * TPN * SWN - 0.0698125 * PCN * SWN$$

R-squared = 97.7689 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 95.2191 percent  
 Standard Error of Est. = 0.132788  
 Mean absolute error = 0.0694844



**Efecto 01\_01: Presencia de quemaduras en pieza. Mezcla A.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



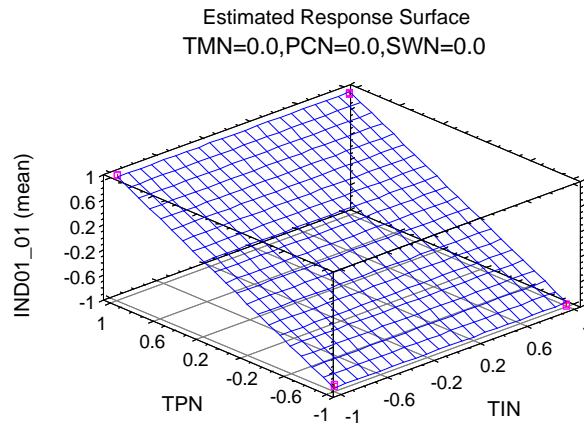
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND01\_01 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
B: TPN	14.4894	1	14.4894	8037.73	0.0000
Total error	0.0252375	14	0.00180268		
Total (corr.)	14.5147	15			

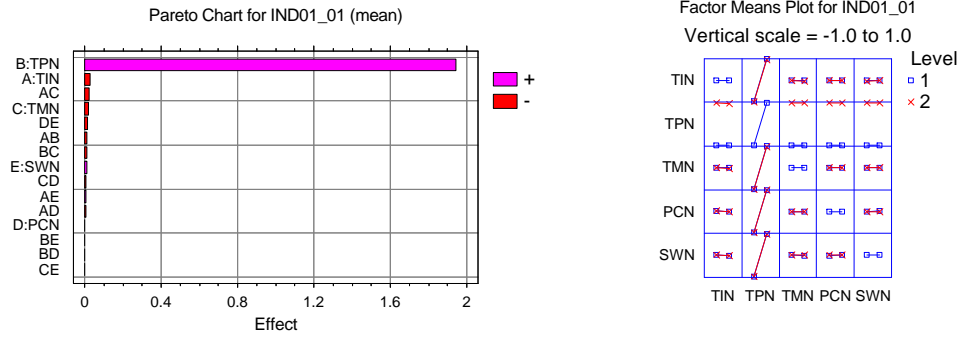
$$IND01\_01 = 0.015375 + 0.951625 * TPN$$

R-squared = 99.8261 percent  
 R-squared (adjusted for d. f.) = 99.8137 percent  
 Standard Error of Est. = 0.042458  
 Mean absolute error = 0.036875



**Efecto 01\_01: Presencia de quemaduras en pieza. Mezcla B.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



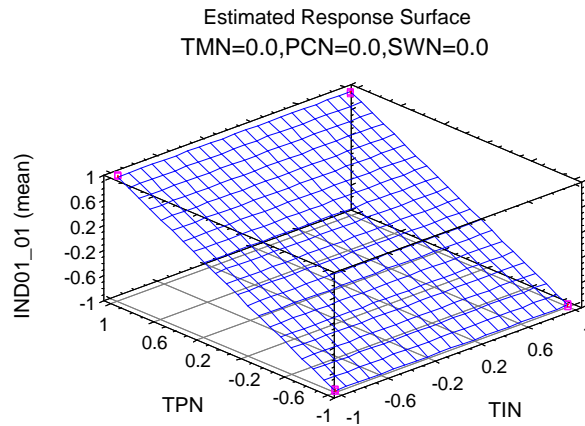
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND01\_01 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
B: TPN	15.0893	1	15.0893	29231.78	0.0000
Total error	0.00722675	14	0.000516196		
Total (corr.)	15.0966	15			

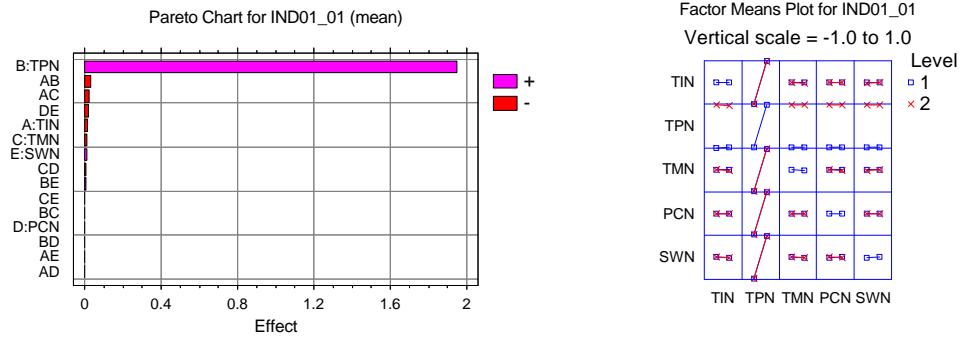
$$IND01\_01 = 0.00325 + 0.971125 * TPN$$

R-squared = 99.9521 percent  
 R-squared (adjusted for d. f.) = 99.9487 percent  
 Standard Error of Est. = 0.02272  
 Mean absolute error = 0.018



**Efecto 01\_01: Presencia de quemaduras en pieza. Mezcla C.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



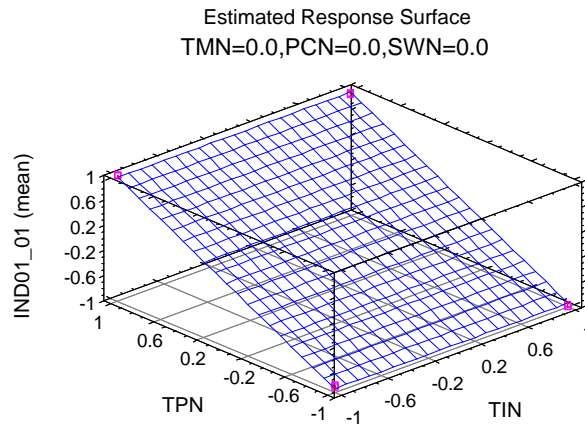
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND01\_01 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
B: TPN	15.1243	1	15.1243	28449.23	0.0000
Total error	0.00744275	14	0.000531625		
Total (corr.)	15.1318	15			

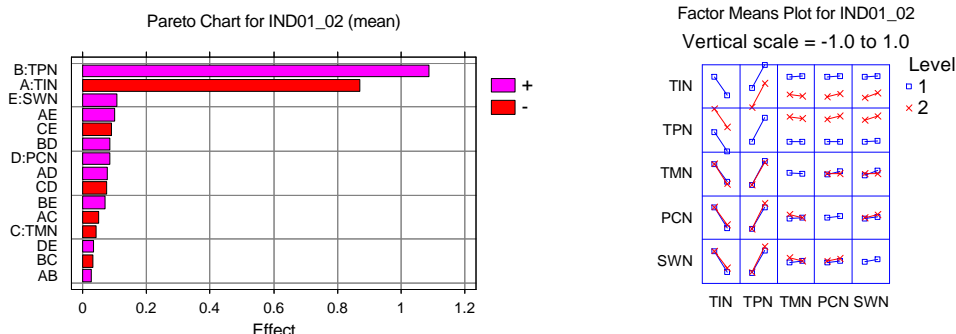
$$IND01\_01 = -0.002625 + 0.97225 * TPN$$

R-squared = 99.9508 percent  
 R-squared (adjusted for d. f.) = 99.9473 percent  
 Standard Error of Est. = 0.023057  
 Mean absolute error = 0.0195



**Efecto 01\_02: Decoloración del material. Mezcla A.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



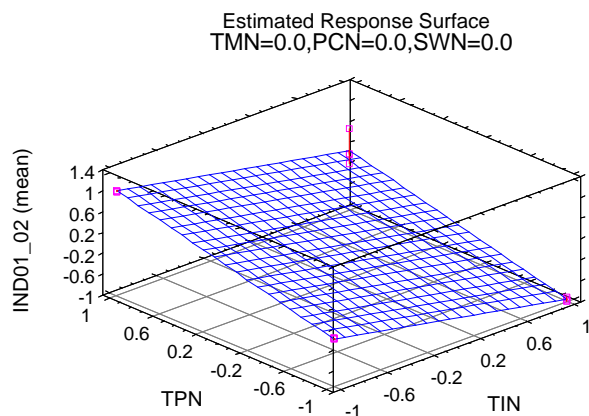
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND01\_02 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	3.02238	1	3.02238	169.12	0.0000
B: TPN	4.72845	1	4.72845	264.58	0.0000
E: SWN	0.044944	1	0.044944	2.51	0.1388
Total error	0.214458	12	0.0178715		
Total (corr.)	8.01023	15			

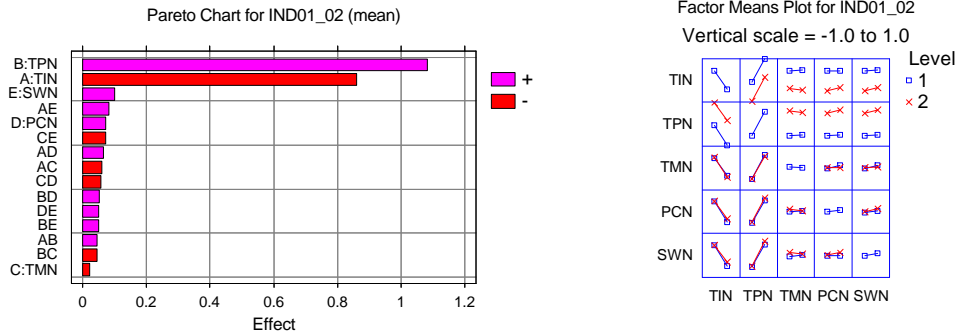
$$IND01\_02 = 0.02825 - 0.434625 * TIN + 0.543625 * TPN + 0.053 * SWN$$

R-squared = 97.3227 percent  
 R-squared (adjusted for d. f.) = 96.6534 percent  
 Standard Error of Est. = 0.133684  
 Mean absolute error = 0.0735312



**Efecto 01\_02: Decoloración del material. Mezcla B.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



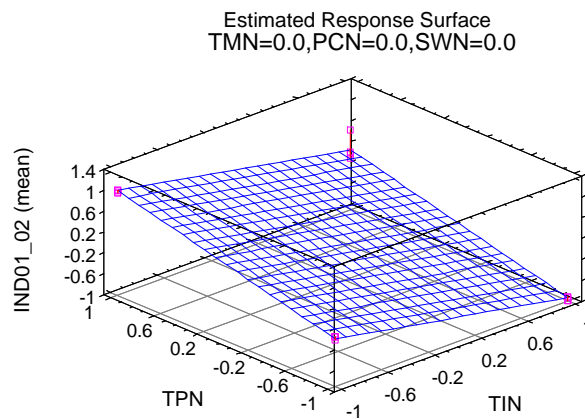
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND01\_02 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	2.94551	1	2.94551	200.88	0.0000
B: TPN	4.67533	1	4.67533	318.86	0.0000
Total error	0.190615	13	0.0146627		
Total (corr.)	7.81145	15			

$$IND01\_02 = 0.0311875 - 0.429063 * TIN + 0.540562 * TPN$$

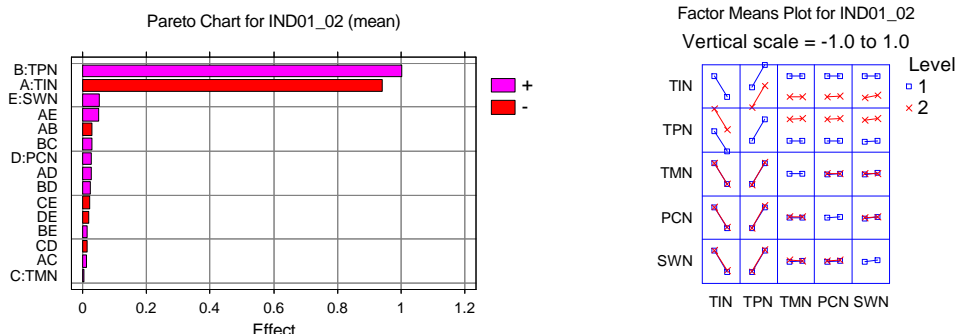
R-squared = 97.5598 percent  
 R-squared (adjusted for d. f.) = 97.1844 percent  
 Standard Error of Est. = 0.12109  
 Mean absolute error = 0.0643906





**Efecto 01\_02: Decoloración del material. Mezcla C.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



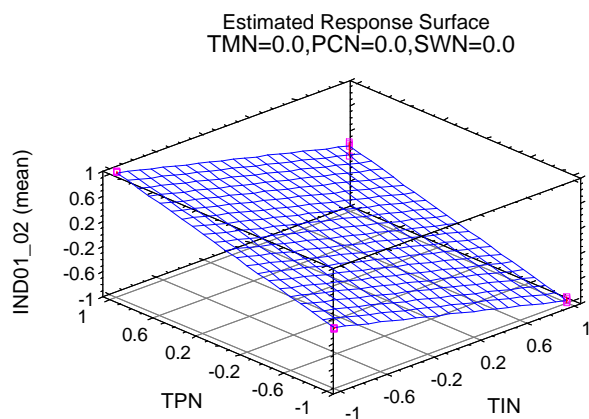
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND01\_02 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	3.52407	1	3.52407	1223.17	0.0000
B: TPN	4.007	1	4.007	1390.79	0.0000
Total error	0.0374543	13	0.0028811		
Total (corr.)	7.56852	15			

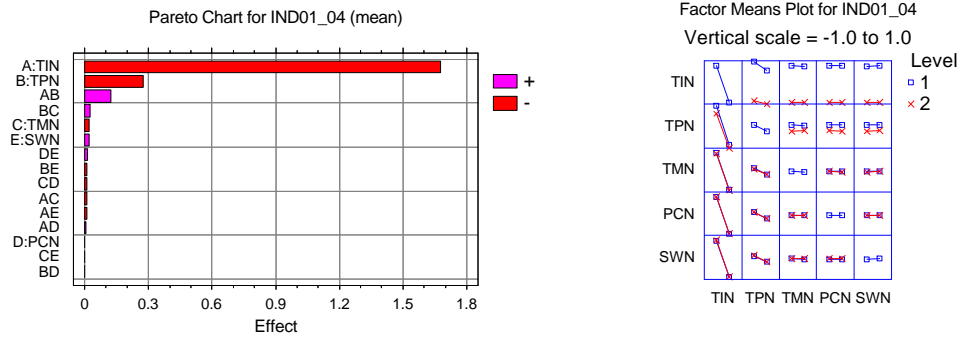
$$IND01\_02 = 0.0100625 - 0.469313 * TIN + 0.500437 * TPN$$

R-squared = 99.5051 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 99.429 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0536759  
 Mean absolute error = 0.0316953



**Efecto 01 04: Presencia de líneas de flujo diferenciadas (jetting). Mezcla A.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



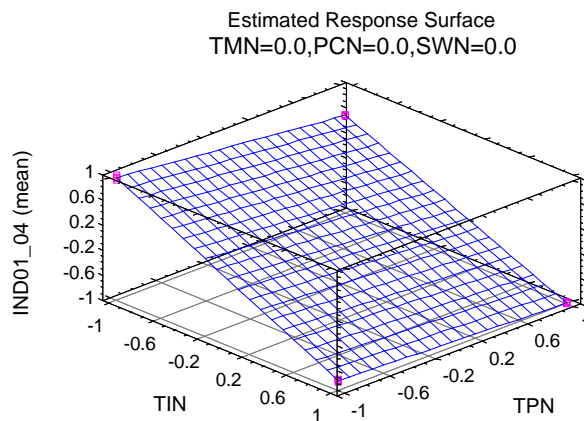
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND01\_04 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	11.2108	1	11.2108	21198.24	0.0000
B: TPN	0.295121	1	0.295121	558.04	0.0000
AB	0.0586851	1	0.0586851	110.97	0.0000
Total error	0.00634625	12	0.000528854		
Total (corr.)	11.5709	15			

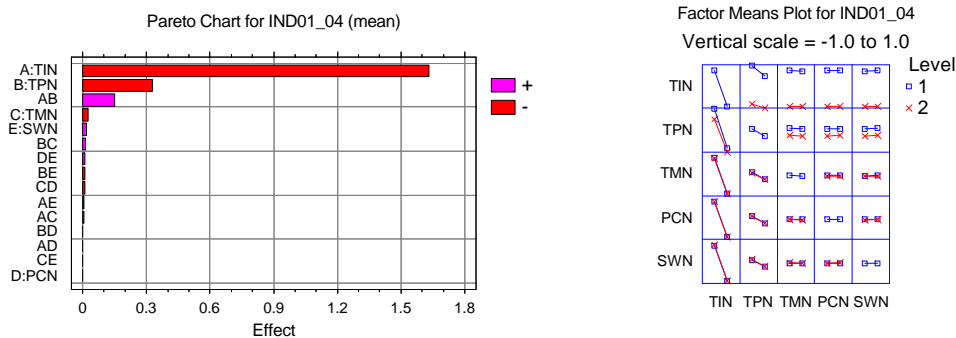
$$IND01_04 = -0.0764375 - 0.837062 * TIN - 0.135812 * TPN + 0.0605625 * TIN * TPN$$

R-squared = 99.9452 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 99.9314 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0229968  
 Mean absolute error = 0.0150625



**Efecto 01 04: Presencia de líneas de flujo diferenciadas (jetting). Mezcla B.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



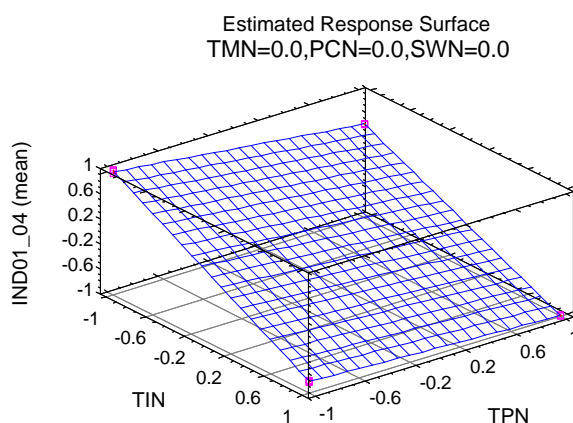
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND01\_04 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	10.6211	1	10.6211	31975.16	0.0000
B: TPN	0.419904	1	0.419904	1264.14	0.0000
AB	0.087025	1	0.087025	261.99	0.0000
Total error	0.003986	12	0.000332167		
Total (corr.)	11.132	15			

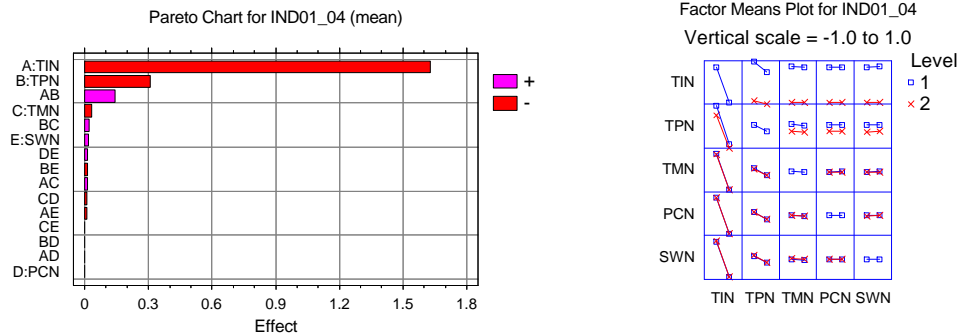
$$IND01\_04 = -0.0865 - 0.81475 * TIN - 0.162 * TPN + 0.07375 * TIN * TPN$$

R-squared = 99.9642 percent  
 R-squared (adjusted for d. f.) = 99.9552 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0182254  
 Mean absolute error = 0.011125



**Efecto 01 04: Presencia de líneas de flujo diferenciadas (jetting). Mezcla C.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



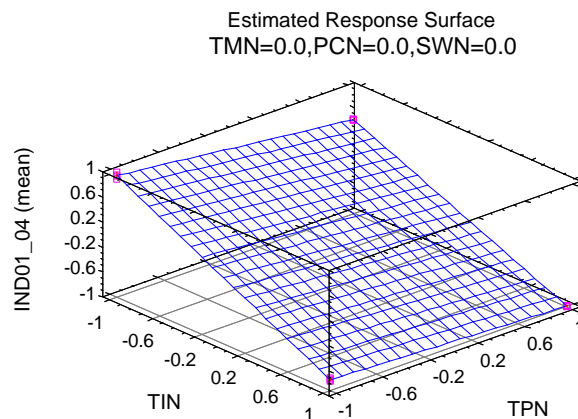
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND01\_04 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	10.595	1	10.595	16988.28	0.0000
B: TPN	0.379456	1	0.379456	608.43	0.0000
AB	0.0784	1	0.0784	125.71	0.0000
Total error	0.007484	12	0.000623667		
Total (corr.)	11.0604	15			

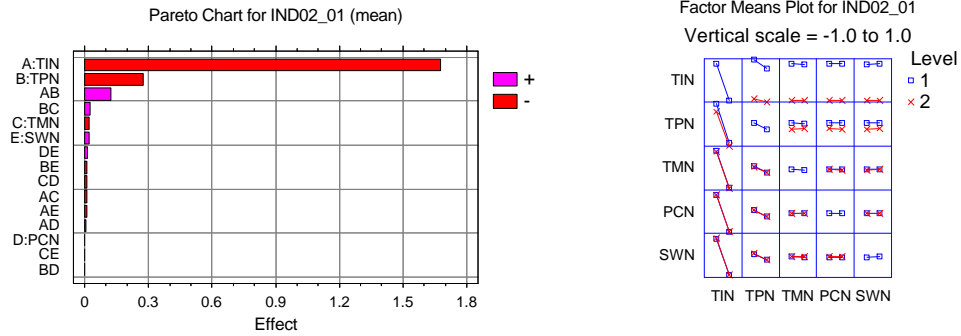
$$IND01_04 = -0.09325 - 0.81375 * TIN - 0.154 * TPN + 0.07 * TIN * TPN$$

R-squared = 99.9323 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 99.9154 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0249733  
 Mean absolute error = 0.014625



**Efecto 02\_01: Desfoliación superficial. Mezcla A.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



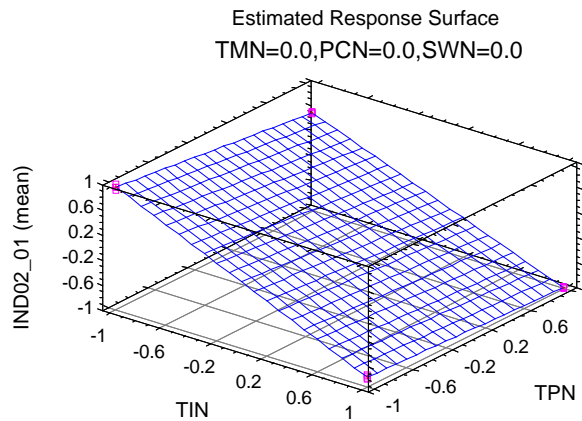
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_01 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	11.2108	1	11.2108	21198.24	0.0000
B: TPN	0.295121	1	0.295121	558.04	0.0000
AB	0.0586851	1	0.0586851	110.97	0.0000
Total error	0.00634625	12	0.000528854		
Total (corr.)	11.5709	15			

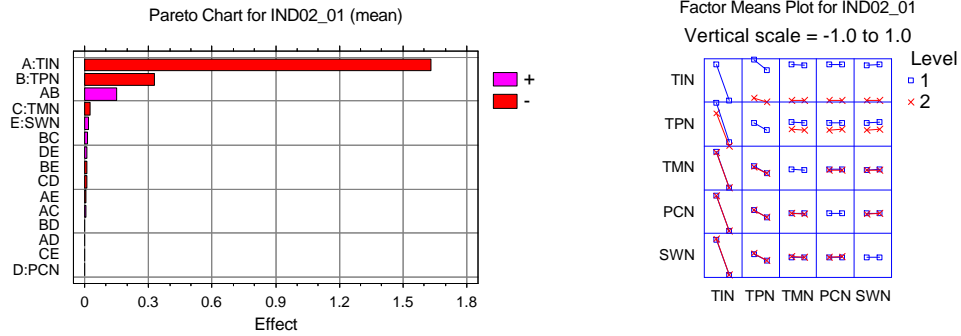
$$IND02\_01 = -0.0764375 - 0.837062 * TIN - 0.135812 * TPN + 0.0605625 * TIN * TPN$$

R-squared = 99.9452 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 99.9314 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0229968  
 Mean absolute error = 0.0150625



**Efecto 02\_01: Desfoliación superficial. Mezcla B.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



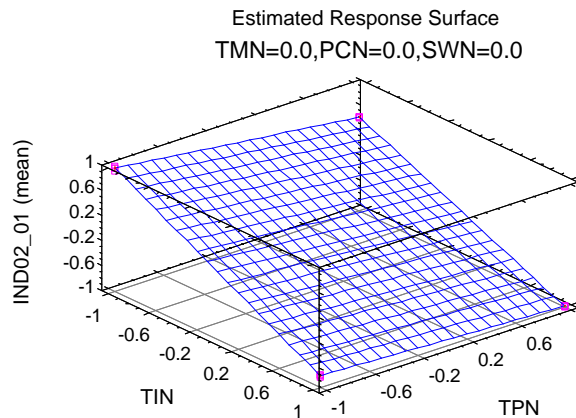
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_01 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	10.6211	1	10.6211	31975.16	0.0000
B: TPN	0.419904	1	0.419904	1264.14	0.0000
AB	0.087025	1	0.087025	261.99	0.0000
Total error	0.003986	12	0.000332167		
Total (corr.)	11.132	15			

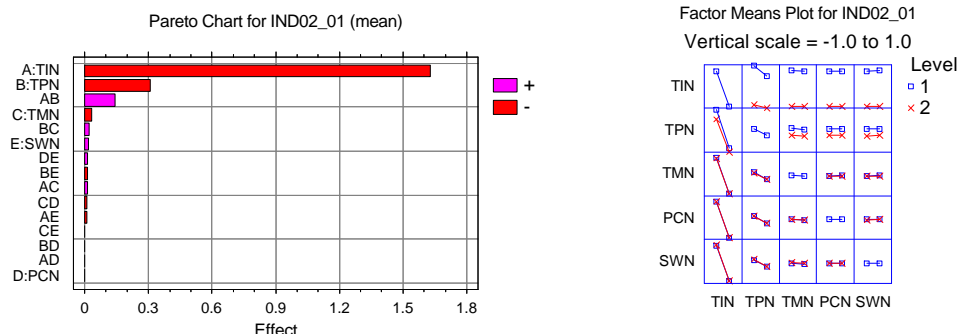
$$IND02\_01 = -0.0865 - 0.81475 * TIN - 0.162 * TPN + 0.07375 * TIN * TPN$$

R-squared = 99.9642 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 99.9552 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0182254  
 Mean absolute error = 0.011125



**Efecto 02\_01: Desfoliación superficial. Mezcla C.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



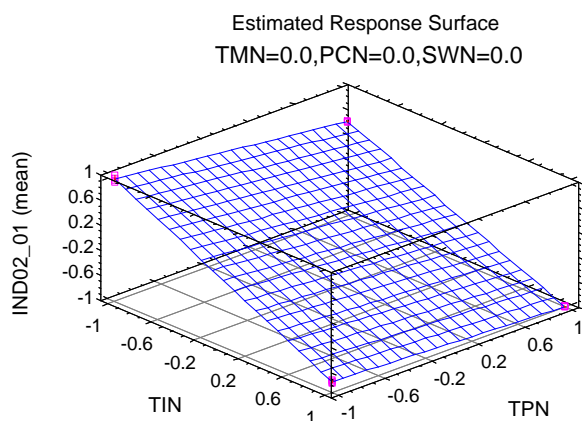
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_01 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	10.595	1	10.595	16988.28	0.0000
B: TPN	0.379456	1	0.379456	608.43	0.0000
AB	0.0784	1	0.0784	125.71	0.0000
Total error	0.007484	12	0.000623667		
Total (corr.)	11.0604	15			

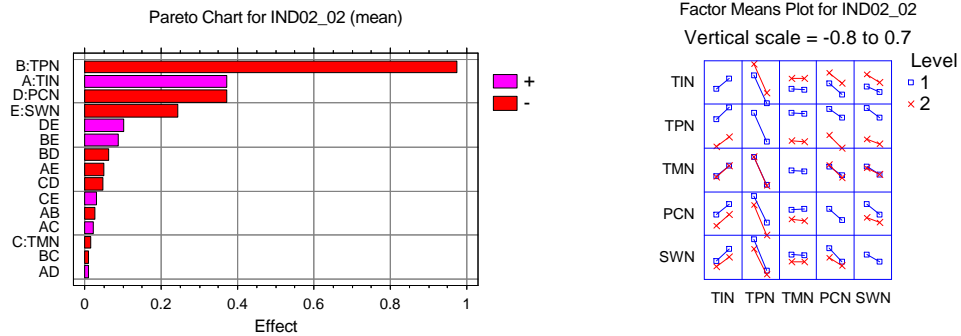
$$IND02\_01 = -0.09325 - 0.81375 * TIN - 0.154 * TPN + 0.07 * TIN * TPN$$

R-squared = 99.9323 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 99.9154 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0249733  
 Mean absolute error = 0.014625



**Efecto 02\_02: Líneas de soldadura con baja resistencia mecánica. Mezcla A.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



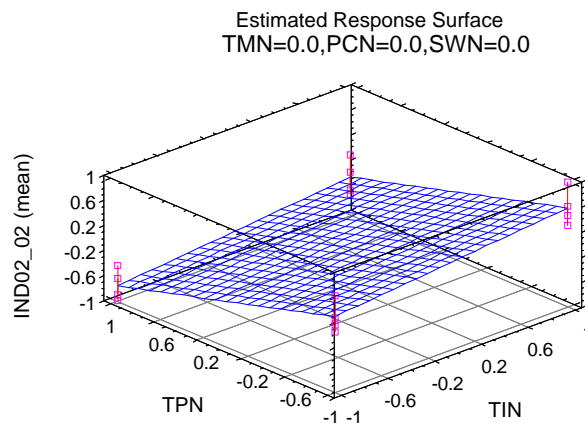
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_02 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.549452	1	0.549452	76.65	0.0000
B: TPN	3.78205	1	3.78205	527.64	0.0000
D: PCN	0.548711	1	0.548711	76.55	0.0000
E: SWN	0.234498	1	0.234498	32.71	0.0002
DE	0.0409051	1	0.0409051	5.71	0.0380
Total error	0.0716791	10	0.00716791		
-----					
Total (corr.)	5.2273	15			

$$IND02\_02 = -0.0880625 + 0.185312 * TIN - 0.486187 * TPN - 0.185188 * PCN - 0.121062 * SWN + 0.0505625 * PCN * SWN$$

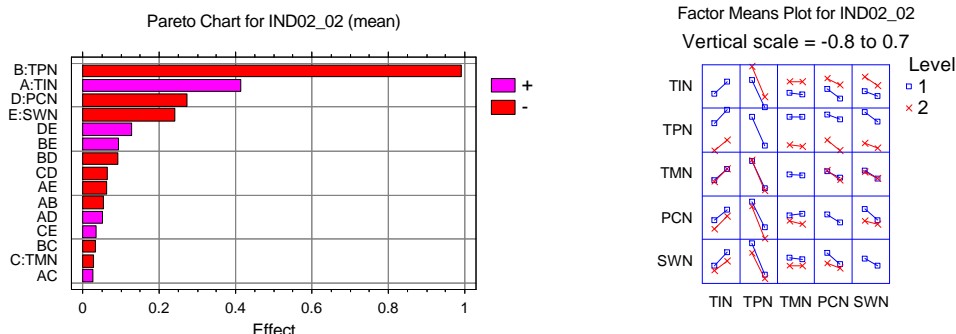
R-squared = 98.6288 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 97.9431 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0846635  
 Mean absolute error = 0.0506875





**Efecto 02\_02: Líneas de soldadura con baja resistencia mecánica. Mezcla B.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



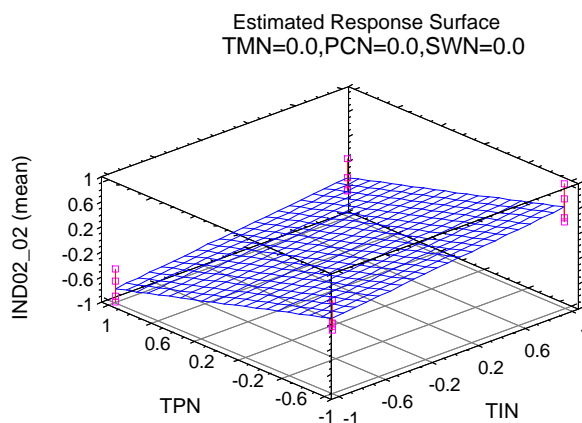
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_02 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.680213	1	0.680213	51.15	0.0000
B: TPN	3.92337	1	3.92337	295.05	0.0000
D: PCN	0.294578	1	0.294578	22.15	0.0008
E: SWN	0.231602	1	0.231602	17.42	0.0019
DE	0.0628756	1	0.0628756	4.73	0.0548
Total error	0.132974	10	0.0132974		
-----					
Total (corr.)	5.32561	15			

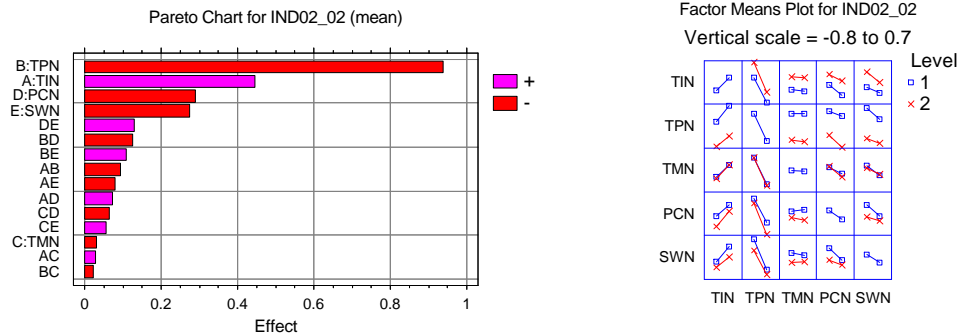
$$IND02\_02 = -0.0824375 + 0.206187 * TIN - 0.495187 * TPN - 0.135687 * PCN - 0.120312 * SWN + 0.0626875 * PCN * SWN$$

R-squared = 97.5031 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 96.2547 percent  
 Standard Error of Est. = 0.115314  
 Mean absolute error = 0.0626875



**Efecto 02\_02: Líneas de soldadura con baja resistencia mecánica. Mezcla C.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



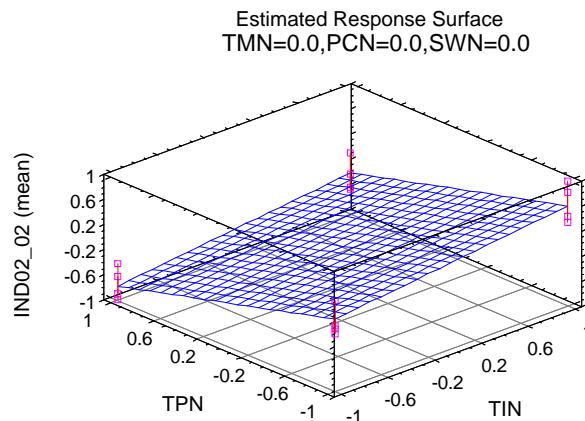
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_02 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.787213	1	0.787213	54.46	0.0001
B: TPN	3.50719	1	3.50719	242.65	0.0000
D: PCN	0.334952	1	0.334952	23.17	0.0013
E: SWN	0.30003	1	0.30003	20.76	0.0019
BD	0.0608856	1	0.0608856	4.21	0.0742
BE	0.0467641	1	0.0467641	3.24	0.1098
DE	0.0656641	1	0.0656641	4.54	0.0656
Total error	0.115628	8	0.0144536		
Total (corr.)	5.21833	15			

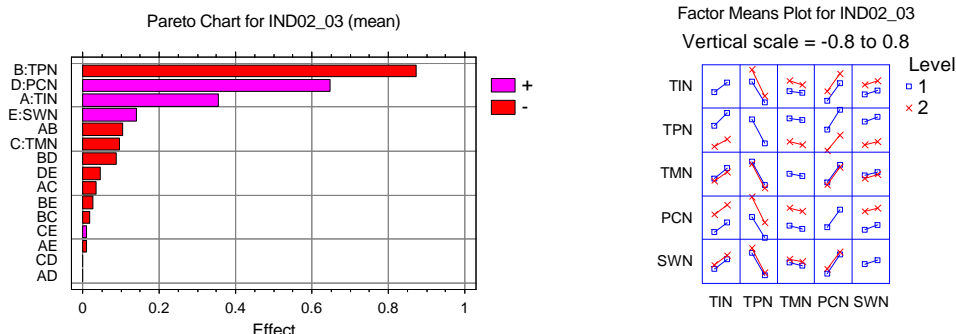
$$IND02\_02 = -0.0899375 + 0.221812 * TIN - 0.468187 * TPN - 0.144688 * PCN - 0.136937 * SWN - 0.0616875 * TPN * PCN + 0.0540625 * TPN * SWN + 0.0640625 * PCN * SWN$$

R-squared = 97.7842 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 95.8453 percent  
 Standard Error of Est. = 0.120223  
 Mean absolute error = 0.0671406



**Efecto 02\_03: Baja resistencia al impacto. Mezcla A.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



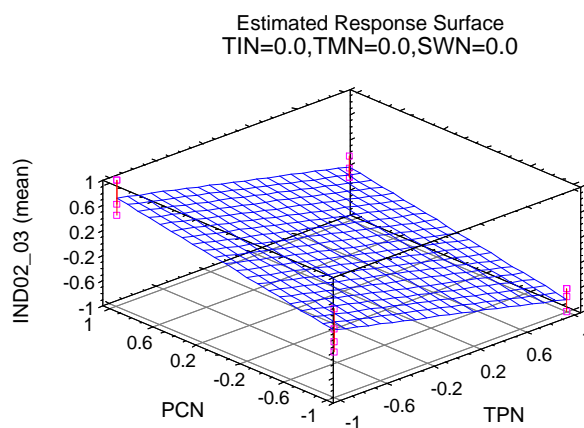
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_03 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.499142	1	0.499142	60.68	0.0000
B: TPN	3.03282	1	3.03282	368.68	0.0000
D: PCN	1.67314	1	1.67314	203.39	0.0000
E: SWN	0.076176	1	0.076176	9.26	0.0124
AB	0.042849	1	0.042849	5.21	0.0456
Total error	0.0822623	10	0.00822623		
-----					
Total (corr.)	5.40639	15			

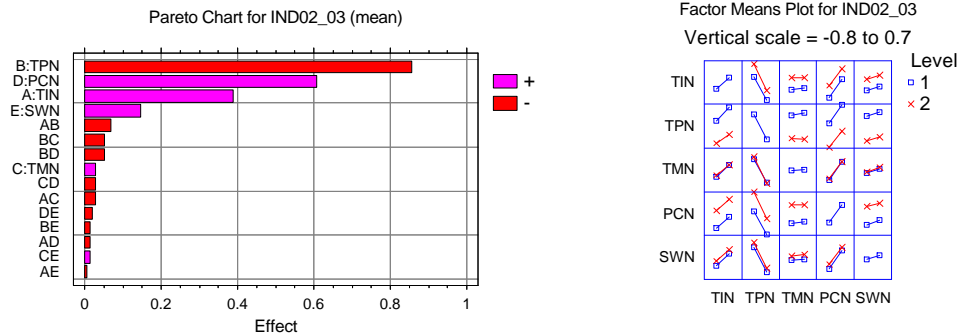
$$IND02\_03 = -0.0345 + 0.176625 * TIN - 0.435375 * TPN + 0.323375 * PCN + 0.069 * SWN - 0.05175 * TIN * TPN$$

R-squared = 98.4784 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 97.7176 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0906985  
 Mean absolute error = 0.0587031



**Efecto 02\_03: Baja resistencia al impacto. Mezcla B.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



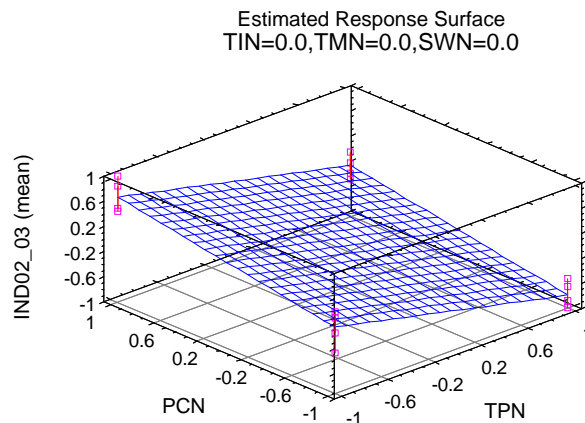
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_03 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.598689	1	0.598689	130.07	0.0000
B: TPN	2.92838	1	2.92838	636.22	0.0000
D: PCN	1.46592	1	1.46592	318.49	0.0000
E: SWN	0.0833766	1	0.0833766	18.11	0.0014
Total error	0.0506302	11	0.00460274		
Total (corr.)	5.12699	15			

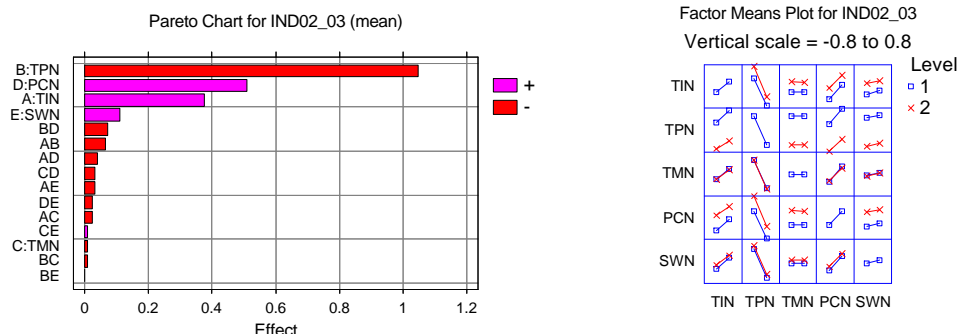
$$IND02\_03 = -0.0604375 + 0.193437 * TIN - 0.427813 * TPN + 0.302688 * PCN + 0.0721875 * SWN$$

R-squared = 99.0125 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 98.6534 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0678435  
 Mean absolute error = 0.0452266



**Efecto 02\_03: Baja resistencia al impacto. Mezcla C.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



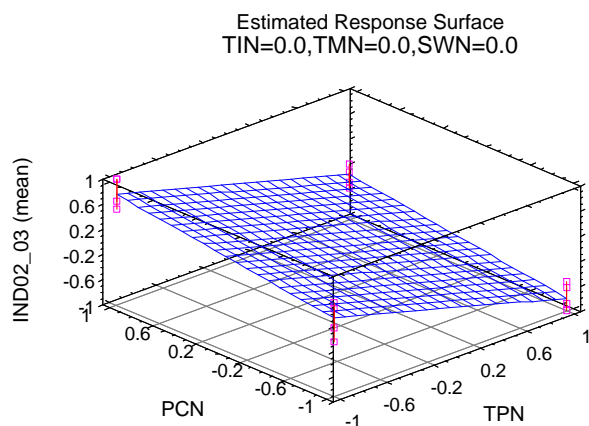
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_03 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.5625	1	0.5625	113.71	0.0000
B: TPN	4.38274	1	4.38274	885.95	0.0000
D: PCN	1.03124	1	1.03124	208.46	0.0000
E: SWN	0.047961	1	0.047961	9.70	0.0099
Total error	0.0544162	11	0.00494693		
Total (corr.)	6.07886	15			

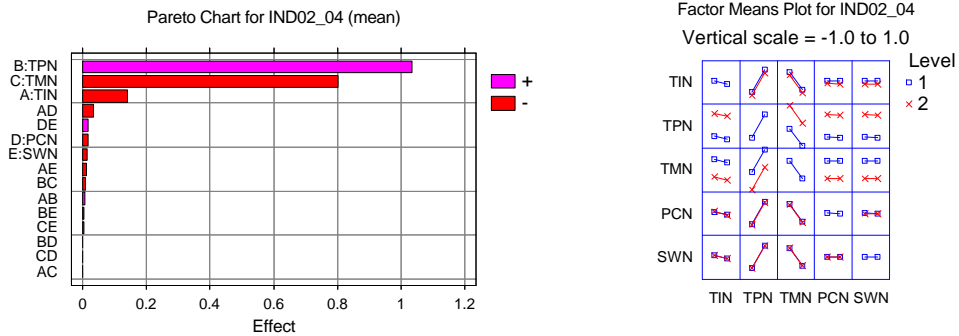
$$IND02\_03 = -0.015625 + 0.1875 * TIN - 0.523375 * TPN + 0.253875 * PCN + 0.05475 * SWN$$

R-squared = 99.1048 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 98.7793 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0703344  
 Mean absolute error = 0.0434219



**Efecto 02\_04: Presencia de fracturas o grietas superficiales. Mezcla A.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



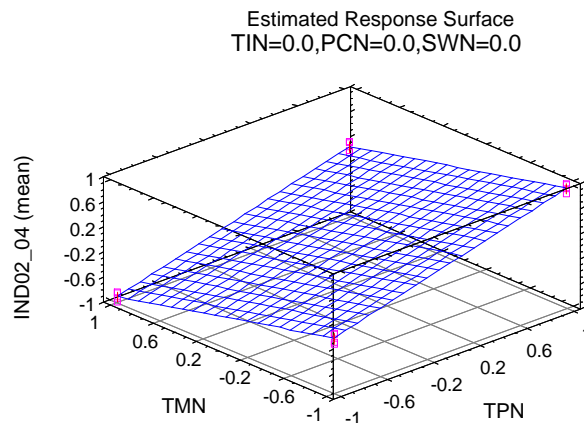
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_04 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.077841	1	0.077841	118.92	0.0000
B: TPN	4.2601	1	4.2601	6508.31	0.0000
C: TMN	2.5664	1	2.5664	3920.79	0.0000
Total error	0.00785475	12	0.000654563		
Total (corr.)	6.9122	15			

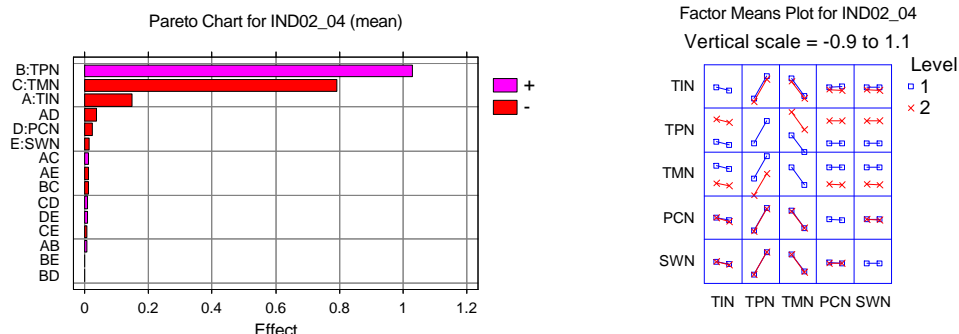
$$IND02\_04 = 0.009375 - 0.06975 * TIN + 0.516 * TPN - 0.4005 * TMN$$

R-squared = 99.8864 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 99.858 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0255844  
 Mean absolute error = 0.0170156



**Efecto 02\_04: Presencia de fracturas o grietas superficiales. Mezcla B.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



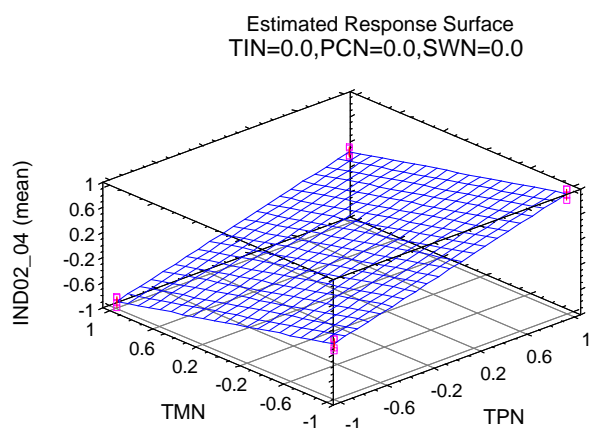
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_04 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.0851181	1	0.0851181	105.18	0.0000
B: TPN	4.22405	1	4.22405	5219.58	0.0000
C: TMN	2.50035	1	2.50035	3089.64	0.0000
Total error	0.00971125	12	0.000809271		
Total (corr.)	6.81923	15			

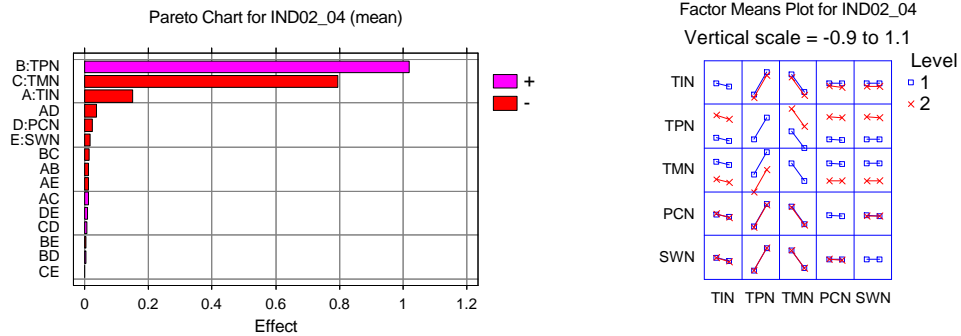
$$IND02\_04 = 0.0106875 - 0.0729375 * TIN + 0.513812 * TPN - 0.395312 * TMN$$

R-squared = 99.8576 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 99.822 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0284477  
 Mean absolute error = 0.0187187



**Efecto 02\_04: Presencia de fracturas o grietas superficiales. Mezcla C.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



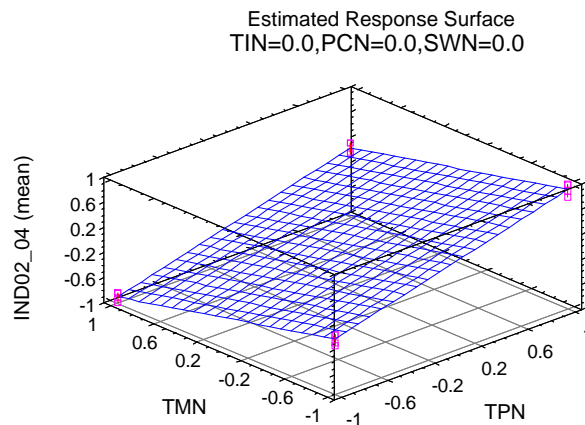
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_04 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.089401	1	0.089401	109.87	0.0000
B: TPN	4.13919	1	4.13919	5086.95	0.0000
C: TMN	2.52016	1	2.52016	3097.20	0.0000
Total error	0.00976425	12	0.000813688		
Total (corr.)	6.75851	15			

$$IND02\_04 = -0.000125 - 0.07475 * TIN + 0.508625 * TPN - 0.396875 * TMN$$

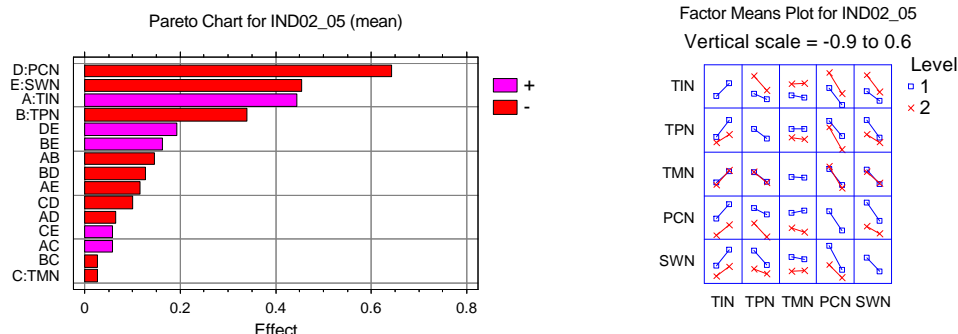
R-squared = 99.8555 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 99.8194 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0285252  
 Mean absolute error = 0.017625





**Efecto 02\_05: Baja resistencia mecánica. Mezcla A.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



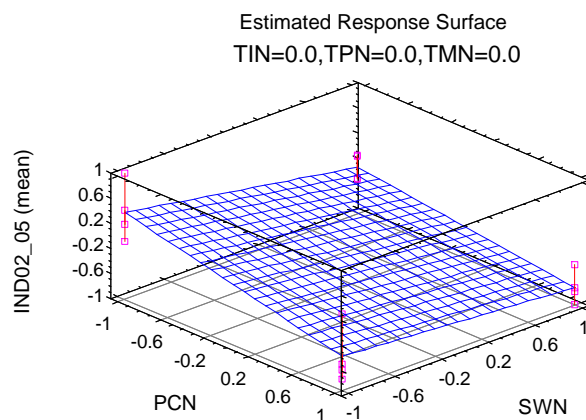
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_05 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.78234	1	0.78234	53.95	0.0003
B: TPN	0.4563	1	0.4563	31.47	0.0014
D: PCN	1.65122	1	1.65122	113.87	0.0000
E: SWN	0.821742	1	0.821742	56.67	0.0003
AB	0.084681	1	0.084681	5.84	0.0521
AE	0.052441	1	0.052441	3.62	0.1059
BD	0.0632523	1	0.0632523	4.36	0.0818
BE	0.103684	1	0.103684	7.15	0.0368
DE	0.146306	1	0.146306	10.09	0.0192
Total error	0.0870087	6	0.0145015		
Total (corr.)	4.24898	15			

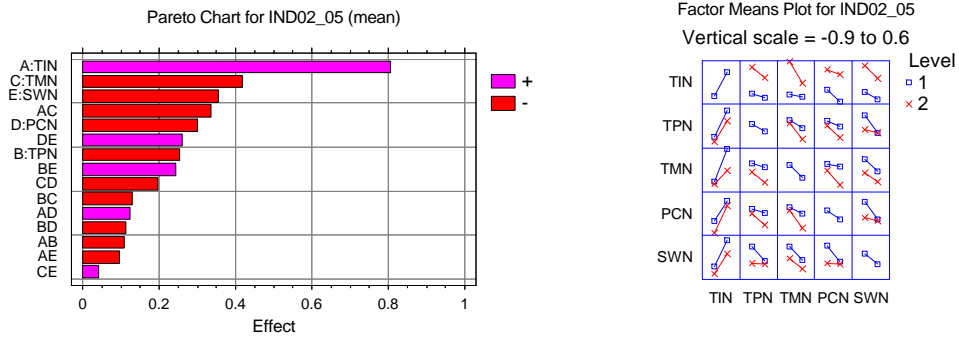
$$IND02\_05 = -0.26225 + 0.221125 * TIN - 0.168875 * TPN - 0.32125 * PCN - 0.226625 * SWN - 0.07275 * TIN * TPN - 0.05725 * TIN * SWN - 0.062875 * TPN * PCN + 0.0805 * TPN * SWN + 0.095625 * PCN * SWN$$

R-squared = 97.9522 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 94.8806 percent  
 Standard Error of Est. = 0.120422  
 Mean absolute error = 0.0605156



**Efecto 02\_05: Baja resistencia mecánica. Mezcla B.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



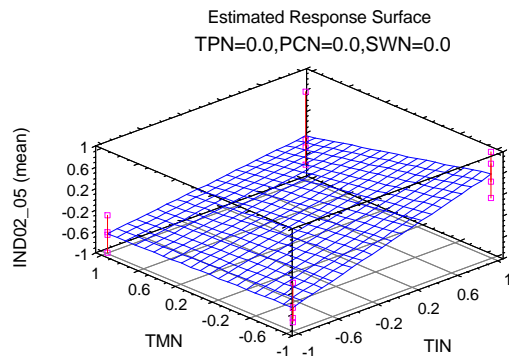
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_05 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	2.58888	1	2.58888	123.87	0.0080
B: TPN	0.256542	1	0.256542	12.28	0.0727
C: TMN	0.692224	1	0.692224	33.12	0.0289
D: PCN	0.356409	1	0.356409	17.05	0.0539
E: SWN	0.499849	1	0.499849	23.92	0.0394
AB	0.046225	1	0.046225	2.21	0.2753
AC	0.450912	1	0.450912	21.58	0.0434
AD	0.0602703	1	0.0602703	2.88	0.2316
BC	0.065536	1	0.065536	3.14	0.2186
BD	0.050625	1	0.050625	2.42	0.2599
BE	0.235225	1	0.235225	11.26	0.0785
CD	0.154842	1	0.154842	7.41	0.1126
DE	0.268842	1	0.268842	12.86	0.0697
Total error	0.0417985	2	0.0208993		
Total (corr.)	5.76818	15			

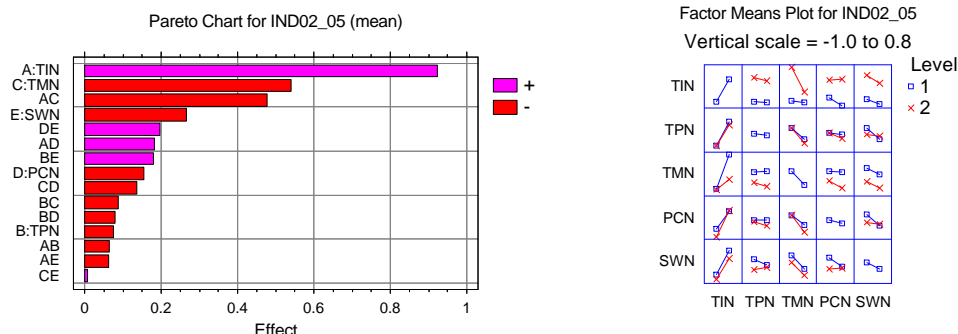
$$IND02\_05 = -0.196875 + 0.40225 * TIN - 0.126625 * TPN - 0.208 * TMN - 0.14925 * PCN - 0.17675 * SWN - 0.05375 * TIN * TPN - 0.167875 * TIN * TMN + 0.061375 * TIN * PCN - 0.064 * TPN * TMN - 0.05625 * TPN * PCN + 0.12125 * TPN * SWN - 0.098375 * TMN * PCN + 0.129625 * PCN * SWN$$

R-squared = 99.2754 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 94.5652 percent  
 Standard Error of Est. = 0.144566  
 Mean absolute error = 0.046875



**Efecto 02\_05: Baja resistencia mecánica. Mezcla C.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



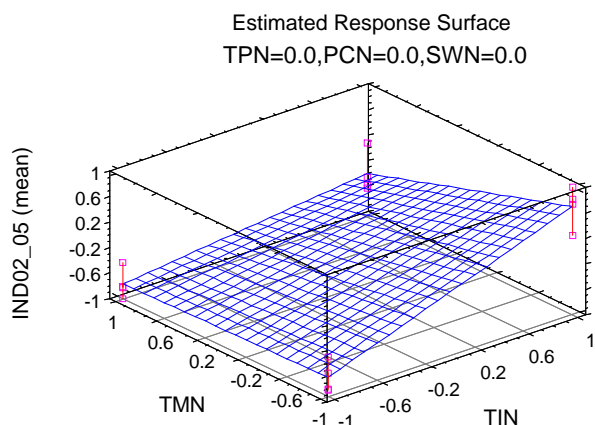
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_05 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	3.40679	1	3.40679	189.81	0.0000
C: TMN	1.16262	1	1.16262	64.77	0.0002
D: PCN	0.0944026	1	0.0944026	5.26	0.0617
E: SWN	0.280106	1	0.280106	15.61	0.0075
AC	0.908686	1	0.908686	50.63	0.0004
AD	0.131588	1	0.131588	7.33	0.0352
BE	0.128343	1	0.128343	7.15	0.0368
CD	0.0724956	1	0.0724956	4.04	0.0912
DE	0.151905	1	0.151905	8.46	0.0270
Total error	0.107693	6	0.0179488		
Total (corr.)	6.44463	15			

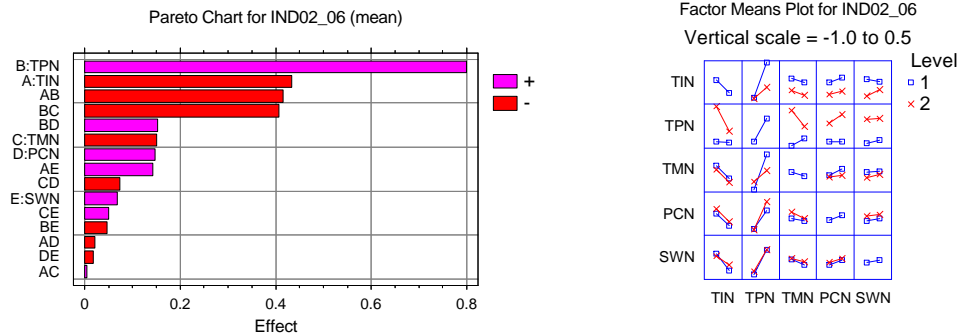
$$IND02\_05 = -0.272563 + 0.461438 * TIN - 0.269562 * TMN - 0.0768125 * PCN - 0.132312 * SWN - 0.238313 * TIN * TMN + 0.0906875 * TIN * PCN + 0.0895625 * TPN * SWN - 0.0673125 * TMN * PCN + 0.0974375 * PCN * SWN$$

R-squared = 98.329 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 95.8224 percent  
 Standard Error of Est. = 0.133973  
 Mean absolute error = 0.0751875



**Efecto 02\_06: Presencia de tensiones residuales. Mezcla A.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



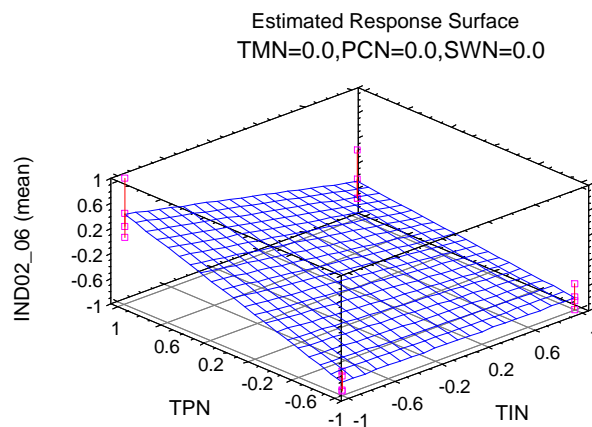
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_06 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.749523	1	0.749523	88.77	0.0000
B: TPN	2.5544	1	2.5544	302.53	0.0000
C: TMN	0.0889531	1	0.0889531	10.54	0.0141
D: PCN	0.0865831	1	0.0865831	10.25	0.0150
AB	0.684343	1	0.684343	81.05	0.0000
AE	0.0802306	1	0.0802306	9.50	0.0178
BC	0.660563	1	0.660563	78.23	0.0000
BD	0.0916576	1	0.0916576	10.86	0.0132
Total error	0.0591034	7	0.00844335		
Total (corr.)	5.05536	15			

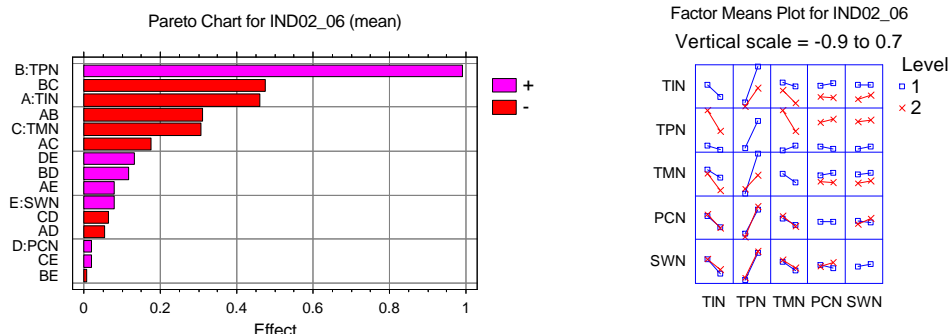
$$IND02\_06 = -0.390063 - 0.216437 * TIN + 0.399562 * TPN - 0.0745625 * TMN + 0.0735625 * PCN - 0.206812 * TIN * TPN + 0.0708125 * TIN * SWN - 0.203187 * TPN * TMN + 0.0756875 * TPN * PCN$$

R-squared = 98.8309 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 97.4947 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0918877  
 Mean absolute error = 0.0485781



**Efecto 02\_06: Presencia de tensiones residuales. Mezcla B.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



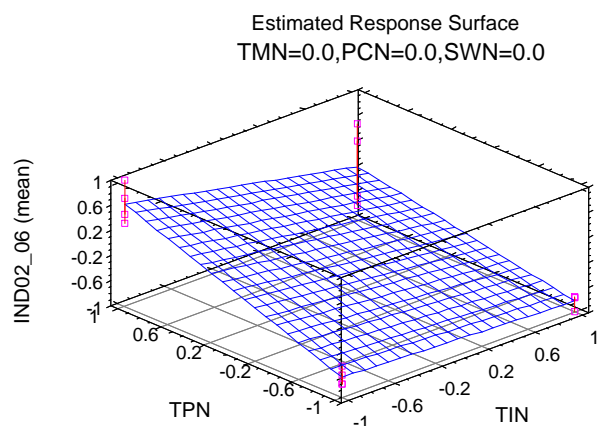
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_06 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.841806	1	0.841806	73.94	0.0001
B: TPN	3.90853	1	3.90853	343.30	0.0000
C: TMN	0.37271	1	0.37271	32.74	0.0007
AB	0.381306	1	0.381306	33.49	0.0007
AC	0.121801	1	0.121801	10.70	0.0137
BC	0.89397	1	0.89397	78.52	0.0000
BD	0.053361	1	0.053361	4.69	0.0671
DE	0.0676	1	0.0676	5.94	0.0450
Total error	0.079697	7	0.0113853		
Total (corr.)	6.72078	15			

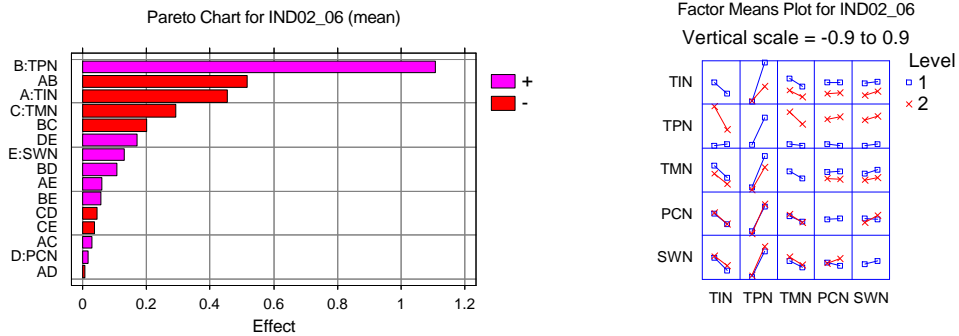
$$IND02\_06 = -0.25275 - 0.229375 * TIN + 0.49425 * TPN - 0.152625 * TMN - 0.154375 * TIN * TPN - 0.08725 * TIN * TMN - 0.236375 * TPN * TMN + 0.05775 * TPN * PCN + 0.065 * PCN * SWN$$

R-squared = 98.8142 percent  
 R-squared (adjusted for d. f.) = 97.4589 percent  
 Standard Error of Est. = 0.106702  
 Mean absolute error = 0.0593125



**Efecto 02\_06: Presencia de tensiones residuales. Mezcla C.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



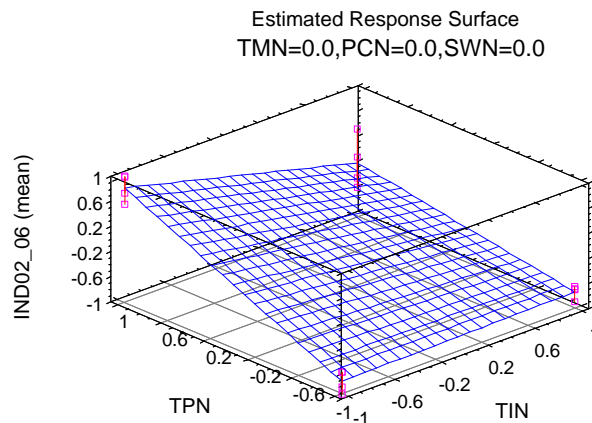
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND02\_06 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.815861	1	0.815861	74.07	0.0000
B: TPN	4.90512	1	4.90512	445.35	0.0000
C: TMN	0.339598	1	0.339598	30.83	0.0005
E: SWN	0.0651526	1	0.0651526	5.92	0.0411
AB	1.06142	1	1.06142	96.37	0.0000
BC	0.159002	1	0.159002	14.44	0.0052
DE	0.114752	1	0.114752	10.42	0.0121
Total error	0.0881125	8	0.0110141		
Total (corr.)	7.54901	15			

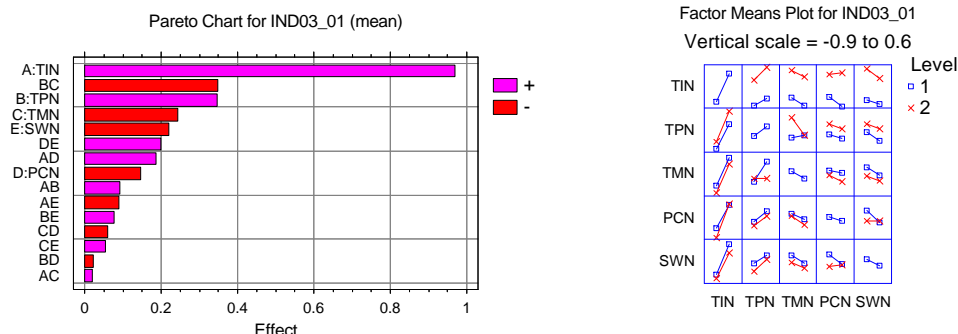
$$IND02_06 = -0.216062 - 0.225812 * TIN + 0.553688 * TPN - 0.145687 * TMN + 0.0638125 * SWN - 0.257563 * TIN * TPN - 0.0996875 * TPN * TMN + 0.0846875 * PCN * SWN$$

R-squared = 98.8328 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 97.8115 percent  
 Standard Error of Est. = 0.104948  
 Mean absolute error = 0.0583906



**Efecto 03 01: Presencia de alabeos en la pieza. Mezcla A.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



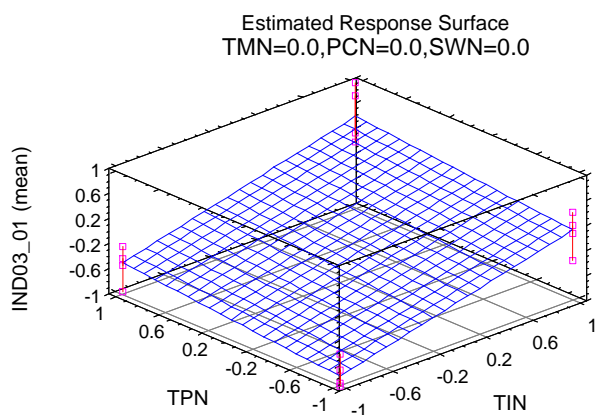
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND03\_01 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	3.74616	1	3.74616	227.45	0.0000
B: TPN	0.478172	1	0.478172	29.03	0.0010
C: TMN	0.233289	1	0.233289	14.16	0.0070
D: PCN	0.085264	1	0.085264	5.18	0.0570
E: SWN	0.192282	1	0.192282	11.67	0.0112
AD	0.136161	1	0.136161	8.27	0.0238
BC	0.481636	1	0.481636	29.24	0.0010
DE	0.156025	1	0.156025	9.47	0.0179
Total error	0.115294	7	0.0164706		
Total (corr.)	5.62428	15			

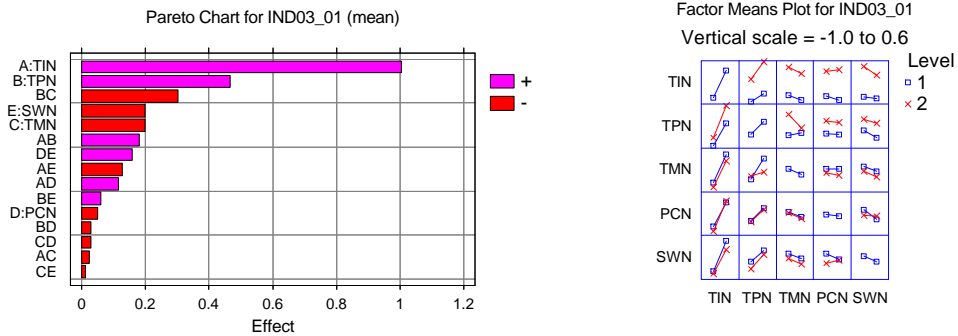
$$IND03\_01 = -0.190125 + 0.483875 * TIN + 0.172875 * TPN - 0.12075 * TMN - 0.073 * PCN - 0.109625 * SWN + 0.09225 * TIN * PCN - 0.1735 * TPN * TMN + 0.09875 * PCN * SWN$$

R-squared = 97.9501 percent  
 R-squared (adjusted for d. f.) = 95.6073 percent  
 Standard Error of Est. = 0.128338  
 Mean absolute error = 0.0663125



**Efecto 03 01: Presencia de alabeos en la pieza. Mezcla B.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



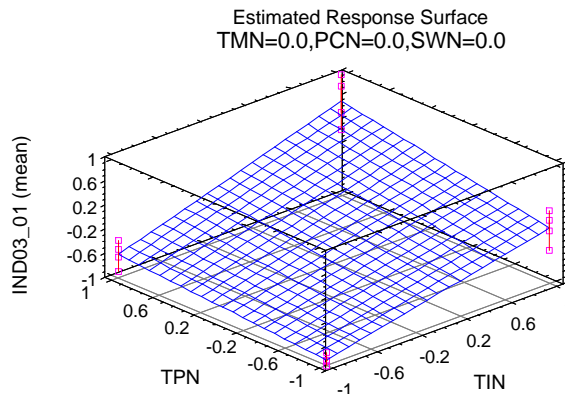
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND03\_01 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	4.02303	1	4.02303	776.85	0.0000
B: TPN	0.865365	1	0.865365	167.10	0.0000
C: TMN	0.155828	1	0.155828	30.09	0.0015
E: SWN	0.157014	1	0.157014	30.32	0.0015
AB	0.129061	1	0.129061	24.92	0.0025
AD	0.0507376	1	0.0507376	9.80	0.0203
AE	0.0641356	1	0.0641356	12.38	0.0125
BC	0.359101	1	0.359101	69.34	0.0002
DE	0.0968766	1	0.0968766	18.71	0.0050
Total error	0.0310719	6	0.00517865		
Total (corr.)	5.93222	15			

$$IND03\_01 = -0.258813 + 0.501437 * TIN + 0.232562 * TPN - 0.0986875 * TMN - 0.0990625 * SWN + 0.0898125 * TIN * TPN + 0.0563125 * TIN * PCN - 0.0633125 * TIN * SWN - 0.149812 * TPN * TMN + 0.0778125 * PCN * SWN$$

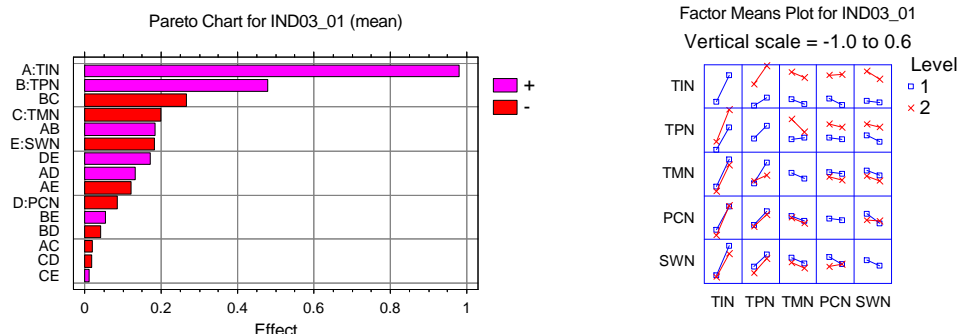
R-squared = 99.4762 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 98.6905 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0719628  
 Mean absolute error = 0.0361406





**Efecto 03 01: Presencia de alabeos en la pieza. Mezcla C.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



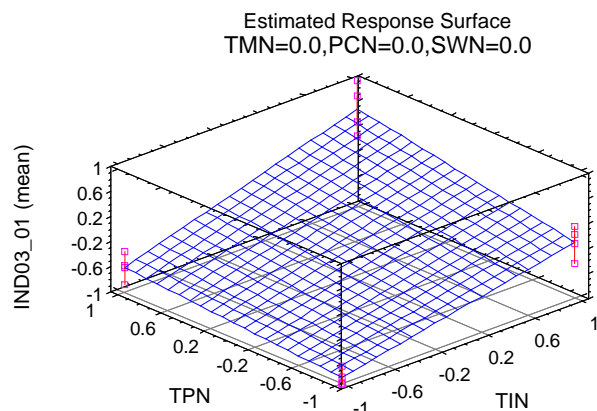
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND03\_01 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	3.83376	1	3.83376	474.40	0.0000
B: TPN	0.91107	1	0.91107	112.74	0.0000
C: TMN	0.15563	1	0.15563	19.26	0.0046
E: SWN	0.132496	1	0.132496	16.40	0.0067
AB	0.135056	1	0.135056	16.71	0.0064
AD	0.068644	1	0.068644	8.49	0.0268
AE	0.056644	1	0.056644	7.01	0.0382
BC	0.283024	1	0.283024	35.02	0.0010
DE	0.116281	1	0.116281	14.39	0.0090
Total error	0.0484872	6	0.00808121		
Total (corr.)	5.7411	15			

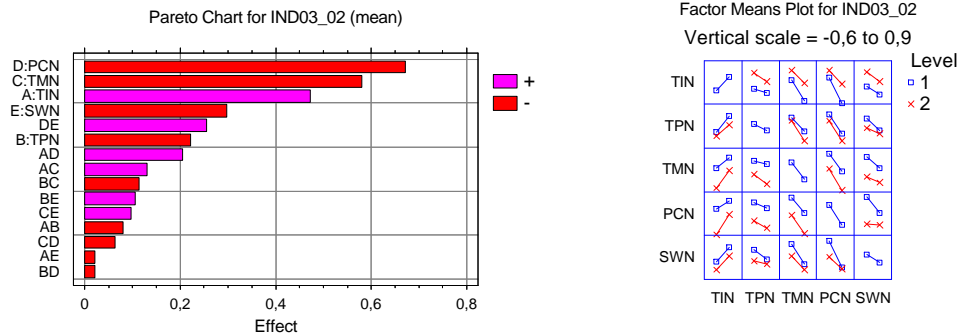
$$IND03\_01 = -0.26425 + 0.4895 * TIN + 0.238625 * TPN - 0.098625 * TMN - 0.091 * SWN + 0.091875 * TIN * TPN + 0.0655 * TIN * PCN - 0.0595 * TIN * SWN - 0.133 * TPN * TMN + 0.08525 * PCN * SWN$$

R-squared = 99.1554 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 97.8886 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0898955  
 Mean absolute error = 0.0464219



**Efecto 03\_02: Presencia de rechupes en la pieza. Mezcla A.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



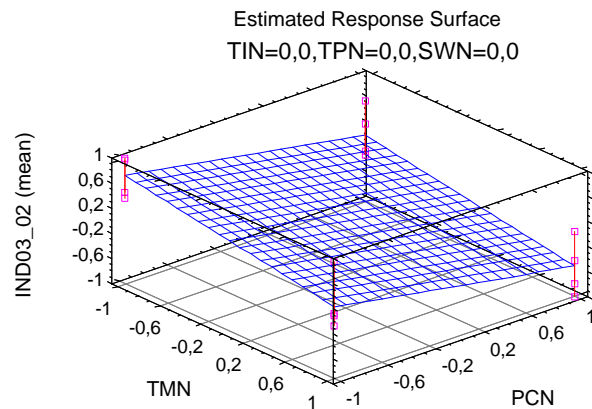
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND03\_02 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0,887364	1	0,887364	54,92	0,0007
B: TPN	0,194922	1	0,194922	12,06	0,0178
C: TMN	1,34212	1	1,34212	83,07	0,0003
D: PCN	1,80096	1	1,80096	111,47	0,0001
E: SWN	0,350464	1	0,350464	21,69	0,0055
AC	0,0668223	1	0,0668223	4,14	0,0976
AD	0,166464	1	0,166464	10,30	0,0237
BC	0,050625	1	0,050625	3,13	0,1369
BE	0,0434723	1	0,0434723	2,69	0,1619
DE	0,258064	1	0,258064	15,97	0,0104
Total error	0,080781	5	0,0161562		
Total (corr.)	5,24207	15			

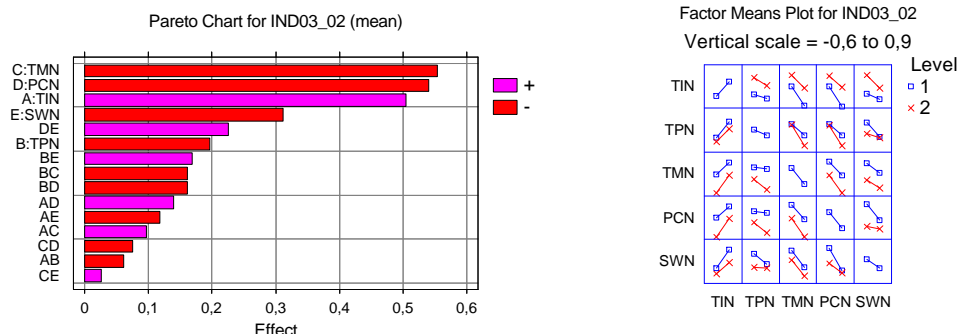
$$IND03\_02 = 0,10625 + 0,2355 * TIN - 0,110375 * TPN - 0,289625 * TMN - 0,3355 * PCN - 0,148 * SWN + 0,064625 * TIN * TMN + 0,102 * TIN * PCN - 0,05625 * TPN * TMN + 0,052125 * TPN * SWN + 0,127 * PCN * SWN$$

R-squared = 98,459 percent  
 R-squared (adjusted for d. f.) = 95,377 percent  
 Standard Error of Est. = 0,127107  
 Mean absolute error = 0,0593125



**Efecto 03 02: Presencia de rechupes en la pieza. Mezcla B.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



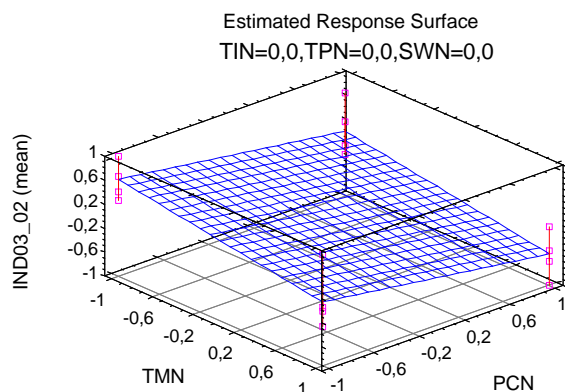
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND03\_02 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	1,01355	1	1,01355	52,72	0,0019
B: TPN	0,154253	1	0,154253	8,02	0,0472
C: TMN	1,22711	1	1,22711	63,83	0,0013
D: PCN	1,16262	1	1,16262	60,47	0,0015
E: SWN	0,385952	1	0,385952	20,07	0,0110
AD	0,0774231	1	0,0774231	4,03	0,1152
AE	0,0555781	1	0,0555781	2,89	0,1643
BC	0,103523	1	0,103523	5,38	0,0811
BD	0,103202	1	0,103202	5,37	0,0814
BE	0,112728	1	0,112728	5,86	0,0727
DE	0,202725	1	0,202725	10,54	0,0315
Total error	0,0769042	4	0,0192261		
Total (corr.)	4,67557	15			

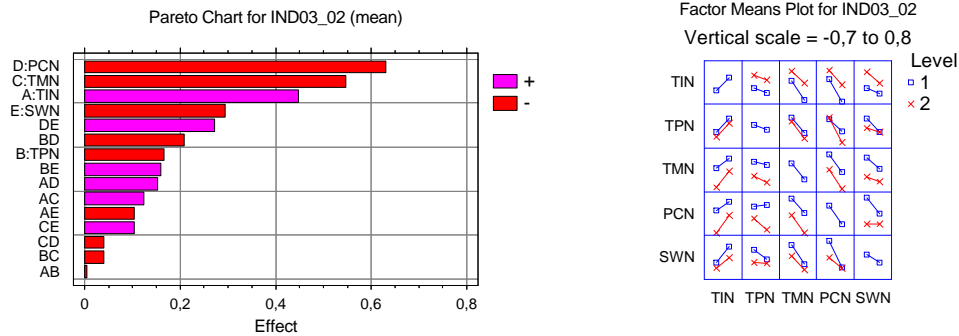
$$IND03\_02 = 0,0695625 + 0,251688 * TIN - 0,0981875 * TPN - 0,276937 * TMN - 0,269563 * PCN - 0,155313 * SWN + 0,0695625 * TIN * PCN - 0,0589375 * TIN * SWN - 0,0804375 * TPN * TMN - 0,0803125 * TPN * PCN + 0,0839375 * TPN * SWN + 0,112562 * PCN * SWN$$

R-squared = 98,3552 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 93,832 percent  
 Standard Error of Est. = 0,138658  
 Mean absolute error = 0,0580313



**Efecto 03 02: Presencia de rechupes en la pieza. Mezcla C.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



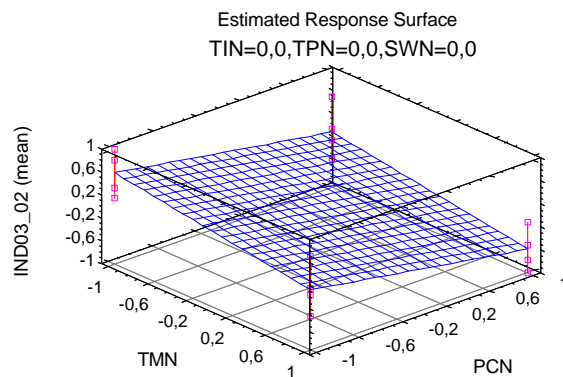
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND03\_02 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0,799236	1	0,799236	198,79	0,0008
B: TPN	0,109561	1	0,109561	27,25	0,0137
C: TMN	1,19137	1	1,19137	296,32	0,0004
D: PCN	1,59012	1	1,59012	395,50	0,0003
E: SWN	0,34164	1	0,34164	84,97	0,0027
AC	0,0607623	1	0,0607623	15,11	0,0302
AD	0,091809	1	0,091809	22,84	0,0174
AE	0,0418202	1	0,0418202	10,40	0,0484
BD	0,172225	1	0,172225	42,84	0,0073
BE	0,100172	1	0,100172	24,92	0,0155
CE	0,041616	1	0,041616	10,35	0,0487
DE	0,294306	1	0,294306	73,20	0,0034
Total error	0,0120615	3	0,0040205		
Total (corr.)	4,8467	15			

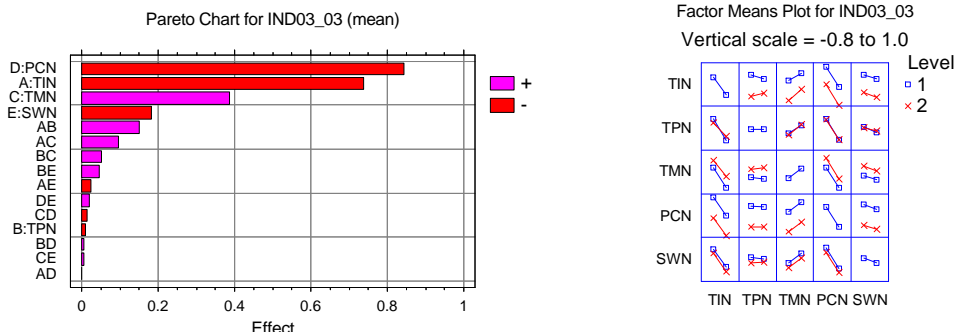
$$IND03\_02 = 0,00175 + 0,2235 * TIN - 0,08275 * TPN - 0,272875 * TMN - 0,31525 * PCN - 0,146125 * SWN + 0,061625 * TIN * TMN + 0,07575 * TIN * PCN - 0,051125 * TIN * SWN - 0,10375 * TPN * PCN + 0,079125 * TPN * SWN + 0,051 * TMN * SWN + 0,135625 * PCN * SWN$$

R-squared = 99,7511 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 98,7557 percent  
 Standard Error of Est. = 0,0634074  
 Mean absolute error = 0,02025



**Efecto 03 03: Contracción de pieza. Mezcla A.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



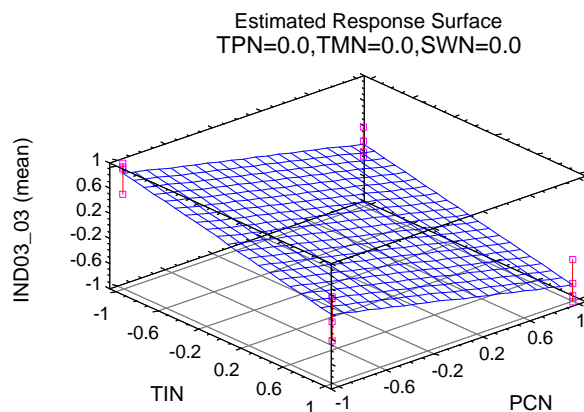
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND03\_03 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	2.16973	1	2.16973	371.58	0.0000
C: TMN	0.595212	1	0.595212	101.93	0.0000
D: PCN	2.84091	1	2.84091	486.53	0.0000
E: SWN	0.131406	1	0.131406	22.50	0.0008
AB	0.0897003	1	0.0897003	15.36	0.0029
Total error	0.0583918	10	0.00583918		
-----					
Total (corr.)	5.88535	15			

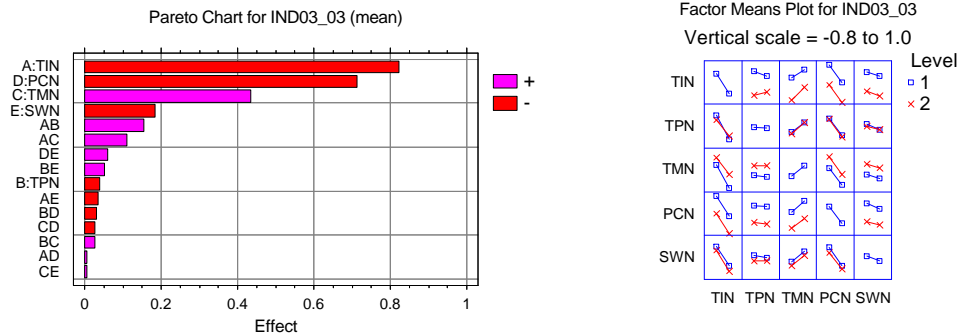
$$IND03\_03 = 0.049125 - 0.36825 * TIN + 0.192875 * TMN - 0.421375 * PCN - 0.090625 * SWN + 0.074875 * TIN * TPN$$

R-squared = 99.0078 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 98.5118 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0764145  
 Mean absolute error = 0.053125



**Efecto 03 03: Contracción de pieza. Mezcla B.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



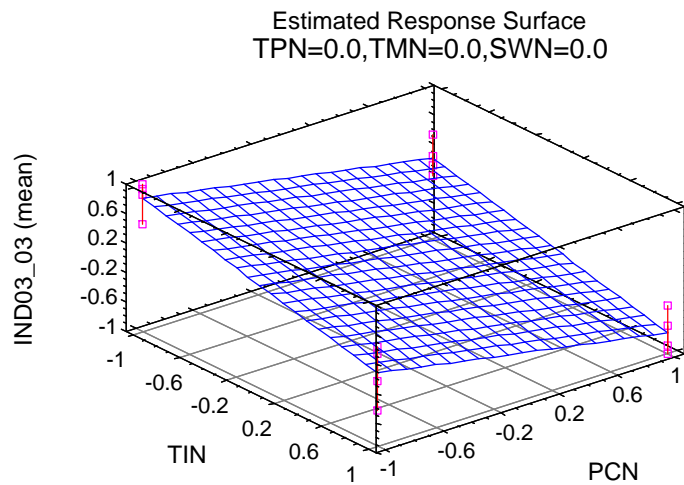
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND03\_03 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	2.69616	1	2.69616	573.95	0.0000
C: TMN	0.750822	1	0.750822	159.83	0.0000
D: PCN	2.03063	1	2.03063	432.27	0.0000
E: SWN	0.134689	1	0.134689	28.67	0.0005
AB	0.0951722	1	0.0951722	20.26	0.0015
AC	0.047089	1	0.047089	10.02	0.0114
Total error	0.0422783	9	0.00469758		
Total (corr.)	5.79684	15			

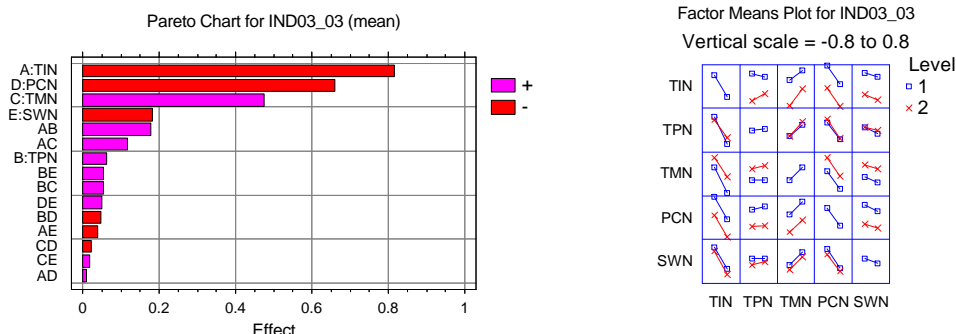
$$IND03\_03 = 0.047875 - 0.4105 * TIN + 0.216625 * TMN - 0.35625 * PCN - 0.09175 * SWN + 0.077125 * TIN * TPN + 0.05425 * TIN * TMN$$

R-squared = 99.2707 percent  
 R-squared (adjusted for d. f.) = 98.7844 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0685389  
 Mean absolute error = 0.039625



**Efecto 03 03: Contracción de pieza. Mezcla C.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



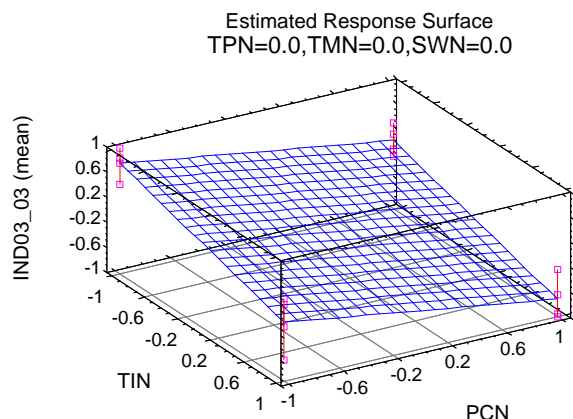
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND03\_03 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	2.65527	1	2.65527	377.61	0.0000
C: TMN	0.898704	1	0.898704	127.81	0.0000
D: PCN	1.73976	1	1.73976	247.41	0.0000
E: SWN	0.131044	1	0.131044	18.64	0.0019
AB	0.124609	1	0.124609	17.72	0.0023
AC	0.0540562	1	0.0540562	7.69	0.0217
Total error	0.0632865	9	0.00703183		
Total (corr.)	5.66673	15			

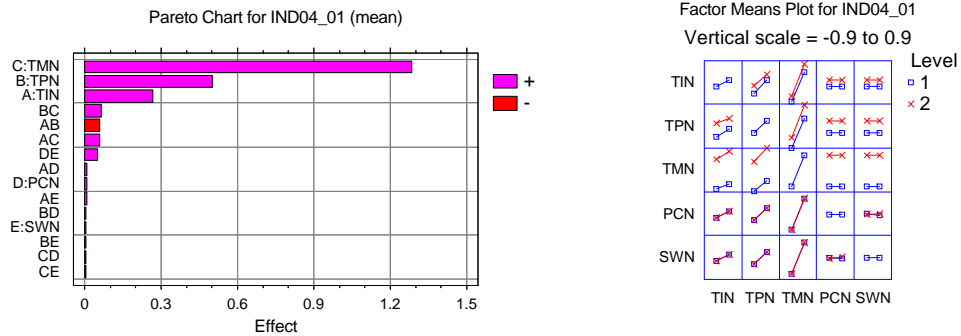
$$IND03\_03 = 0.01725 - 0.407375 * TIN + 0.237 * TMN - 0.32975 * PCN - 0.0905 * SWN + 0.08825 * TIN * TPN + 0.058125 * TIN * TMN$$

R-squared = 98.8832 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 98.1387 percent  
 Standard Error of Est. = 0.083856  
 Mean absolute error = 0.053875



**Efecto 04 01: Elevado tiempo de ciclo. Mezcla A.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



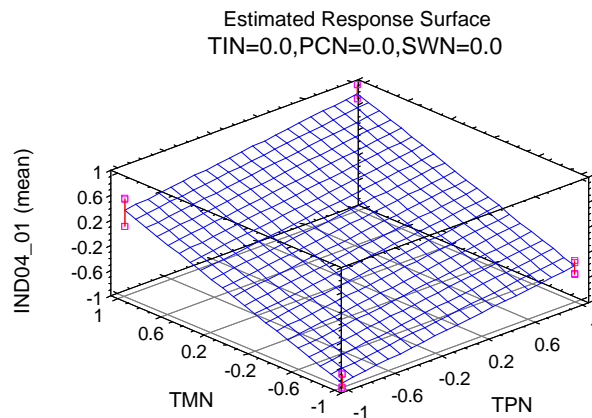
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND04\_01 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.279577	1	0.279577	63.18	0.0000
B: TPN	0.991518	1	0.991518	224.06	0.0000
C: TMN	6.58051	1	6.58051	1487.06	0.0000
Total error	0.0531023	12	0.00442519		
Total (corr.)	7.9047	15			

$$IND04\_01 = -0.0311875 + 0.132188 * TIN + 0.248938 * TPN + 0.641312 * TMN$$

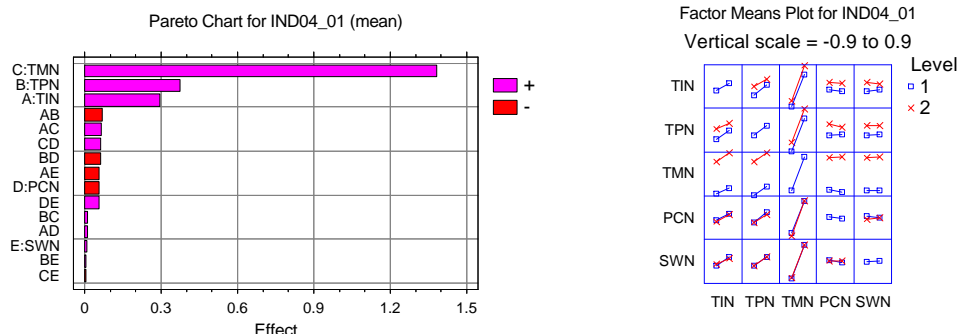
R-squared = 99.3282 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 99.1603 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0665221  
 Mean absolute error = 0.0447812





**Efecto 04 01: Elevado tiempo de ciclo. Mezcla B.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



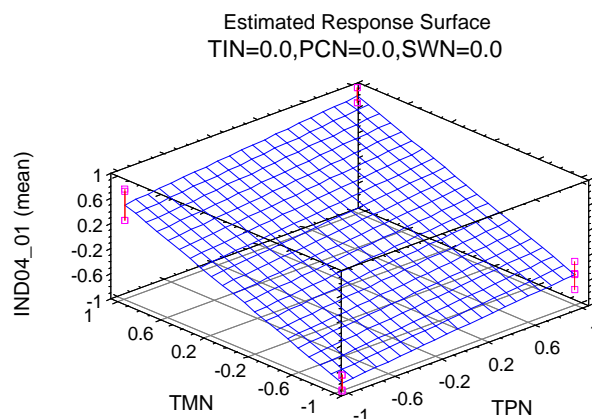
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND04\_01 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.34751	1	0.34751	42.47	0.0000
B: TPN	0.55577	1	0.55577	67.91	0.0000
C: TMN	7.63417	1	7.63417	932.89	0.0000
Total error	0.0982003	12	0.00818335		
Total (corr.)	8.63565	15			

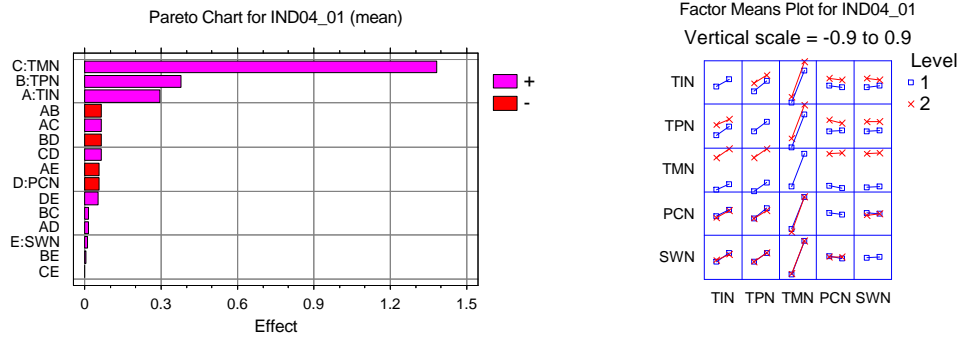
$$IND04\_01 = -0.004125 + 0.147375 * TIN + 0.186375 * TPN + 0.69075 * TMN$$

R-squared = 98.8629 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 98.5786 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0904619  
 Mean absolute error = 0.0645937



**Efecto 04 01: Elevado tiempo de ciclo. Mezcla C.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



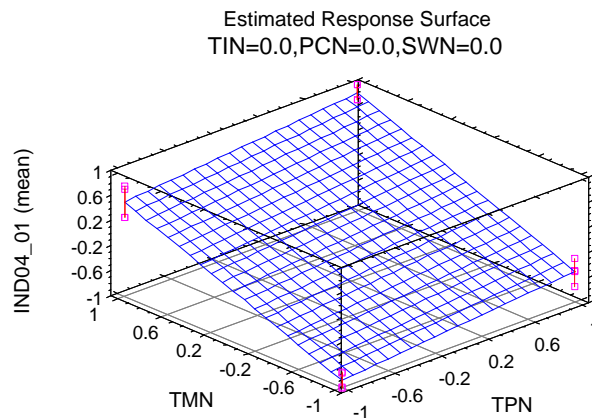
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND04\_01 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.343103	1	0.343103	42.74	0.0000
B: TPN	0.562875	1	0.562875	70.12	0.0000
C: TMN	7.6245	1	7.6245	949.76	0.0000
Total error	0.0963343	12	0.00802785		
Total (corr.)	8.62681	15			

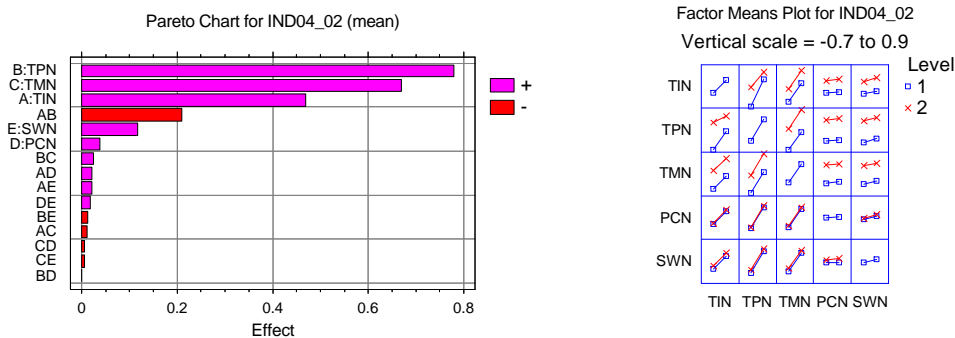
$$IND04\_01 = -0.0055625 + 0.146437 * TIN + 0.187562 * TPN + 0.690313 * TMN$$

R-squared = 98.8833 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 98.6041 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0895983  
 Mean absolute error = 0.0636719



**Efecto 04 02: Elevado consumo energético. Mezcla A.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



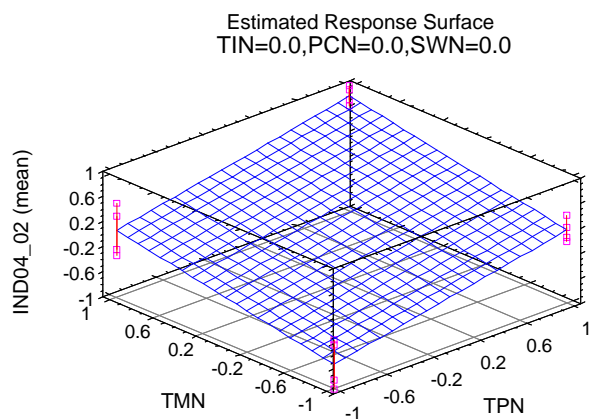
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND04\_02 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.879844	1	0.879844	646.18	0.0000
B: TPN	2.42269	1	2.42269	1779.30	0.0000
C: TMN	1.78623	1	1.78623	1311.86	0.0000
E: SWN	0.0545223	1	0.0545223	40.04	0.0001
AB	0.173472	1	0.173472	127.40	0.0000
Total error	0.013616	10	0.0013616		
-----					
Total (corr.)	5.33038	15			

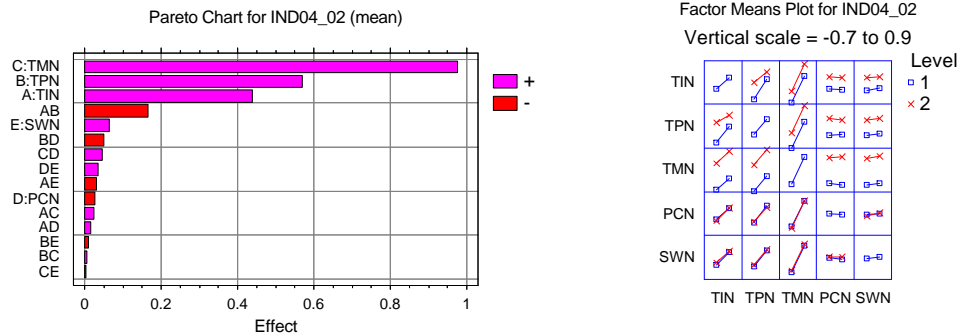
$$IND04\_02 = 0.11375 + 0.2345 * TIN + 0.389125 * TPN + 0.334125 * TMN + 0.058375 * SWN - 0.104125 * TIN * TPN$$

R-squared = 99.7446 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 99.6168 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0368999  
 Mean absolute error = 0.024875



**Efecto 04 02: Elevado consumo energético. Mezcla B.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



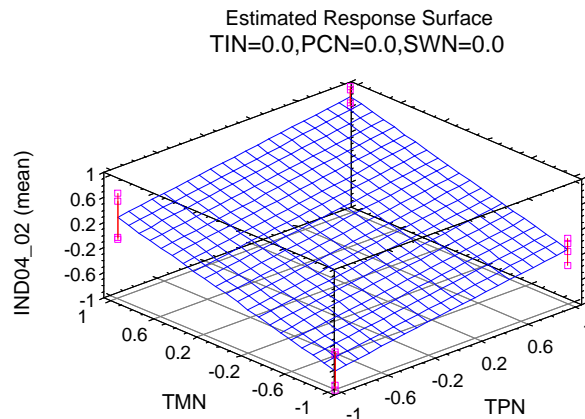
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND04\_02 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.765625	1	0.765625	181.79	0.0000
B: TPN	1.28936	1	1.28936	306.14	0.0000
C: TMN	3.80445	1	3.80445	903.31	0.0000
AB	0.10923	1	0.10923	25.94	0.0003
Total error	0.0463282	11	0.00421166		
Total (corr.)	6.01499	15			

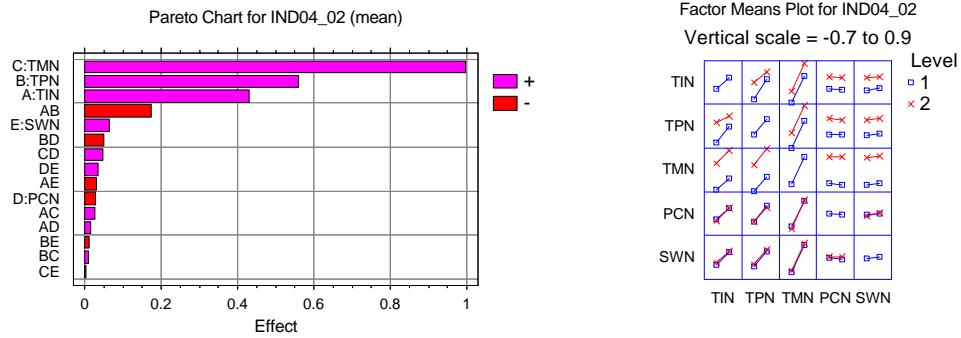
$$IND04\_02 = 0.0765 + 0.21875 * TIN + 0.283875 * TPN + 0.487625 * TMN - 0.082625 * TIN * TPN$$

R-squared = 99.2298 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 98.9497 percent  
 Standard Error of Est. = 0.0648973  
 Mean absolute error = 0.0417813



**Efecto 04 02: Elevado consumo energético. Mezcla C.**

Gráfico de Pareto de las variables de proceso y gráficas de interacciones:



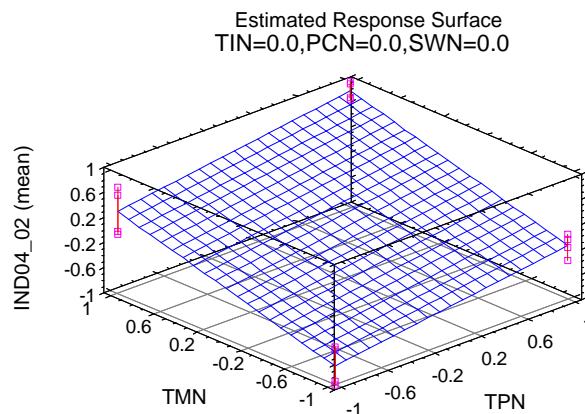
Resultado del análisis de varianza (ANOVA) y expresión de regresión:

Analysis of Variance for IND04\_02 (mean)

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
A: TIN	0.737022	1	0.737022	167.63	0.0000
B: TPN	1.24211	1	1.24211	282.52	0.0000
C: TMN	3.97404	1	3.97404	903.89	0.0000
AB	0.117992	1	0.117992	26.84	0.0003
Total error	0.0483628	11	0.00439661		
Total (corr.)	6.11953	15			

$$IND04\_02 = 0.077125 + 0.214625 * TIN + 0.278625 * TPN + 0.498375 * TMN - 0.085875 * TIN * TPN$$

R-squared = 99.2097 percent  
 R-squared (adjusted for d.f.) = 98.9223 percent  
 Standard Error of Est. = 0.066307  
 Mean absolute error = 0.0424688



Como resumen de las fichas de resultado, se exponen a continuación las tablas de coeficientes de los modelos de regresión (Tabla 4.4 a Tabla 4.6) aplicados a todos los indicadores y a cada una de las mezclas, diferenciando los coeficientes que están comprendidos dentro de los siguientes intervalos:

- Valores absolutos superiores a 0,75: . Significación muy alta.
- Valores absolutos entre 0,5 y 0,75: . Significación alta.
- Valores absolutos entre 0,25 y 0,5: . Significación media.
- Valores absolutos inferiores a 0,25: . Significación baja.

Mezcla A	INDEP.	TIN	TPN	TMN	PCN	SWN	TIN-TPN	TIN-TMN	TIN-PCN	TIN-SWN	TPN-TMN	TPN-PCN	TPN-SWN	TMN-PCN	TMN-SWN	PCN-SWN
IND00_01	-0,151438	0,470938	-0,113438	-0,417812			-0,100188									
IND00_02	-0,05	0,139625	-0,34225	-0,0615	0,32175	0,234375				0,05325			-0,065625			-0,063375
IND01_01	0,015375		0,951625													
IND01_02	0,02825	-0,434625	0,543625			0,053										
IND01_04	-0,076438	-0,837062	-0,135812						0,0605625							
IND02_01	-0,076438	-0,837062	-0,135812						0,0605625							
IND02_02	-0,088063	0,185312	-0,486187			-0,185188	-0,121062									0,0505625
IND02_03	-0,0345	0,176625	-0,435375			0,323375	0,069	-0,05175								
IND02_04	0,009375	-0,06975	0,516	-0,4005												
IND02_05	-0,26225	0,221125	-0,168875			-0,32125	-0,226625	-0,07275			-0,05725		-0,062875	0,0805		0,095625
IND02_06	-0,390063	-0,216437	0,399562	-0,074563	0,0735625		-0,206812			0,0708125	-0,203187	0,0756875				
IND03_01	-0,190125	0,483875	0,172875	-0,12075	-0,073	-0,109625			0,09225		-0,1735					0,09875
IND03_02	0,10625	0,2355	-0,110375	-0,289625	-0,3355	-0,148		0,064625	0,102		-0,05625		0,052125			0,127
IND03_03	0,049125	-0,36825		0,192875	-0,421375	-0,090625	0,074875									
IND04_01	-0,031188	0,132188	0,248938	0,641312												
IND04_02	0,11375	0,2345	0,389125	0,334125		0,058375	-0,104125									

Tabla 4.4. Coeficientes de regresión de los indicadores de proceso de la mezcla A.

Mezcla B	INDEP.	TIN	TPN	TMN	PCN	SWN	TIN-TPN	TIN-TMN	TIN-PCN	TIN-SWN	TPN-TMN	TPN-PCN	TPN-SWN	TMN-PCN	TMN-SWN	PCN-SWN
IND00_01	-0,1395	0,465375	-0,1105	-0,42275				-0,105375								
IND00_02	0,0046875	0,126437	-0,368062		0,293063	0,259563				0,0705625		0,0750625	-0,084938			-0,085563
IND01_01	0,00325		0,971125													
IND01_02	0,0311875	-0,429063	0,540562													
IND01_04	-0,0865	-0,81475	-0,162				0,07375									
IND02_01	-0,0865	-0,81475	-0,162				0,07375									
IND02_02	-0,082438	0,206187	-0,495187			-0,135687	-0,120312									0,0626875
IND02_03	-0,060438	0,193437	-0,427813			0,302688	0,0721675									
IND02_04	0,0106875	-0,072938	0,513812	-0,395312												
IND02_05	-0,196875	0,40225	-0,126625	-0,208	-0,14925	-0,17675	-0,05375	-0,167875	0,061375		-0,064	-0,05625	0,12125	-0,098375		0,129625
IND02_06	-0,25275	-0,229375	0,49425	-0,152625			-0,154375	-0,08725			-0,236375	0,05775				0,065
IND03_01	-0,258813	0,501437	0,232562	-0,098688		-0,099063	0,0898125		0,0563125	-0,063313	-0,149812					0,0778125
IND03_02	0,0695625	0,251688	-0,099188	-0,276937	-0,269563	-0,155313			0,0695625	-0,058938	-0,080438	-0,080313	0,0839375			0,112562
IND03_03	0,047875	-0,4105		0,216625	-0,35625	-0,09175	0,077125	0,05425								
IND04_01	-0,004125	0,147375	0,186375	0,69075												
IND04_02	0,0765	0,21875	0,283875	0,48765			-0,082625									

Tabla 4.5. Coeficientes de regresión de los indicadores de proceso de la mezcla B.

Mezcla C	INDEP.	TIN	TPN	TMN	PCN	SWN	TIN-TPN	TIN-TMN	TIN-PCN	TIN-SWN	TPN-TMN	TPN-PCN	TPN-SWN	TMN-PCN	TMN-SWN	PCN-SWN
IND00_01	-0,136687	0,463063	-0,106813	-0,426813				-0,110812								
IND00_02	-0,009938	0,0935625	-0,427937		0,256813	0,237938				0,0706875		0,0803125	-0,085313			-0,069813
IND01_01	-0,002625		0,97225													
IND01_02	0,0100625	-0,469313	0,500437													
IND01_04	-0,09325	-0,81375	-0,154				0,07									
IND02_01	-0,09325	-0,81375	-0,154				0,07									
IND02_02	-0,089938	0,221812	-0,468187			-0,144688	-0,136937					-0,061688	0,0540625			0,0640625
IND02_03	-0,015625	0,1875	-0,523375			0,253875	0,05475									
IND02_04	-0,000125	-0,07475	0,508625	-0,396875												
IND02_05	-0,272563	0,461438		-0,269562	-0,076813	-0,132312		-0,238313	0,0906875				0,0895625	-0,067313		0,0974375
IND02_06	-0,216062	-0,225812	0,553688	-0,145687		0,0638125	-0,257563				-0,099688					0,0846875
IND03_01	-0,26425	0,4895	0,238625	-0,098625		-0,091	0,091875		0,0655	-0,0595	-0,133					0,08525
IND03_02	0,00175	0,2235	-0,08275	-0,272875	-0,31525	-0,146125		0,061625	0,07575	-0,051125			-0,10375	0,079125	0,051	0,135625
IND03_03	0,1725	-0,407375		0,237	-0,32975	-0,0905	0,08825	0,058125								
IND04_01	-0,005563	0,146437	0,187562	0,690313												
IND04_02	0,077125	0,214625	0,278625	0,498375			-0,085875									

Tabla 4.6. Coeficientes de regresión de los indicadores de proceso de la mezcla C.

## 5.2 CONCLUSIONES SOBRE EL MODELO DE REGRESIÓN.

La aplicación del modelo de regresión sobre los diferentes indicadores de efecto permite la obtención de las siguientes conclusiones:

- Los coeficientes de correlación de los modelos de regresión de las distintas mezclas oscilan entre un 99,94% y un 93,83%, lo cual supone una correcta aproximación del modelo a los valores de los indicadores.
- Aunque existe un gran número de interacciones significativas en los distintos indicadores, cabe destacar que el nivel de significación global de las mismas es bastante bajo, apreciándose tan sólo un caso en el que se alcanza un valor absoluto superior a 0,25 (Mezcla C – IND02\_06). Esto refuerza la consideración de que el comportamiento de los materiales está fuertemente influido por las variables de proceso de forma aislada.
- De entre el conjunto de variables de proceso, tanto el tiempo de inyección [TIN] como la temperatura de inyección del material [TPN] son las variables que participan en mayor grado sobre el conjunto de indicadores (tanto a nivel individual como a nivel de interacción con otras variables). Asimismo, ambas variables presentan, de forma global, valores absolutos de significación elevados (en gran parte superiores a 0,25), por lo que cabe concluir que la influencia de las mismas es máxima en el proceso.
- En aquellos efectos relacionados con la calidad superficial de la pieza, se puede afirmar que sólo son significativas las variables TIN y TPN, lo cual supone una fuerte dependencia de los mismos con respecto a estas variables.
- De entre el conjunto de interacciones, son bastante significativas las que relacionan las variables TIN-TPN y PCN-SWN, ya que participan de un gran número de indicadores. Esto permite concluir que, de cara a la selección de valores de las variables de proceso, deben ser tenidas en cuenta sólo las combinaciones entre las variables señaladas, pudiendo prescindir de las restantes combinaciones.
- Se aprecia como la inclusión del policarbonato en la mezcla produce que las interacciones entre variables de proceso tengan una mayor significación sobre los indicadores, relacionados con la resistencia mecánica (EF02) y con la estabilidad dimensional (EF03), aunque no se aprecia una proporcionalidad entre el contenido de policarbonato y el grado de significación de las mismas.

## 6. EVALUACIÓN DE MODELOS: CRITERIOS DE DETERMINACIÓN DE CONDICIONES ÓPTIMAS.

### 6.1 METODOLOGÍA PARA LA DETERMINACIÓN DE CONDICIONES DE PROCESO ÓPTIMAS.

Dadas las expresiones de comportamiento de los diferentes indicadores de cada una de las mezclas, cabe establecer un conjunto de criterios para la determinación de condiciones óptimas de proceso basados en la aplicación de técnicas de decisión multicriterio.

El modelo de técnica multicriterio aplicado en el presente trabajo se basa en la programación compromiso <sup>[XIII]</sup>, cuyo objeto consiste en utilizar un punto ideal como punto de referencia para el centro decisor y evaluar, con respecto a éste, la mayor o menor proximidad de un punto eficiente.

La formulación de la programación compromiso es la siguiente:

$$D_p = \left[ \sum_{i=1}^n w_i^p \left| \frac{f_i^* - f_i(x)}{f_i^* - f_i^{**}} \right|^p \right]^{\frac{1}{p}}$$

siendo:

- $f_i^*$  . es el valor del punto ideal del objetivo  $i$ -ésimo, es decir, aquel que supone las condiciones óptimas del objetivo  $i$ -ésimo.
- $f_i^{**}$  . es el valor del punto anti-ideal del objetivo  $i$ -ésimo, esto es, aquel que implica las condiciones más desfavorables del objetivo  $i$ -ésimo.
- $f_i(x)$  . es la función objetivo  $i$ -ésima.
- $w_i$  . representa el peso o grado de importancia que el centro decisor asigna al objetivo  $i$ -ésimo.
- $p$  determina el tipo de distancia que se evalúa para el grado de proximidad (p=1: distancia Manhattan, p=2: distancia Euclídea, ... , p=∞: distancia de Chebyshev)
- $D_p$  es la función distancia y representa el grado de proximidad global del punto considerado con respecto a todos los puntos ideales.

Dicha función distancia se adopta como función objetivo para ser minimizada, de forma que el valor de las variables permita la obtención de la mayor proximidad entre el punto eficiente y los diferentes puntos ideales de cada objetivo en particular (sin que



ello suponga subordinar un objetivo determinado a los restantes sino valorar cada uno de ellos de acuerdo con el criterio del centro decisor).

En el presente trabajo se ha adoptado como criterio de distancia el de distancia Euclídea ( $p=2$ ), dado que, desde un punto de vista físico, es fácilmente interpretable como distancia existente entre dos puntos en el hiperespacio formado por los 16 indicadores de efecto.

De acuerdo con las expresiones de los indicadores determinadas, la aplicación de esta técnica se resume a la selección de los modelos de regresión de cada indicador de efecto como función objetivo particular, con las siguientes particularidades:

- Debido a que los modelos operan sobre valores normalizados dentro del rango  $[-1, 1]$  y para todos los indicadores (con la excepción del efecto EF03\_03) se pretende la obtención del valor mínimo, el valor del punto ideal del conjunto de dichos indicadores se toma como  $(-1)$ .
- Para el caso particular del efecto EF03\_03 (contracción de pieza), éste señala una característica física final que interesa mantener controlada dentro de márgenes definidos por el propio diseño de pieza y molde, ya que no es posible su completa eliminación. Por ello, el valor ideal de dicho objetivo debe estar fijado por el centro decisor de acuerdo con el valor empleado para el diseño del molde.
- En todos los casos, se adopta como valor anti-ideal el valor máximo  $(+1)$  dado que supondría las condiciones más adversas de los indicadores y el que produce los mayores defectos.
- El valor de los pesos está normalizado dentro del rango  $[0, 1]$  de forma que su suma global sea la unidad y para que la función objetivo ofrezca un resultado evaluado dentro de un rango similar. De esta forma, resultados de la función objetivo próximos a 0 significan que el punto eficiente está muy próximo a todos los ideales, mientras que valores próximos a la distancia correspondiente al valor anti-ideal dan a entender el aspecto contrario.

No obstante resulta más conveniente y fácilmente reconocible la ponderación dentro de rangos distintos a  $[0, 1]$ . Por ello y para que el centro decisor pueda adoptar el rango de ponderación que resulte más adecuado, se aplica una función de normalización de pesos según la expresión:

$$w_i = \frac{w_{o_i}}{\sum_i w_{o_i}}$$

siendo  $w_{o_i}$  los pesos no normalizados designados por el centro decisor.

Con la aplicación de las consideraciones indicadas, y con el objetivo de evaluar comparativamente los resultados obtenidos en las funciones objetivo, debe tenerse en

cuenta que la máxima distancia que puede existir con respecto al punto óptimo ideal (valor de la función objetivo igual a 0) se dará cuando los valores de los indicadores adopten el valor anti-ideal. En dicho caso, y para los 16 indicadores considerados, la máxima distancia de las posibles soluciones es:

$$D_{2\max} = \left[ \sum_{i=1}^{16} w_i^2 \left| \frac{f_i^* - f_i^{**}}{f_i^* - f_i^{**}} \right|^2 \right]^{\frac{1}{2}} = \left[ \sum_{i=1}^{16} w_i^2 \cdot 1^2 \right]^{\frac{1}{2}} = \sqrt{\sum_{i=1}^{16} w_i^2}$$

En el caso particular de igualdad de pesos de cada uno de los indicadores, la distancia más grande sería igual a 0,25.

Dicha formulación es aplicable en cualquier caso pero presenta como principal inconveniente que el resultado final de la optimización puede ofrecer, en ciertas condiciones, valores de algunos indicadores de efecto lejanos de su valor ideal y más próximos al anti-ideal.

Esta problemática es propia de criterios de ponderación en los que determinados indicadores tienen una importancia baja frente a otros de cara al criterio adoptado; pero que, en el caso de que el valor del indicador cuestionado se aproxime al valor anti-ideal, se provoque la aparición de un defecto indeseable que no participe del criterio en cuestión y que invalide la pieza obtenida.

Para evitar esta problemática resulta adecuado la introducción de restricciones dentro del proceso de minimización de la función distancia con el formato:

$$\begin{aligned} I_i &\geq IU_i \\ I_i &\leq IL_i \end{aligned}$$

donde  $IU_i$  y  $IL_i$  son los valores límites superior e inferior respectivamente que el indicador  $I_i$  puede tomar.

## **6.2 CRITERIOS PARA LA DETERMINACIÓN DE CONDICIONES DE PROCESO ÓPTIMAS.**

Con objeto de poder establecer la comparativa entre las distintas mezclas, y evaluar las diferencias existentes entre las mismas según su comportamiento desde el punto de vista del proceso, se han adoptado los siguientes criterios de ponderación de los indicadores (rango [0, 10]):

1. Minimización del consumo y maximización de la productividad.

- De acuerdo con este criterio se considera un peso máximo (10) en los indicadores relacionados con la productividad y economía (IND04\_01, IND04\_02).
- El indicador relacionado con la contracción (IND03\_03) se le asignará un peso intermedio (5), para valorar el objetivo de controlar la contracción del material entorno al valor especificado por encima de los restantes.
- Se asigna un peso mínimo (1) a todos los demás indicadores.

Según este criterio la distancia más grande según la función objetivo es de:

$$D_{2_{max_j}} = \sqrt{2 \cdot \left(\frac{10}{38}\right)^2 + 1 \cdot \left(\frac{5}{38}\right)^2 + 13 \cdot \left(\frac{1}{38}\right)^2} = 0,406$$

2. Minimización de los defectos relacionados con las características mecánicas.

- De acuerdo con este criterio se considera un peso máximo (10) en los indicadores relacionados con la resistencia, rotura y/o fragilidad de la pieza (IND02\_01, IND02\_02, IND02\_03, IND02\_04, IND02\_05, IND02\_06).
- El indicador relacionado con la contracción (IND03\_03) se le asignará un peso intermedio (5), para valorar el objetivo de controlar la contracción del material entorno al valor especificado por encima de los restantes.
- Se asigna un peso mínimo (1) a todos los demás indicadores.

Según este criterio la distancia más grande según la función objetivo es de:

$$D_{2_{max_j}} = \sqrt{6 \cdot \left(\frac{10}{74}\right)^2 + 1 \cdot \left(\frac{5}{74}\right)^2 + 9 \cdot \left(\frac{1}{74}\right)^2} = 0,340$$

3. Minimización de los defectos relacionados con obtención de piezas defectuosas.

- De acuerdo con este criterio se considera un peso máximo (10) en los indicadores relacionados con la descalificación de la pieza (IND00\_01, IND00\_02, IND01\_01, IND01\_02, IND01\_04, IND02\_04).
- El indicador relacionado con la contracción (IND03\_03) se le asignará un peso intermedio (5), para valorar el objetivo de controlar la contracción del material entorno al valor especificado por encima de los restantes.
- Se asigna un peso mínimo (1) a todos los demás indicadores.

Según este criterio la distancia más grande según la función objetivo es de:

$$D_{2max_i} = \sqrt{6 \cdot \left(\frac{10}{74}\right)^2 + 1 \cdot \left(\frac{5}{74}\right)^2 + 9 \cdot \left(\frac{1}{74}\right)^2} = 0,340$$

En todos los casos se adoptan las siguientes restricciones de indicador:

- Para todos los efectos relacionados con la generación de piezas no aceptables (EF00), con la calidad superficial de la pieza (EF01), con la resistencia, fragilidad y/o rotura de la pieza (EF02), con la presencia de alabeos en la pieza (EF03\_01) y con la presencia de rechupes en la pieza (EF03\_02), se aplica la restricción de que el valor del indicador no supere el valor medio del rango de valoración (0).

De esta forma se evita que el valor de los indicadores se aproxime al valor anti-ideal de forma explícita y que se mantenga con valores inferiores al valor promedio obtenido en todas las simulaciones, entendiéndose que se restringe el riesgo de aparición de los defectos considerados a niveles por debajo del que cabría considerar como usual.

- Para el efecto relacionados con la contracción de pieza (EF03\_03), se aplica la restricción de que el valor del indicador esté comprendido en un intervalo definido entorno al valor ideal del indicador adoptado por el centro decisor.

Con esta medida, se considera un criterio de tolerancia al valor de contracción volumétrica que puede admitirse para la pieza final.

- No se consideran restricciones para los efectos relacionados con la economía y consumo.

Respecto al valor ideal adoptado para el indicador relacionado con la contracción (EF03\_03), se ha considerado el valor medio de los resultados de simulación (0, sobre la escala normalizada), entendiéndose con ello que dicho valor es el que con una elevada probabilidad se obtendrá en condiciones no límite. Sobre dicho valor se considera un intervalo de tolerancia de un  $\pm 10\%$  sobre el rango del intervalo para el establecimiento de las restricciones correspondientes.

### 6.3 RESULTADOS DE APLICACIÓN DE LOS CRITERIOS DE PONDERACIÓN.

Mediante el software de análisis matemático MathCAD<sup>®</sup> 2000 Professional se ha aplicado la metodología para la determinación de condiciones de proceso óptimas, de acuerdo con los criterios expresados en el apartado anterior y sobre los modelos de regresión de los indicadores de las tres mezclas.

Como consecuencia de dicha aplicación, se han obtenido los siguientes resultados de condiciones óptimas, expresados tanto en valores normalizados como sin normalizar (Tabla 4.7 a Tabla 4.9), Asimismo, dichas tablas reflejan una comparativa del conjunto de las tres soluciones propuestas evaluadas con la función objetivo de cada criterio para su contraste.

<b>Mezcla A</b>					
		<b>Criterio</b>	<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>
Valores normalizados		<b>TIN</b>	-0,0872	0,5911	0,4156
		<b>TPN</b>	-0,0242	-0,0162	0,1075
		<b>TMN</b>	0,2705	1,0000	1,0000
		<b>PCN</b>	0,3354	-0,2627	0,2450
		<b>SWN</b>	-1,0000	0,3788	-1,0000
Valores		<b>TI</b>	1,38	1,89	1,76
		<b>TP</b>	239,5	239,7	242,2
		<b>TM</b>	59,1	70	70
		<b>PC</b>	90	81,1	88,7
		<b>SW</b>	94	96,8	94
		<b>Función objetivo</b>	0,21305	0,12796	0,13079

		<b>Criterio</b>		
<b>Solución óptima</b>		<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>
1		0,2131	0,1486	0,1517
2		0,3087	0,1280	0,1305
3		0,3024	0,1339	0,1308

Tabla 4.7. Resultados de optimización de la mezcla A.

**Mezcla B**

		Criterio	1	2	3
Valores normalizados	<b>TIN</b>		-0,0649	0,5978	0,4505
	<b>TPN</b>		-0,1092	-0,0033	0,0817
	<b>TMN</b>		0,2514	1,0000	1,0000
	<b>PCN</b>		0,1673	-0,0908	0,1278
	<b>SWN</b>		-0,3373	-0,1772	-0,4216
Valores	<b>TI</b>		1,4	1,9	1,79
	<b>TP</b>		237,8	239,9	241,6
	<b>TM</b>		58,8	70	70
	<b>PC</b>		87,5	83,6	86,9
	<b>SW</b>		95,3	95,6	95,2
<b>Función objetivo</b>			0,21796	0,12835	0,13521

		Criterio		
Solución óptima		1	2	3
1		0,2180	0,1479	0,1533
2		0,3253	0,1283	0,1291
3		0,3238	0,1269	0,1352

Tabla 4.8. Resultados de optimización de la mezcla B.

**Mezcla C**

		Criterio	1	2	3
Valores normalizados	<b>TIN</b>		0,2446	0,4571	0,9942
	<b>TPN</b>		-0,0035	0,0027	0,1774
	<b>TMN</b>		-0,0508	1,0000	0,7846
	<b>PCN</b>		-0,1446	0,7292	-0,4805
	<b>SWN</b>		0,0854	-1,0000	0,8044
Valores	<b>TI</b>		1,63	1,79	2,2
	<b>TP</b>		239,9	240,1	243,5
	<b>TM</b>		54,2	70	66,8
	<b>PC</b>		82,8	95,9	77,8
	<b>SW</b>		96,2	94	97,6
<b>Función objetivo</b>			0,20067	0,12854	0,14280

		Criterio		
Solución óptima		1	2	3
1		0,2007	0,1483	0,1567
2		0,3213	0,1285	0,1303
3		0,3219	0,1233	0,1428

Tabla 4.9. Resultados de optimización de la mezcla C.

Las tablas siguientes (Tabla 4.10 a Tabla 4.12) muestran los resultados de los indicadores para cada una de las soluciones propuestas con cada criterio, con la finalidad de poder contrastar los resultados de dichas soluciones con los valores ideales y anti-ideales de cada indicador.

Óptimo	IND00_01	IND00_02	IND01_01	IND01_02	IND01_04	IND02_01	IND02_02	IND02_03	IND02_04	IND02_05	IND02_06	IND03_01	IND03_02	IND03_03	IND04_01	IND04_02
1	-0,303	-0,173	-0,008	-0	-0	-0	-0,05	-0	-0,105	-0,193	-0,37	-0,219	0	0,083	0,125	0,116
2	-0,288	0	-0	-0,217	-0,57	-0,57	0,027	0,019	-0,441	-0,153	-0,597	-0,071	0	0,1	0,684	0,603
3	-0,39	-0,248	0,118	-0,147	-0,436	-0,436	-0	0	-0,365	-0,054	-0,552	-0,033	-0,037	0,08	0,692	0,524

Tabla 4.10. Valores de los indicadores para los resultados de los distintos criterios con la mezcla A.

Óptimo	IND00_01	IND00_02	IND01_01	IND01_02	IND01_04	IND02_01	IND02_02	IND02_03	IND02_04	IND02_05	IND02_06	IND03_01	IND03_02	IND03_03	IND04_01	IND04_02
1	-0,262	0	-0,103	0	-0,015	-0,015	-0,027	0	-0,14	-0,229	-0,328	-0,31	-0	0,1	0,14	0,153
2	-0,347	0	0	-0,227	-0,573	-0,573	0,077	0,016	-0,43	-0,211	-0,594	-0,036	-0	0,1	0,774	0,694
3	-0,409	-0,045	0,083	-0,118	-0,464	-0,464	-0	0	-0,376	-0,282	-0,536	-0,069	-0,072	0,1	0,768	0,683

Tabla 4.11. Valores de los indicadores para los resultados de los distintos criterios con la mezcla B.

Óptimo	IND00_01	IND00_02	IND01_01	IND01_02	IND01_04	IND02_01	IND02_02	IND02_03	IND02_04	IND02_05	IND02_06	IND03_01	IND03_02	IND03_03	IND04_01	IND04_02
1	0	0	-0,006	-0,106	-0,292	-0,292	-0,026	0	-0	-0,148	-0,261	-0,153	0,097	0,1	-0,005	0,103
2	-0,403	-0	0	-0,203	-0,466	-0,466	-0,005	0,199	-0,43	-0,454	-0,59	-0,061	-0,326	0,1	0,752	0,674
3	-0,117	0,14	0,17	-0,368	-0,917	-0,917	-0,005	-0	-0,296	-0,324	-0,497	0	0	0,1	0,715	0,716

Tabla 4.12. Valores de los indicadores para los resultados de los distintos criterios con la mezcla C.

Es notable destacar que las soluciones propuestas para los criterios 2 y 3, así como la no limitación en los indicadores de efecto EF04 en dichos casos durante el proceso de optimización, provoca que los valores de dichos indicadores sean muy elevados y estén muy próximos al valor anti-ideal, lo cual corrobora la necesidad de controlar con restricciones el proceso de minimización (apartado 6.2) en todos aquellos indicadores que puedan provocar la inhabilitación de la pieza final.

Cabe también señalar que, bajo un mismo criterio, aparecen ciertos valores de la función objetivo inferiores al óptimo cuando se consideran las soluciones de los restantes criterios:

- Mezcla A: Solución óptima 2 en criterio 3.
- Mezcla B: Solución óptima 3 en criterio 2 y Solución óptima 2 en criterio 3.
- Mezcla C: Solución óptima 3 en criterio 2 y Solución óptima 2 en criterio 3.

Este comportamiento es debido al incumplimiento de dichos valores óptimos en otros criterios de las restricciones de los valores de los indicadores en el criterio considerado.

Para una mejor comprensión de los resultados obtenidos y para la evaluación de la influencia del contenido de policarbonato sobre la mezcla, en las figuras siguientes (Figura 4.12 a Figura 4.16) se observa la evolución de los valores óptimos para cada una de las variables de proceso, según cada uno de los criterios y para cada una de las mezclas.

### Comparativa de mezclas

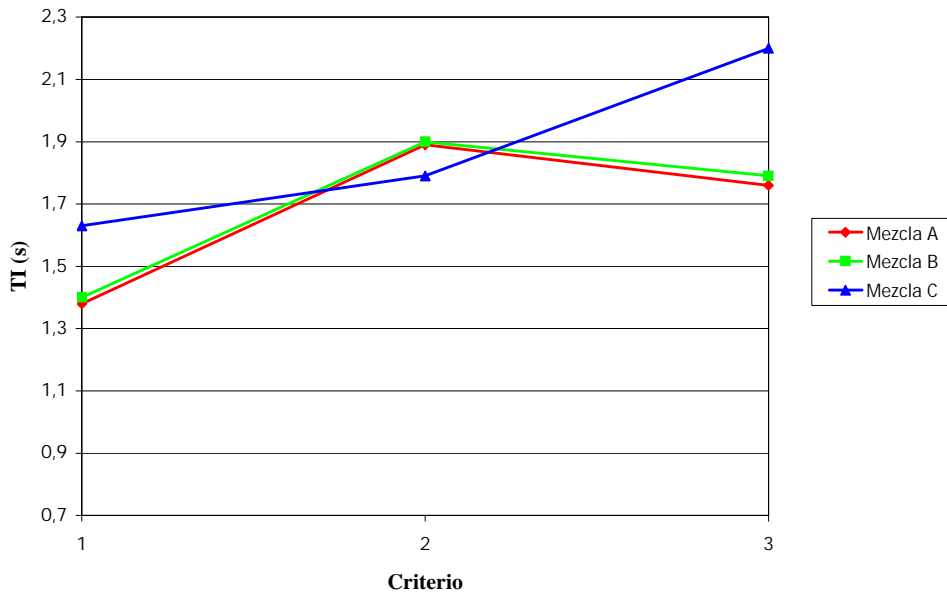


Figura 4.12. Evolución de la variable de proceso Tiempo de inyección (TI).

### Comparativa de mezclas

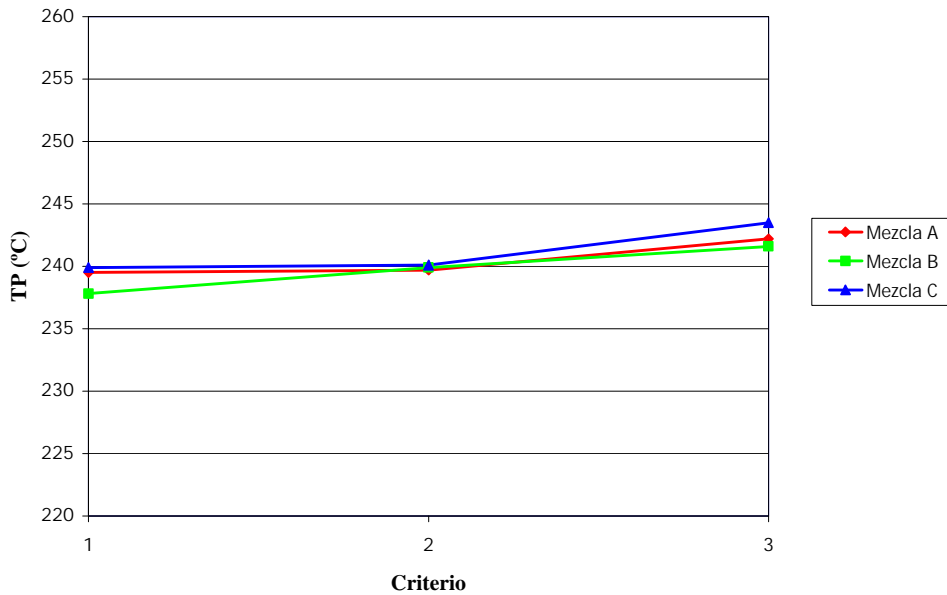


Figura 4.13. Evolución de la variable de proceso Temperatura de inyección (TP).



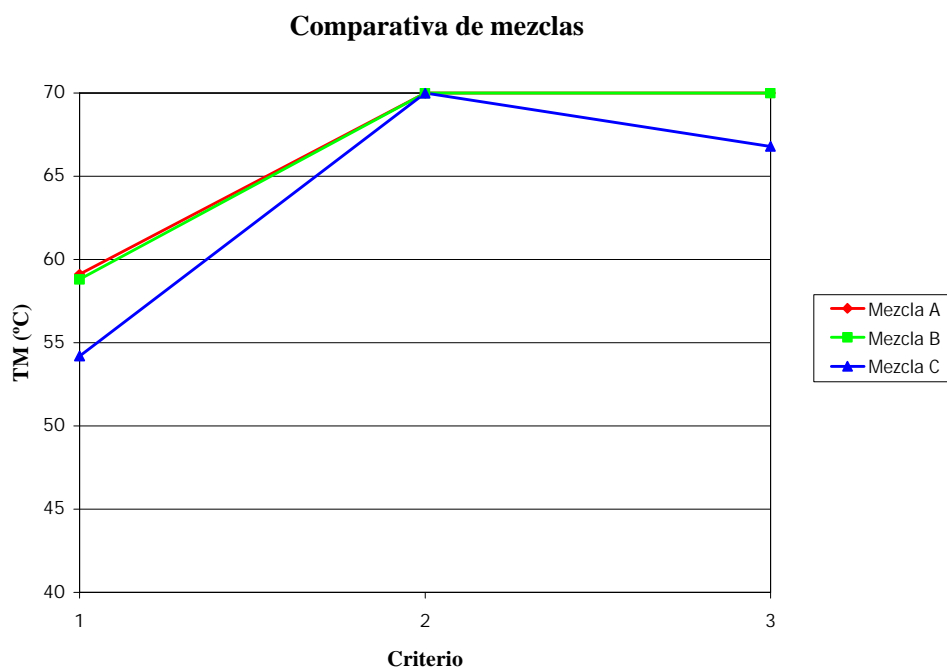


Figura 4.14. Evolución de la variable de proceso Temperatura del refrigerante (TM).

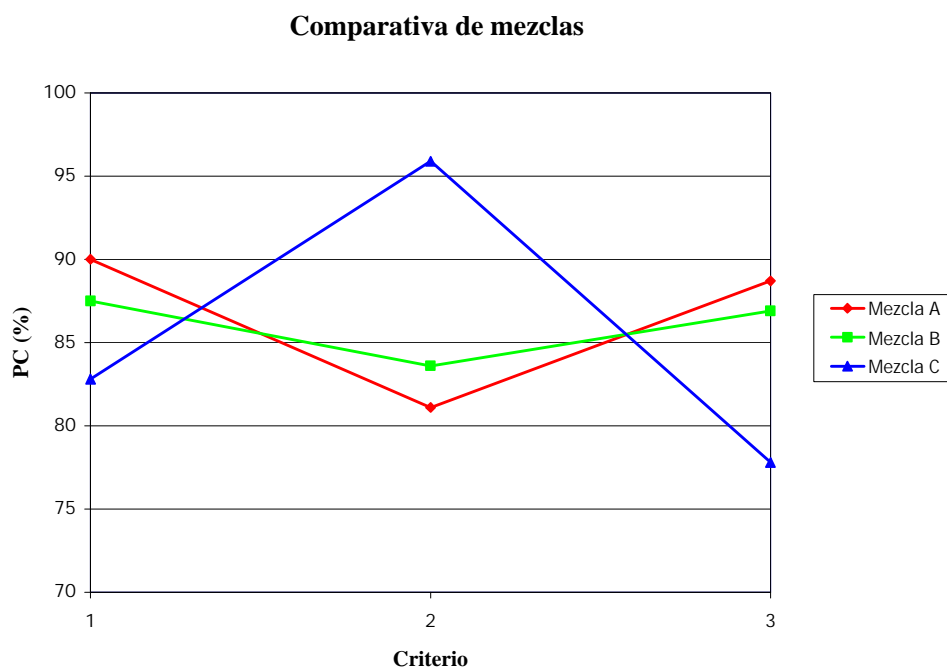


Figura 4.15. Evolución de la variable de proceso Nivel de presión de compactación (PC).

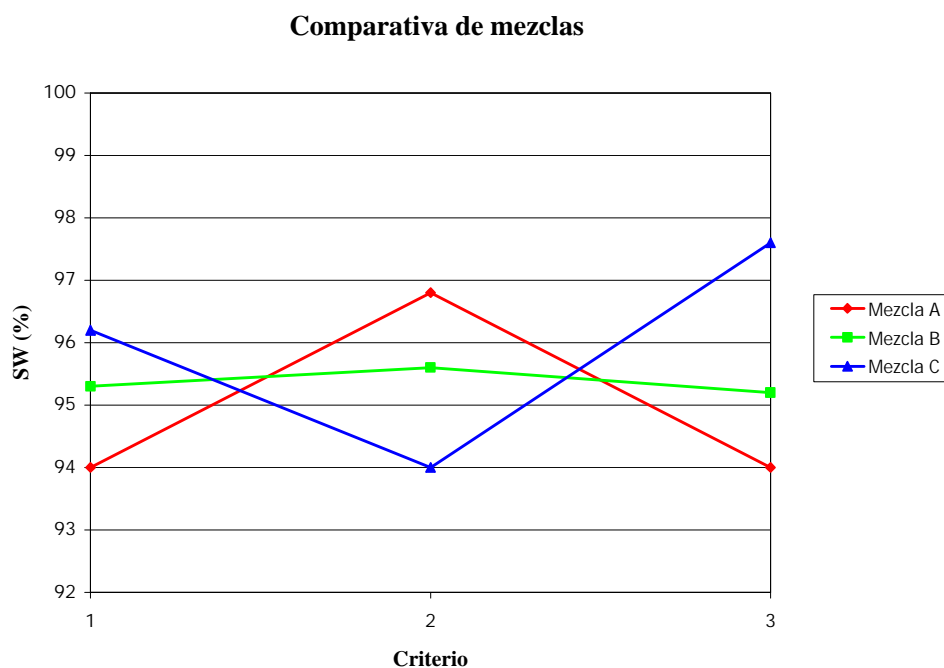


Figura 4.16. Evolución de la variable de proceso Transición entre llenado y compactación (SW).

## 7. CONCLUSIONES.

Como consecuencia del análisis de resultados de simulación expuestos, tanto en lo referente a evaluación de condiciones óptimas como en lo referente a comparativa de resultados de las distintas mezclas, se concluyen un conjunto de aspectos relevantes de la comparativa de las mezclas consideradas.

En primer término, y como consecuencia del análisis preliminar de resultados de simulación, es evidente que la inclusión de las pequeñas cantidades de policarbonato en la mezcla condicionan de forma notable los resultados del proceso, siendo destacables los siguientes aspectos:

- La variable TP muestra un comportamiento similar de forma independiente al criterio de optimización y tipo de mezcla (Figura 4.13), observándose que los valores idóneos oscilan entorno al valor medio del intervalo de ensayo (240°C).

Este aspecto permite concluir que dicha variable puede ser adoptada como un valor constante independientemente de la mezcla o criterio considerados.

- La variable TM presenta un comportamiento similar para todas las mezclas y cada uno de los criterios (Figura 4.14), comprobándose como sólo se requieren temperaturas medio-altas [55-60°C] en el caso de considerar criterios de orden económico, mientras que en los restantes deben ser necesariamente altas [65-70°C].

Este comportamiento permite concluir que, de forma independiente del contenido de policarbonato en la mezcla, la tendencia en general para la consecución de condiciones óptimas es la del empleo de temperaturas de refrigerante elevadas [60-70°C].

- Respecto a la variable SW (Figura 4.16), se aprecia un comportamiento evolutivo con el contenido de policarbonato en la mezcla que provoca la inversión en la tendencia de los valores de la variable en condiciones óptimas para cada uno de los criterios.

Este aspecto implica como principal conclusión que dicha variable debe considerarse como una de las más conflictivas de cara a la selección y control en función del contenido de policarbonato en mezcla.

No obstante, es importante reseñar que la inclusión de pequeñas cantidades de policarbonato en la mezcla (del orden del 5%) provoca que las condiciones óptimas, independientemente del criterio seguido para la optimización, se consigan con un valor uniforme de la transición entre llenado y compactación [entorno al 95,5%].

- De idéntico modo, se puede comprobar como, en el caso de la variable de proceso PC (Figura 4.15), la introducción de una pequeña cantidad de policarbonato (del orden del 5%) supone una estabilización con respecto al criterio, de forma que se obtienen condiciones idóneas con un valor del nivel de presión de compactación uniforme [entorno al 85%].
- En lo referente a las mezclas A y B, existe una gran consonancia en los valores de las variables de proceso TI y PC (Figura 4.12 y Figura 4.15) en cuanto a las condiciones óptimas según todos los criterios, lo cual señala que inclusiones de pequeñas cantidades de policarbonato [0-5%] no suponen cambios significativos en dichas variables sobre las condiciones de proceso idóneas.
- La mezcla C marca diferencias muy significativas en cuanto a los valores de las variables de proceso TI y PC (Figura 4.12 y Figura 4.15) con respecto a las dos mezclas restantes, pudiéndose observar como se produce un comportamiento inverso (tendencia al alza en los valores de las variables cuando las restantes mezclas presenta una tendencia a la baja en cada uno de los criterios).

Esta diferencia en el comportamiento corrobora lo señalado en la conclusión anterior referente al cambio significativo de comportamiento con valores cada vez más elevados del contenido de PC en la mezcla [5-10%].

- El nivel de presión alcanzado en condiciones similares de proceso disminuye con el contenido de policarbonato, lo cual es un reflejo directo de la disminución de la viscosidad del material como cabía suponer desde un principio (Figura 4.3).

Desde el punto de vista del proceso, este aspecto favorece las condiciones de llenado de la cavidad con lo que se traduce en menores riesgos de falta de llenado o de presencia de rebabas en la pieza final.

Este aspecto se ve corroborado por la disminución de la fuerza de cierre requerida del molde que varía a la baja con el contenido de policarbonato de la mezcla.

- Bajo la perspectiva de la contracción volumétrica promedio del material, es destacable que la inclusión del policarbonato provoca un incremento notable de los valores en todas las simulaciones, lo cual es fácilmente asociable a la menor presión de inyección requerida en los procesos y puesto que se ha considerado en mismo comportamiento p-v-T de las tres mezclas (Figura 4.10).

Este incremento se ve compensado con una disminución del rango de variación de la contracción volumétrica en las distintas partes de pieza con el contenido de policarbonato, lo cual permite un mejor control de la contracción final en pieza (Figura 4.9).

## 8. MODELIZACIÓN DE LA PROCESABILIDAD DEL MATERIAL.

Una vez establecidas dichas conclusiones sólo resta evaluar la mezcla que, desde el punto de vista de su procesabilidad, presenta unas mejores condiciones de acuerdo con los criterios establecidos en la metodología de evaluación.

Para evaluar esta característica se considera el Índice de Procesabilidad de la Mezcla (IPM) que se define como:

$$IPM = \frac{\sum_{i=1}^{n_{cr}} \frac{Rango(v_{j,i})}{Promedio(v_{j,i})}}{n_{cr}}$$

siendo:

- $n_{cr}$  el número de criterios considerados para la evaluación de las condiciones óptimas bajo la perspectiva de una optimización multicriterio.
- $v_{j,i}$  el conjunto de valores adoptados por la variable de proceso  $v_j$  en el conjunto de criterios considerados  $i$ .

Como se puede apreciar, el IPM determina la estabilidad de las variables de proceso para cada mezcla bajo los distintos criterios de optimización adoptados. De esta forma si el IPM tiene valores próximos a cero (0) significa que la mezcla presenta valores de las variables de proceso muy similares para todos los criterios, de forma que con una misma configuración de variables se consiguen valores óptimos de procesado

bajo todas las perspectivas de optimización. Si, por el contrario, el IPM presenta valores crecientes, dicha estabilidad se ve comprometida en función del criterio considerado en cada caso, no garantizándose que la selección de condiciones de dicho criterio permita obtener valores óptimos según los criterios restantes.

Evaluando dicho índice a los resultados de las tres mezclas, se obtienen los resultados siguientes:

	<b>Mezcla A</b> <b>ABS 100%</b>	<b>Mezcla B</b> <b>ABS 95% + PC 5%</b>	<b>Mezcla C</b> <b>ABS 90% + PC 10%</b>
<b>IPM</b>	<i>0,204</i>	<i>0,176</i>	<i>0,272</i>

Gráfico de procesabilidad del material.

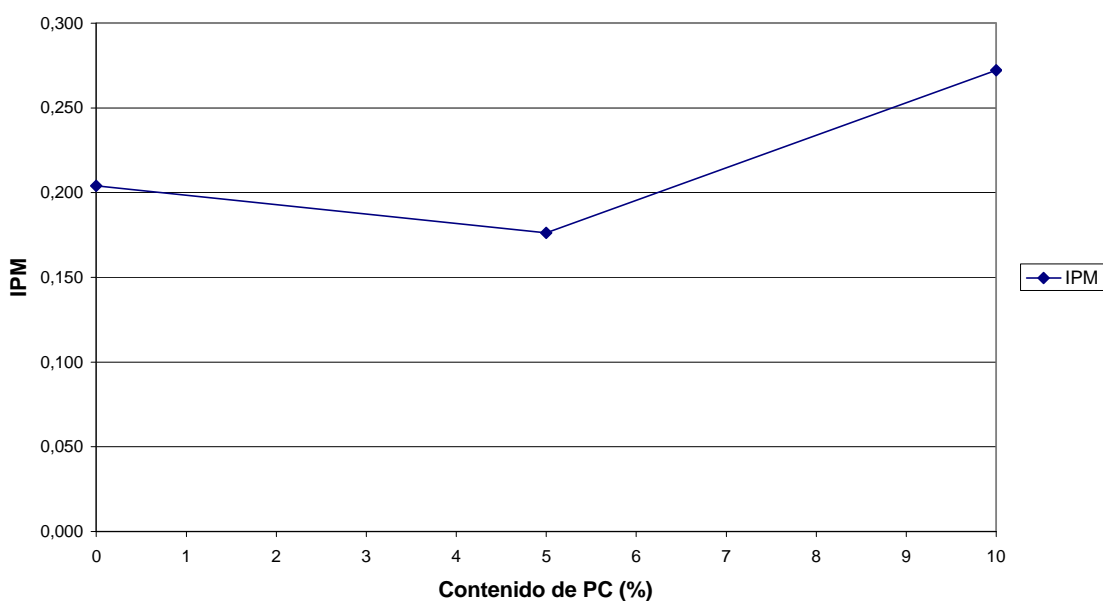


Figura 4.17. Procesabilidad del material.

Así pues, desde el punto de vista de las condiciones óptimas evaluadas mediante simulación, aparece como clara alternativa predominante la consideración de la mezcla de ABS con un 5% PC, dado que ofrece unas condiciones de mayor estabilidad de resultado para las variables de proceso y bajo distintos criterios de optimización que las restantes mezclas.

Esta estabilidad, reflejada con la invariabilidad de variables como TP, PC y SW frente a los distintos criterios considerados, se ve acompañada con una mínima diferencia con respecto al ABS al 100% en lo referente a las variables TI y TM, por lo que puede concluirse que se aproxima y mejora las condiciones de procesado frente al ABS al 100%.

Dado este conjunto de resultados, es posible establecer un modelo de procesabilidad del material que determine la tendencia a la minimización de la defectología de pieza con la introducción del policarbonato en la mezcla de ABS.

Tomando en consideración una expresión no lineal de 2º grado para la modelización del IPM, la procesabilidad del material puede establecerse como:

$$IPM = 0,0025 \cdot x_{PC}^2 - 0,0179 \cdot x_{PC} + 0,204$$

Gráfico de procesabilidad del material.

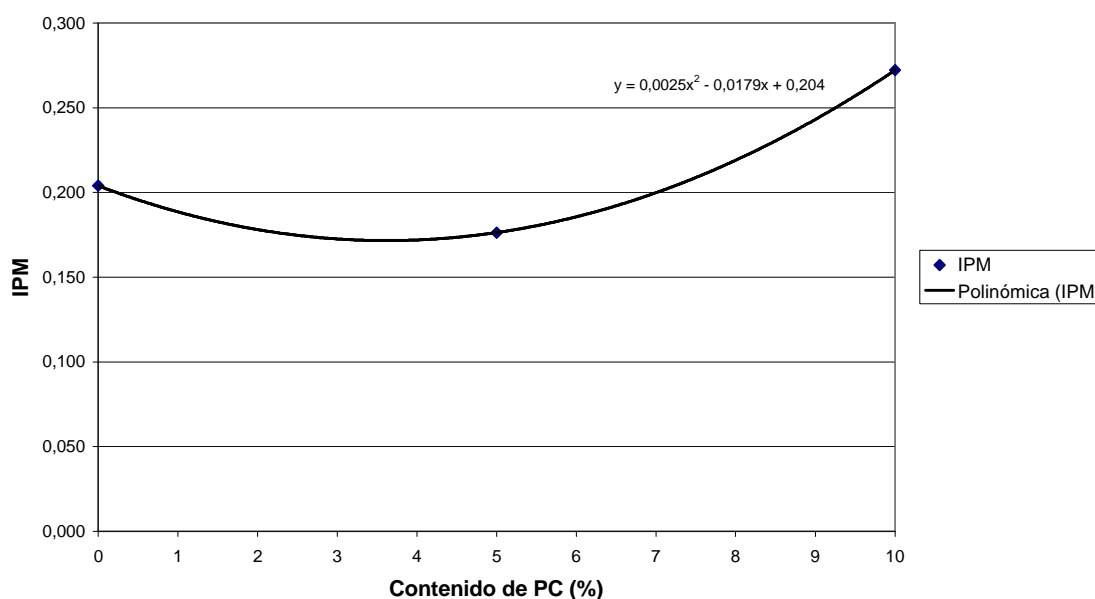


Figura 4.18. Modelo de procesabilidad del material.

Dado dicho modelo de procesabilidad de las mezclas en el rango 100-90% ABS / 0-10% PC, se puede concluir que es factible determinar la composición de la mezcla que ofrece la máxima estabilidad frente a los distintos criterios de optimización considerados, lo cual se traduce como el blend ABS/PC que permite el establecimiento de los valores de las variables de proceso más uniformes según todos los criterios de optimización.

Dada la expresión del modelo propuesta, el contenido idóneo de PC en el blend ABS/PC es:

<i>ABS</i>	<i>PC</i>	<i>IPM</i>
<b>96,4%</b>	<b>3,6%</b>	<b>0,171</b>







***CAPÍTULO 5.***  
***ANÁLISIS DE RESULTADOS***  
***EXPERIMENTALES.***



## ***CAPÍTULO 5.***

### ***ANÁLISIS DE RESULTADOS EXPERIMENTALES.***

<b>1. OBJETIVOS.....</b>	<b>5.1</b>
<b><i>1.1 CONDICIONES DE ENSAYO.....</i></b>	<b><i>5.2</i></b>
<b><i>1.2 PARÁMETROS DE MÁQUINA.....</i></b>	<b><i>5.3</i></b>
<b>2. RESULTADOS DE LAS SIMULACIONES. ....</b>	<b>5.4</b>
<b><i>2.1 MEZCLA A. ABS 100%.....</i></b>	<b><i>5.4</i></b>
<b><i>2.2 MEZCLA B. ABS 95% + PC 5%.....</i></b>	<b><i>5.11</i></b>
<b><i>2.3 MEZCLA C. ABS 90% + PC 10%.....</i></b>	<b><i>5.19</i></b>
<b>3. RESULTADOS EXPERIMENTALES.....</b>	<b>5.26</b>
<b><i>3.1 MEZCLA A. ABS 100%.....</i></b>	<b><i>5.28</i></b>
<b><i>3.2 MEZCLA B. ABS 95% + PC 5%.....</i></b>	<b><i>5.30</i></b>
<b><i>3.3 MEZCLA C. ABS 90% + PC 10%.....</i></b>	<b><i>5.32</i></b>
<b>4. CONCLUSIONES.....</b>	<b>5.34</b>



## ***CAPÍTULO 5.***

### ***ANÁLISIS DE RESULTADOS EXPERIMENTALES.***

#### **1. OBJETIVOS.**

Una vez evaluado el comportamiento de las mezclas mediante la aplicación del D.O.E., simulación mediante ordenador y análisis de sus resultados, cabe efectuar un conjunto de pruebas experimentales tomando como referencia las condiciones óptimas obtenidas mediante la metodología propuesta en el presente trabajo para:

- Controlar las posibles diferencias existentes entre los resultados de simulación desarrollados al tomar las condiciones propuestas según la metodología de optimización y los resultados reales obtenidos experimentalmente al trasladarlos al equipo de inyección.
- Evaluar el modelo reológico propuesto para las mezclas de materiales reciclados en base a las diferencias existentes entre los resultados de simulación y resultados experimentales.

A este respecto, se ha tenido en cuenta la comparativa entre los niveles de presión en cavidad previstos por simulación y los medidos sobre el molde durante el proceso.

Con la finalidad de obtener conclusiones comparables entre las diferentes mezclas y evaluar las diferencias entre las mismas, así como con respecto a los resultados teóricos obtenidos mediante simulación, se ha establecido el siguiente procedimiento:

- Simulación mediante ordenador de las condiciones de proceso propuestas bajo cada uno de los criterios de optimización considerados y con cada una de las mezclas de material.
- Inyección de una serie de piezas en las condiciones de proceso propuestas bajo cada uno de los criterios de optimización considerados y con cada una de las mezclas de material.
- Contraste de resultados de simulación con los experimentales obtenidos (curvas de presión), comprobando los aspectos relacionados con cada uno de los efectos considerados bajo cada criterio.

### 1.1 CONDICIONES DE ENSAYO.

De acuerdo con dicho criterio, las condiciones de proceso a programar sobre máquina, de acuerdo con los resultados obtenidos mediante el proceso de optimización, se reflejan en las tablas siguientes: (Tabla 5.1 a Tabla 5.3):

<b>Mezcla A</b>		<b>Condición 1</b>	<b>Condición 2</b>	<b>Condición 3</b>
<b>TI</b>	[s]	1,4	1,9	1,8
<b>TP</b>	[°C]	240	240	242
<b>TM</b>	[°C]	59	70	70
<b>PC</b>	[%]	90	81	89
<b>SW</b>	[%]	94	97	94

Tabla 5.1. Condiciones de inyección para ensayo de la mezcla A.

<b>Mezcla B</b>		<b>Condición 1</b>	<b>Condición 2</b>	<b>Condición 3</b>
<b>TI</b>	[s]	1,4	1,9	1,8
<b>TP</b>	[°C]	238	240	242
<b>TM</b>	[°C]	59	70	70
<b>PC</b>	[%]	88	84	87
<b>SW</b>	[%]	95	96	95

Tabla 5.2. Condiciones de inyección para ensayo de la mezcla B.

<b>Mezcla C</b>		<b>Condición 1</b>	<b>Condición 2</b>	<b>Condición 3</b>
<b>TI</b>	[s]	1,6	1,8	2,2
<b>TP</b>	[°C]	240	240	244
<b>TM</b>	[°C]	54	70	67
<b>PC</b>	[%]	83	96	78
<b>SW</b>	[%]	96	94	98

Tabla 5.3. Condiciones de inyección para ensayo de la mezcla C.

## ***1.2 PARÁMETROS DE MÁQUINA.***

A efectos de inyección en máquina se han contemplado las adaptaciones y parámetros adicionales que se precisan para la introducción de los datos de simulación previstos.

El equipo empleado para la experimentación es una inyectora Matéu & Solé, modelo Meteor 270/75 con las siguientes características principales:

- Diámetro del husillo (relación L/D): 35 mm (20,5)
- Presión máxima de inyección: 173,5 MPa.
- Volumen teórico de inyección: 155 cm<sup>3</sup>.
- Peso máximo de inyección (PS): 140 gr.
- Caudal máximo de inyección: 106 cm<sup>3</sup>/s.
- Fuerza de cierre: 750 kN.
- Zonas de calefacción: 4+1.

Con respecto a las condiciones generales programadas en máquina, éstas se resumen a continuación:

- Calentamiento del material. Dada la gran uniformidad de temperaturas de inyección de los ensayos, se ha considerado el siguiente perfil de temperaturas en las zonas de calefacción del husillo.

Entrada ⇒ Salida: 200°C ⇒ 250°C ⇒ 250°C ⇒ Variable TP.

Boquilla: 30% de potencia calefactora.

- Carrera de inyección. De acuerdo con la estimación previa sobre el modelo de simulación y, tras su comprobación en máquina, se ha establecido para un volumen teórico de pieza de 35,2 cm<sup>3</sup> más 4,9 cm<sup>3</sup> de bebedero y canales, con un colchón para compactación de un 10% de la carrera anterior.
- Velocidad de inyección. Ha sido establecida en base al ratio carrera/tiempo de inyección previstos para cada ensayo, siendo tomada constante para toda la carrera de inyección.
- Limitación al nivel de presión durante la fase de inyección. Para garantizar la no interferencia del control de presión sobre las condiciones programadas de

velocidad de inyección no se ha impuesto ningún límite, adoptando el valor máximo permisible por la máquina.

- Presión de compactación. Se ha programado tomando la referencia de presión de compactación resultante en la entrada de la cavidad y obtenida en la fase de simulación para cada uno de los ensayos, comprobándose en cada ensayo que el ratio presión de compactación/presión máxima cumple con el valor especificado para la variable PC de simulación.
- Tiempo de compactación-enfriamiento (remanencia). Se ha ajustado al valor límite determinado para las simulaciones con la finalidad de comprobar la evolución de las curvas de presión y temperatura experimentales.

## 2. RESULTADOS DE LAS SIMULACIONES.

A efectos de simulación de las condiciones de proceso propuestas para cada una de las mezclas de material, los resultados obtenidos se han condensado en los siguientes parámetros para su control y contraste con los resultados experimentales:

- Informes finales de resultados de las tres fases consideradas por el simulador: filling, post-filling y cooling.
- Curvas de presión y temperatura en los puntos de localización de los sensores del molde, así como en el punto de entrada.
- Gráfica de contracción volumétrica sufrida por la pieza al final del proceso.

### 2.1 MEZCLA A. ABS 100%.

Seguidamente se citan los resultados obtenidos para cada una de las condiciones seleccionadas.

#### I. Condición 1: Minimización del consumo y maximización de la productividad.

Mezcla A		Condición 1
TI	[s]	1,4
TP	[°C]	240
TM	[°C]	59
PC	[%]	90
SW	[%]	94

Tabla 5.4. Variables de proceso.



## Informe C-Mold de la etapa llenado (filling).

## Summary during filling stage

Max entrance pressure (at 1.3304E+000 s) = 6.5061E+001 MPa

## Summary at the end of filling stage

Time at the end of filling = 1.4555E+000 s  
 Total weight = 3.9174E+001 g  
 Required clamp force = 7.8238E+000 ton(m)

## Part summary during filling stage

Max bulk temp (at 3.5097E-001 s) = 2.4767E+002 C  
 Min bulk temp (at 1.4530E+000 s) = 2.3349E+002 C  
 Max wall shear stress (at 7.0049E-001 s) = 2.8085E-001 MPa  
 Max shear rate (at 1.3304E+000 s) = 6.4713E+003 1/s

## Part summary at the end of filling stage

Total part weight = 3.4306E+001 g  
 Max frozen layer fraction = 8.8579E-002  
 Max melt-front-speed = 2.3004E+003 cm/s  
 Min melt-front-speed = 7.3147E+000 cm/s  
 Avg melt-front-speed = 1.3229E+001 cm/s

## Informe C-Mold de la etapa compactación-enfriamiento (post-filling).

## Summary during post-filling stage

Min peak pressure (at 2.1150E+000 s) = 3.2845E+001 MPa  
 Max clamp force (at 2.1150E+000 s) = 1.7336E+001 ton(m)  
 Max total weight (at 2.1615E+001 s) = 4.0829E+001 g

## Summary at the end of post-filling stage

Time at the end of post-filling = 2.1615E+001 s  
 Total weight = 4.0829E+001 g

## Part summary during post-filling stage

Max bulk temp (at 1.5578E+000 s) = 2.4229E+002 C  
 Max wall shear stress (at 1.2115E+001 s) = 8.3957E-001 MPa  
 Max total part weight (at 1.7115E+001 s) = 3.5769E+001 g

## Part summary at the end of post-filling stage

Total part weight = 3.5769E+001 g  
 Max bulk temp = 8.4911E+001 C  
 Avg bulk temp = 8.0152E+001 C  
 Max volumetric shrinkage = 4.6853E+000 %  
 Min volumetric shrinkage = 2.3603E+000 %  
 Avg volumetric shrinkage = 3.9679E+000 %  
 Max sink index = 2.4099E+000 %  
 Avg sink index = 1.7145E+000 %

## Informe C-Mold del análisis de enfriamiento (cooling).

## Summary of output data

Theoretically possible minimum cycle time = 1.9044E+001 s  
 Avg mold-melt interfacial temp = 7.1655E+001 C  
 RMS temp diff above/below avg temp = 1.8798E+000 C  
 RMS temp diff over thickness = 2.4467E+000 C

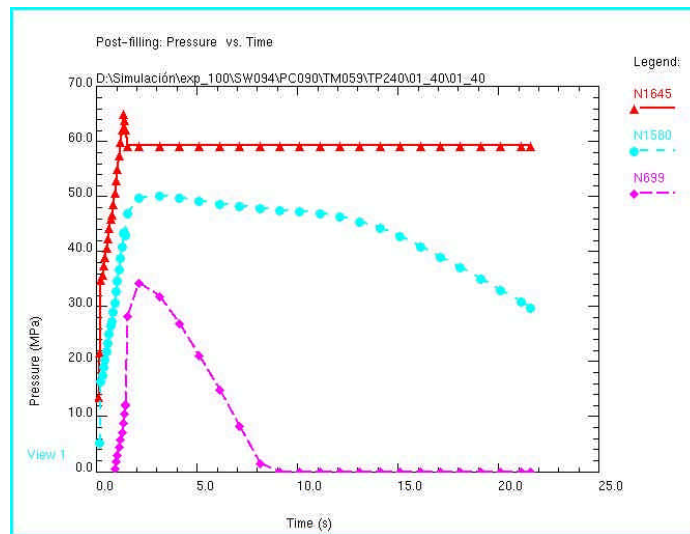


Figura 5.1. Curvas de presión.

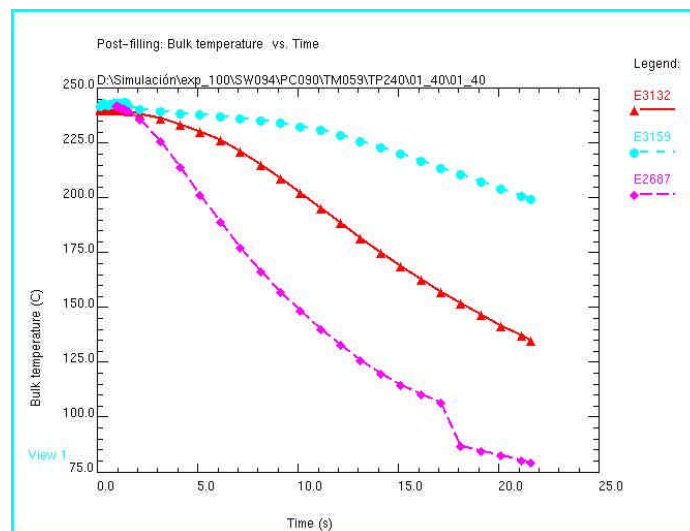


Figura 5.2. Curvas de temperatura.

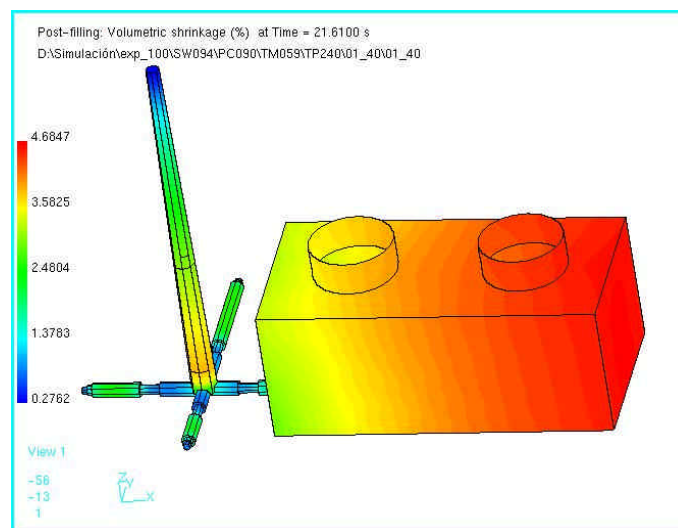


Figura 5.3. Gráfico de contracciones.

## II. Condición 2: Minimización de los defectos relacionados con las características mecánicas.

Mezcla A		Condición 2
TI	[s]	1,9
TP	[°C]	240
TM	[°C]	70
PC	[%]	81
SW	[%]	97

Tabla 5.5. Variables de proceso.

### Informe C-Mold de la etapa llenado (filling).

#### Summary during filling stage

Max entrance pressure (at 1.9008E+000 s) = 6.9759E+001 MPa

#### Summary at the end of filling stage

Time at the end of filling = 1.9579E+000 s  
 Total weight = 3.9255E+001 g  
 Required clamp force = 8.1830E+000 ton(m)

#### Part summary during filling stage

Max bulk temp (at 1.9008E+000 s) = 2.4786E+002 C  
 Min bulk temp (at 1.9550E+000 s) = 2.3340E+002 C  
 Max wall shear stress (at 1.9008E+000 s) = 2.8832E-001 MPa  
 Max shear rate (at 1.8053E+000 s) = 4.7047E+003 1/s

#### Part summary at the end of filling stage

Total part weight = 3.4370E+001 g  
 Max frozen layer fraction = 8.2432E-002  
 Max melt-front-speed = 1.9684E+003 cm/s  
 Min melt-front-speed = 5.3158E+000 cm/s  
 Avg melt-front-speed = 1.0029E+001 cm/s

### Informe C-Mold de la etapa compactación-enfriamiento (post-filling).

#### Summary during post-filling stage

Min peak pressure (at 3.1174E+000 s) = 3.1058E+001 MPa  
 Max clamp force (at 3.1174E+000 s) = 1.6554E+001 ton(m)  
 Max total weight (at 2.2117E+001 s) = 4.0785E+001 g

#### Summary at the end of post-filling stage

Time at the end of post-filling = 2.2117E+001 s  
 Total weight = 4.0785E+001 g

#### Part summary during post-filling stage

Max bulk temp (at 2.0090E+000 s) = 2.4438E+002 C  
 Max wall shear stress (at 1.3117E+001 s) = 8.3393E-001 MPa  
 Max total part weight (at 2.1117E+001 s) = 3.5733E+001 g

#### Part summary at the end of post-filling stage

Total part weight = 3.5733E+001 g

Max bulk temp	= 1.0756E+002 C
Avg bulk temp	= 8.9762E+001 C
Max volumetric shrinkage	= 4.8126E+000 %
Min volumetric shrinkage	= 2.5534E+000 %
Avg volumetric shrinkage	= 4.0639E+000 %
Max sink index	= 2.4763E+000 %
Avg sink index	= 1.7412E+000 %

Informe C-Mold del análisis de enfriamiento (cooling).

Summary of output data

Theoretically possible minimum cycle time	= 2.3257E+001 s
Avg mold-melt interfacial temp	= 8.0007E+001 C
RMS temp diff above/below avg temp	= 1.7039E+000 C
RMS temp diff over thickness	= 2.3801E+000 C

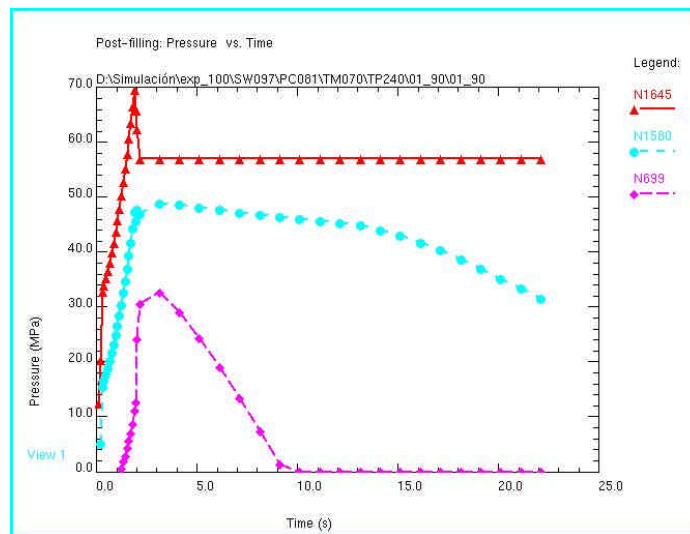


Figura 5.4. Curvas de presión.

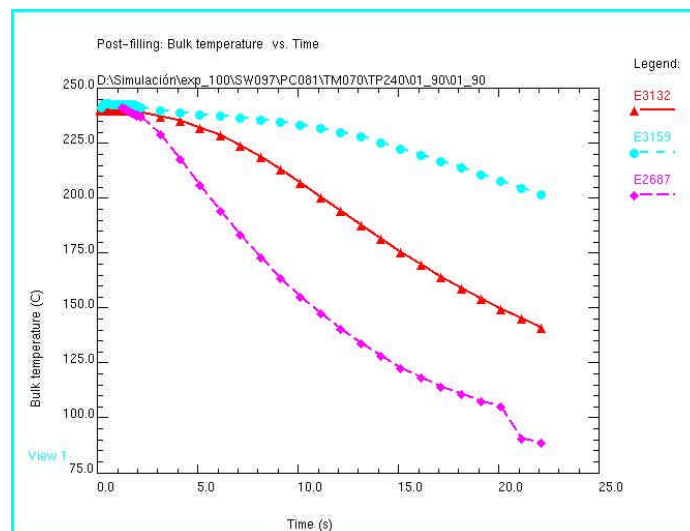


Figura 5.5. Curvas de temperatura.

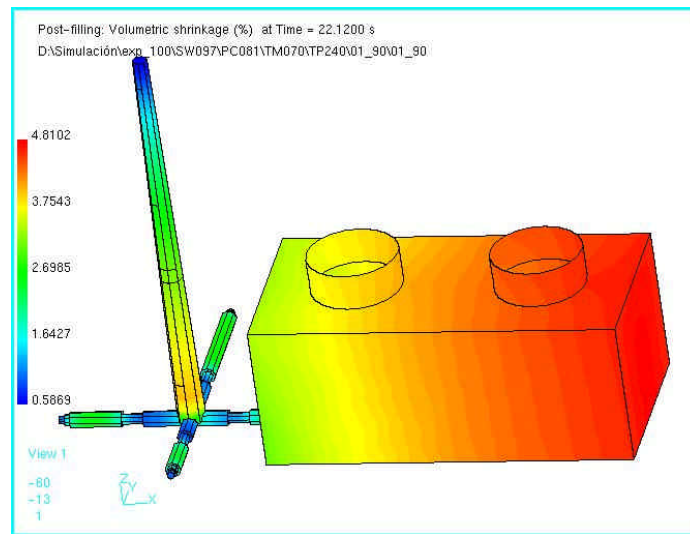


Figura 5.6. Gráfico de contracciones.

### III. Condición 3: Minimización de los defectos relacionados con obtención de piezas defectuosas.

Mezcla A		Condición 3
TI	[s]	1,8
TP	[°C]	242
TM	[°C]	70
PC	[%]	89
SW	[%]	94

Tabla 5.6. Variables de proceso.

#### Informe C-Mold de la etapa llenado (filling).

##### Summary during filling stage

Max entrance pressure (at 1.7110E+000 s) = 6.5174E+001 MPa

##### Summary at the end of filling stage

Time at the end of filling = 1.8721E+000 s  
 Total weight = 3.9173E+001 g  
 Required clamp force = 7.4598E+000 ton(m)

##### Part summary during filling stage

Max bulk temp (at 1.7110E+000 s) = 2.4984E+002 C  
 Min bulk temp (at 1.8693E+000 s) = 2.3504E+002 C  
 Max wall shear stress (at 1.7110E+000 s) = 2.8321E-001 MPa  
 Max shear rate (at 1.7110E+000 s) = 4.9423E+003 1/s

##### Part summary at the end of filling stage

Total part weight = 3.4303E+001 g  
 Max frozen layer fraction = 7.9903E-002  
 Max melt-front-speed = 1.6946E+003 cm/s  
 Min melt-front-speed = 5.7039E+000 cm/s

Avg melt-front-speed = 1.0204E+001 cm/s

Informe C-Mold de la etapa compactación-enfriamiento (post-filling).

Summary during post-filling stage

Min peak pressure (at 3.0316E+000 s) = 3.2463E+001 MPa  
 Max clamp force (at 3.0316E+000 s) = 1.7245E+001 ton(m)  
 Max total weight (at 2.2032E+001 s) = 4.0810E+001 g

Summary at the end of post-filling stage

Time at the end of post-filling = 2.2032E+001 s  
 Total weight = 4.0810E+001 g

Part summary during post-filling stage

Max bulk temp (at 1.9744E+000 s) = 2.4483E+002 C  
 Max wall shear stress (at 1.4032E+001 s) = 8.4080E-001 MPa  
 Max total part weight (at 2.2032E+001 s) = 3.5756E+001 g

Part summary at the end of post-filling stage

Total part weight = 3.5756E+001 g  
 Max bulk temp = 1.0801E+002 C  
 Avg bulk temp = 8.9983E+001 C  
 Max volumetric shrinkage = 4.7461E+000 %  
 Min volumetric shrinkage = 2.5010E+000 %  
 Avg volumetric shrinkage = 4.0013E+000 %  
 Max sink index = 2.4115E+000 %  
 Avg sink index = 1.6803E+000 %

Informe C-Mold del análisis de enfriamiento (cooling).

Summary of output data

Theoretically possible minimum cycle time = 2.3278E+001 s  
 Avg mold-melt interfacial temp = 8.0194E+001 C  
 RMS temp diff above/below avg temp = 1.7163E+000 C  
 RMS temp diff over thickness = 2.4059E+000 C

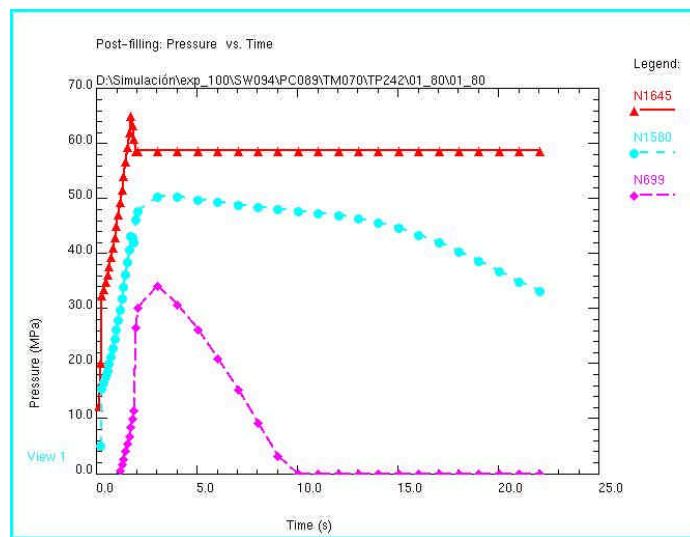


Figura 5.7. Curvas de presión.

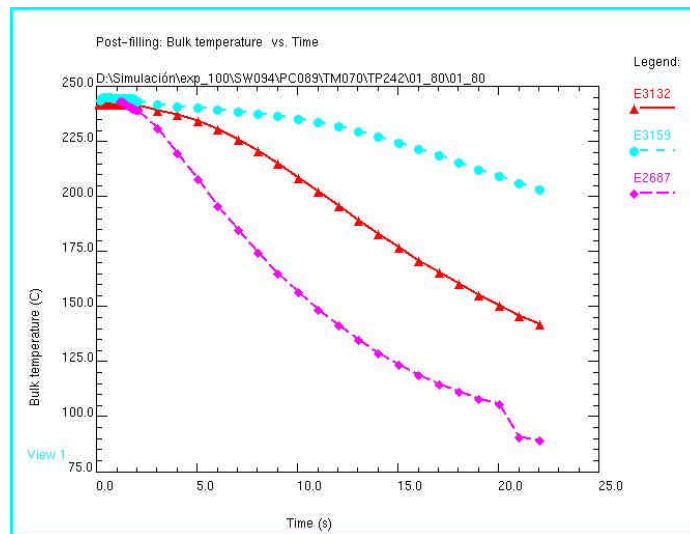


Figura 5.8. Curvas de temperatura.

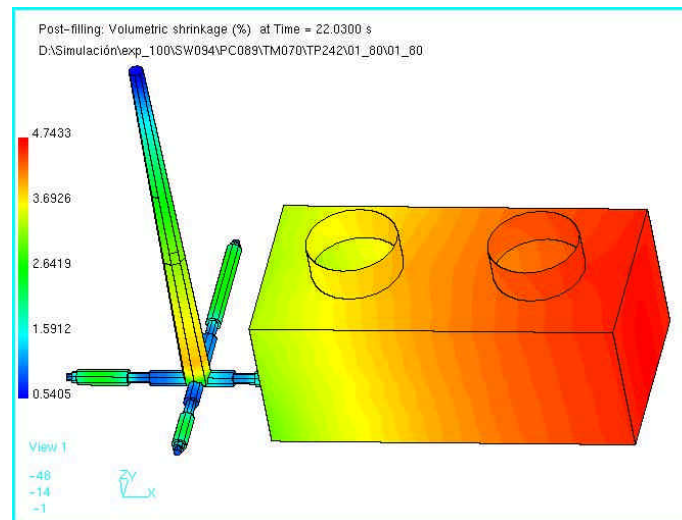


Figura 5.9. Gráfico de contracciones.

## 2.2 MEZCLA B. ABS 95% + PC 5%.

Seguidamente se citan los resultados obtenidos para cada una de las condiciones seleccionadas.

I. Condición 1: Minimización del consumo y maximización de la productividad.

Mezcla B		Condición 1
TI	[s]	1,4
TP	[°C]	238
TM	[°C]	59
PC	[%]	88
SW	[%]	95

Tabla 5.7. Variables de proceso.

Informe C-Mold de la etapa llenado (filling).

Summary during filling stage

Max entrance pressure (at 1.3302E+000 s) = 5.9115E+001 MPa

Summary at the end of filling stage

Time at the end of filling = 1.4444E+000 s  
 Total weight = 3.9166E+001 g  
 Required clamp force = 6.9987E+000 ton(m)

Part summary during filling stage

Max bulk temp (at 3.5108E-001 s) = 2.4479E+002 C  
 Min bulk temp (at 1.4422E+000 s) = 2.3181E+002 C  
 Max wall shear stress (at 1.1913E+000 s) = 3.7218E-001 MPa  
 Max shear rate (at 1.3302E+000 s) = 6.4370E+003 1/s

Part summary at the end of filling stage

Total part weight = 3.4306E+001 g  
 Max frozen layer fraction = 9.0055E-002  
 Max melt-front-speed = 2.5233E+003 cm/s  
 Min melt-front-speed = 7.3887E+000 cm/s  
 Avg melt-front-speed = 1.3453E+001 cm/s

Informe C-Mold de la etapa compactación-enfriamiento (post-filling).

Summary during post-filling stage

Min peak pressure (at 2.1039E+000 s) = 2.8565E+001 MPa  
 Max clamp force (at 2.1039E+000 s) = 1.5157E+001 ton(m)  
 Max total weight (at 2.1604E+001 s) = 4.0631E+001 g

Summary at the end of post-filling stage

Time at the end of post-filling = 2.1604E+001 s  
 Total weight = 4.0631E+001 g

Part summary during post-filling stage

Max bulk temp (at 1.6491E+000 s) = 2.3976E+002 C  
 Max wall shear stress (at 1.0104E+001 s) = 8.7361E-001 MPa  
 Max total part weight (at 1.4104E+001 s) = 3.5593E+001 g

Part summary at the end of post-filling stage

Total part weight = 3.5593E+001 g  
 Max bulk temp = 8.3418E+001 C



Avg bulk temp	= 7.9835E+001 C
Max volumetric shrinkage	= 5.1145E+000 %
Min volumetric shrinkage	= 2.9597E+000 %
Avg volumetric shrinkage	= 4.4381E+000 %
Max sink index	= 2.8307E+000 %
Avg sink index	= 2.1694E+000 %

Informe C-Mold del análisis de enfriamiento (cooling).

Summary of output data

Theoretically possible minimum cycle time	= 1.8929E+001 s
Avg mold-melt interfacial temp	= 7.1369E+001 C
RMS temp diff above/below avg temp	= 1.8154E+000 C
RMS temp diff over thickness	= 2.4160E+000 C

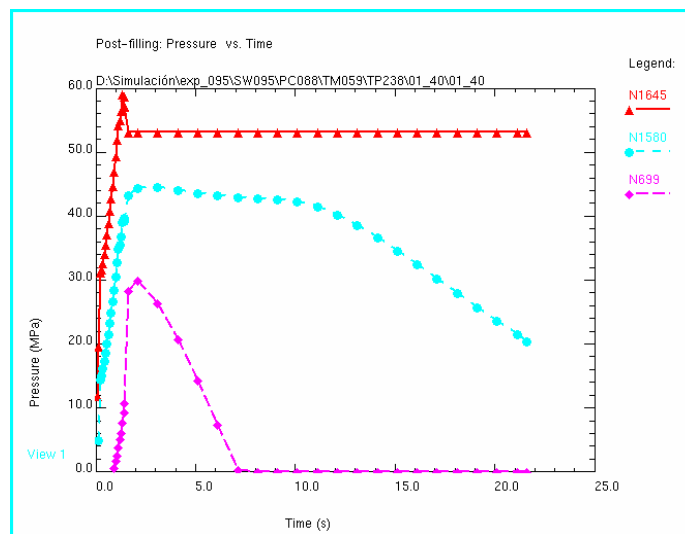


Figura 5.10. Curvas de presión.

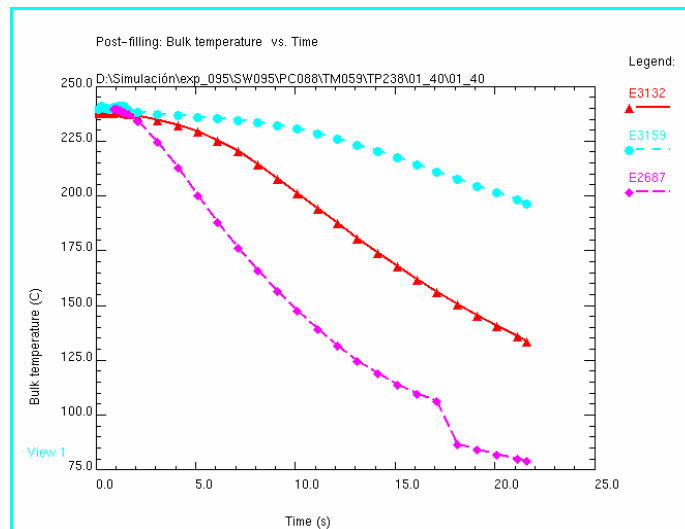


Figura 5.11. Curvas de temperatura.

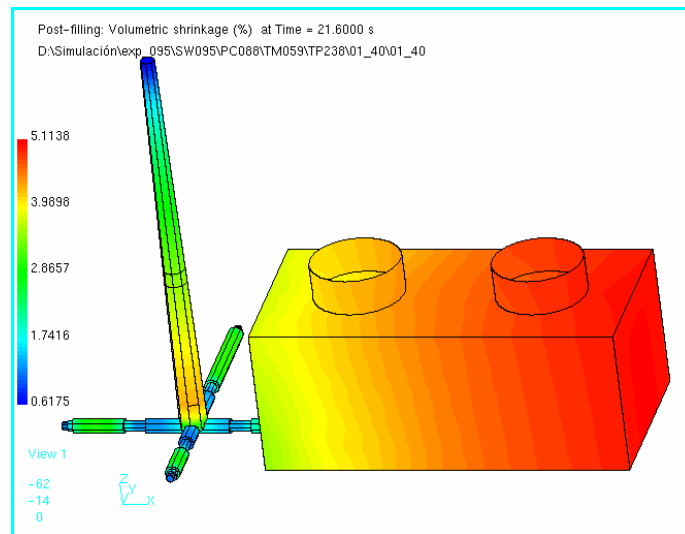


Figura 5.12. Gráfico de contracciones.

II. Condición 2: Minimización de los defectos relacionados con las características mecánicas.

Mezcla B		Condición 2
TI	[s]	1,9
TP	[°C]	240
TM	[°C]	70
PC	[%]	84
SW	[%]	96

Tabla 5.8. Variables de proceso.

Informe C-Mold de la etapa llenado (filling).

Summary during filling stage

Max entrance pressure (at 1.9001E+000 s) = 6.0229E+001 MPa

Summary at the end of filling stage

Time at the end of filling = 1.9584E+000 s  
 Total weight = 3.9201E+001 g  
 Required clamp force = 6.8373E+000 ton(m)

Part summary during filling stage

Max bulk temp (at 1.8075E+000 s) = 2.4715E+002 C  
 Min bulk temp (at 1.9557E+000 s) = 2.3327E+002 C  
 Max wall shear stress (at 1.8075E+000 s) = 2.3285E-001 MPa  
 Max shear rate (at 1.8075E+000 s) = 4.6683E+003 1/s

Part summary at the end of filling stage

Total part weight = 3.4331E+001 g

Max frozen layer fraction	= 8.3436E-002
Max melt-front-speed	= 1.9432E+003 cm/s
Min melt-front-speed	= 5.3919E+000 cm/s
Avg melt-front-speed	= 9.9697E+000 cm/s

## Informe C-Mold de la etapa compactación-enfriamiento (post-filling).

## Summary during post-filling stage

Min peak pressure	(at 3.1179E+000 s)	= 2.7382E+001 MPa
Max clamp force	(at 3.1179E+000 s)	= 1.4737E+001 ton(m)
Max total weight	(at 2.2118E+001 s)	= 4.0607E+001 g

## Summary at the end of post-filling stage

Time at the end of post-filling	= 2.2118E+001 s
Total weight	= 4.0607E+001 g

## Part summary during post-filling stage

Max bulk temp	(at 2.0095E+000 s)	= 2.4375E+002 C
Max wall shear stress	(at 1.2118E+001 s)	= 8.7875E-001 MPa
Max total part weight	(at 1.6118E+001 s)	= 3.5576E+001 g

## Part summary at the end of post-filling stage

Total part weight	= 3.5576E+001 g
Max bulk temp	= 1.0613E+002 C
Avg bulk temp	= 8.9506E+001 C
Max volumetric shrinkage	= 5.2105E+000 %
Min volumetric shrinkage	= 3.0820E+000 %
Avg volumetric shrinkage	= 4.4836E+000 %
Max sink index	= 2.8757E+000 %
Avg sink index	= 2.1543E+000 %

## Informe C-Mold del análisis de enfriamiento (cooling).

## Summary of output data

Theoretically possible minimum cycle time	= 2.3257E+001 s
Avg mold-melt interfacial temp	= 7.9892E+001 C
RMS temp diff above/below avg temp	= 1.6589E+000 C
RMS temp diff over thickness	= 2.3649E+000 C

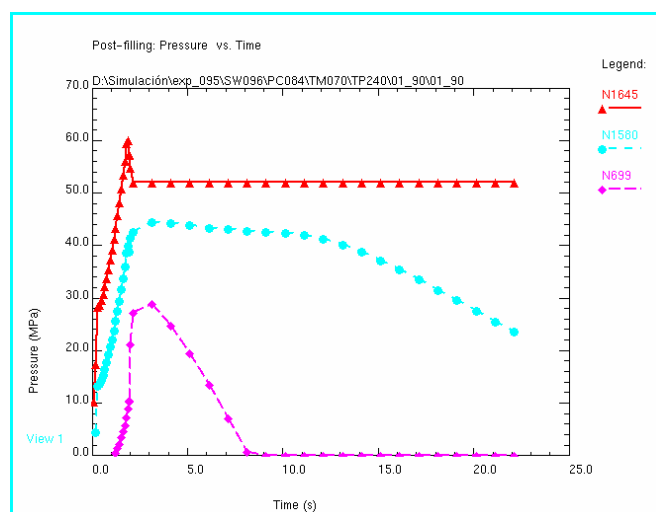


Figura 5.13. Curvas de presión.

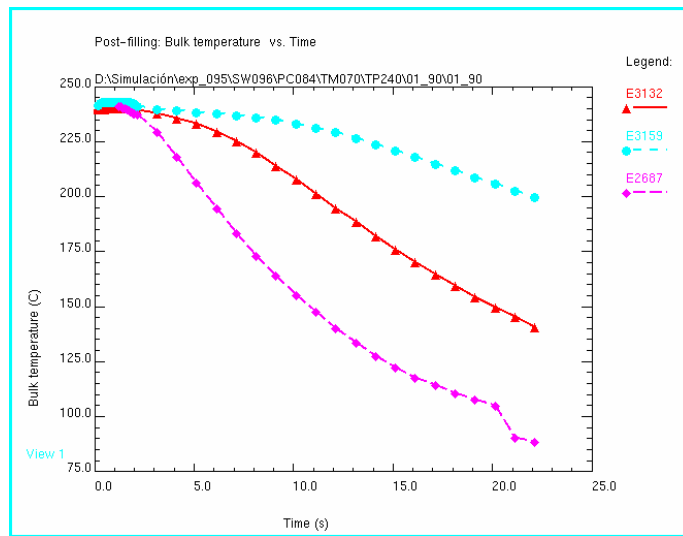


Figura 5.14. Curvas de temperatura.

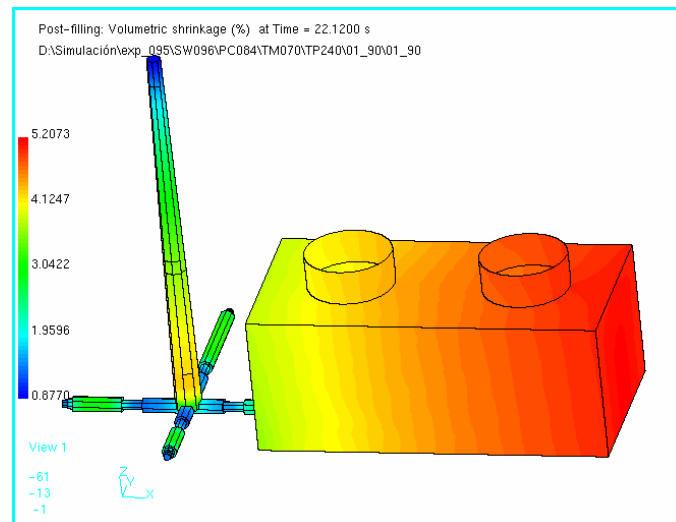


Figura 5.15. Gráfico de contracciones.

III. Condición 3: Minimización de los defectos relacionados con obtención de piezas defectuosas.

Mezcla B		Condición 3
TI	[s]	1,8
TP	[°C]	242
TM	[°C]	70
PC	[%]	87
SW	[%]	95

Tabla 5.9. Variables de proceso.

## Informe C-Mold de la etapa llenado (filling).

## Summary during filling stage

Max entrance pressure (at 1.7107E+000 s) = 5.7300E+001 MPa

## Summary at the end of filling stage

Time at the end of filling = 1.8592E+000 s  
 Total weight = 3.9131E+001 g  
 Required clamp force = 6.4442E+000 ton(m)

## Part summary during filling stage

Max bulk temp (at 1.7107E+000 s) = 2.4913E+002 C  
 Min bulk temp (at 1.8567E+000 s) = 2.3540E+002 C  
 Max wall shear stress (at 1.7107E+000 s) = 2.2804E-001 MPa  
 Max shear rate (at 1.7107E+000 s) = 4.8957E+003 1/s

## Part summary at the end of filling stage

Total part weight = 3.4272E+001 g  
 Max frozen layer fraction = 8.0530E-002  
 Max melt-front-speed = 2.2704E+003 cm/s  
 Min melt-front-speed = 5.7180E+000 cm/s  
 Avg melt-front-speed = 1.0557E+001 cm/s

## Informe C-Mold de la etapa compactación-enfriamiento (post-filling).

## Summary during post-filling stage

Min peak pressure (at 3.0187E+000 s) = 2.7825E+001 MPa  
 Max clamp force (at 3.0187E+000 s) = 1.4848E+001 ton(m)  
 Max total weight (at 2.2019E+001 s) = 4.0605E+001 g

## Summary at the end of post-filling stage

Time at the end of post-filling = 2.2019E+001 s  
 Total weight = 4.0605E+001 g

## Part summary during post-filling stage

Max bulk temp (at 1.9615E+000 s) = 2.4452E+002 C  
 Max wall shear stress (at 1.2019E+001 s) = 8.6939E-001 MPa  
 Max total part weight (at 1.6019E+001 s) = 3.5576E+001 g

## Part summary at the end of post-filling stage

Total part weight = 3.5576E+001 g  
 Max bulk temp = 1.0674E+002 C  
 Avg bulk temp = 8.9770E+001 C  
 Max volumetric shrinkage = 5.2090E+000 %  
 Min volumetric shrinkage = 3.0757E+000 %  
 Avg volumetric shrinkage = 4.4836E+000 %  
 Max sink index = 2.8794E+000 %  
 Avg sink index = 2.1546E+000 %

## Informe C-Mold del análisis de enfriamiento (cooling).

## Summary of output data

Theoretically possible minimum cycle time = 2.3265E+001 s  
 Avg mold-melt interfacial temp = 8.0074E+001 C  
 RMS temp diff above/below avg temp = 1.6711E+000 C  
 RMS temp diff over thickness = 2.3900E+000 C

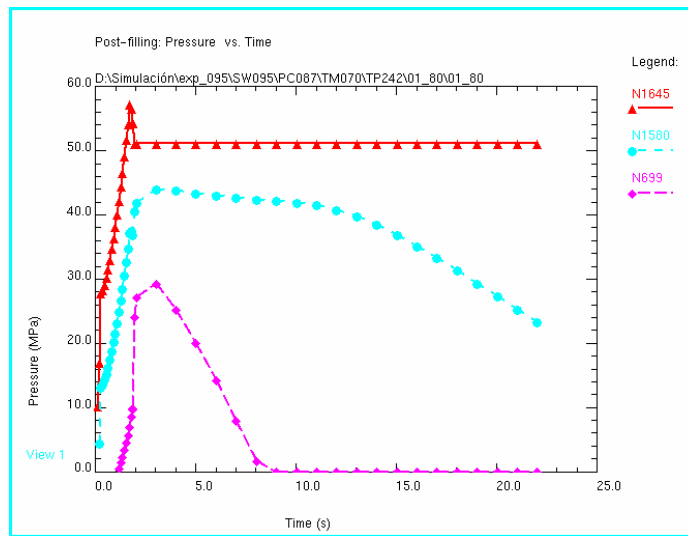


Figura 5.16. Curvas de presión.

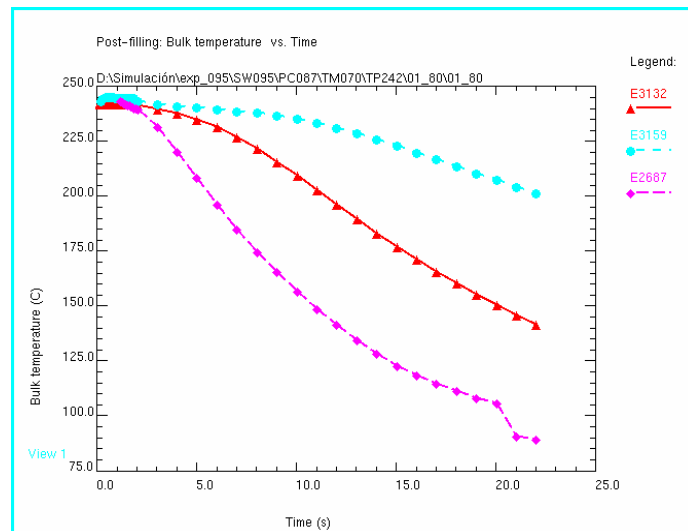


Figura 5.17. Curvas de temperatura.

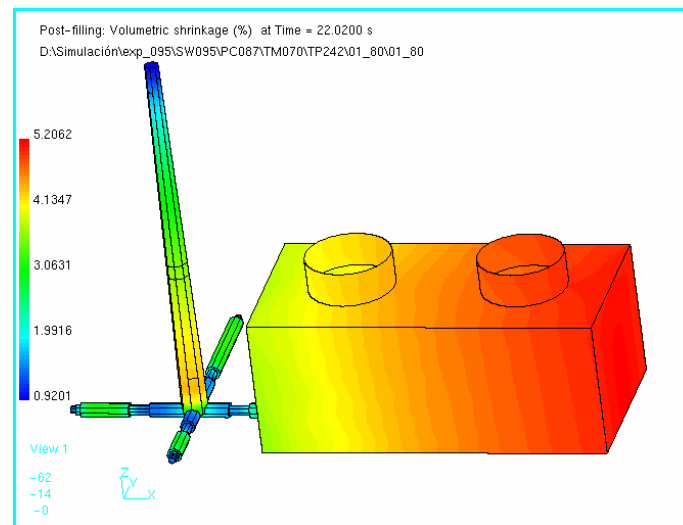


Figura 5.18. Gráfico de contracciones.

### 2.3 MEZCLA C. ABS 90% + PC 10%.

Seguidamente se citan los resultados obtenidos para cada una de las condiciones seleccionadas.

#### I. Condición 1: Minimización del consumo y maximización de la productividad.

Mezcla C		Condición 1
TI	[s]	1,6
TP	[°C]	240
TM	[°C]	54
PC	[%]	83
SW	[%]	96

Tabla 5.10. Variables de proceso.

#### Informe C-Mold de la etapa llenado (filling).

##### Summary during filling stage

Max entrance pressure (at 1.6002E+000 s) = 5.4777E+001 MPa

##### Summary at the end of filling stage

Time at the end of filling = 1.6451E+000 s  
 Total weight = 3.9163E+001 g  
 Required clamp force = 6.1088E+000 ton(m)

##### Part summary during filling stage

Max bulk temp (at 1.5201E+000 s) = 2.4690E+002 C  
 Min bulk temp (at 1.6430E+000 s) = 2.3336E+002 C  
 Max wall shear stress (at 1.5201E+000 s) = 2.0651E-001 MPa  
 Max shear rate (at 1.5201E+000 s) = 5.4604E+003 1/s

##### Part summary at the end of filling stage

Total part weight = 3.4303E+001 g  
 Max frozen layer fraction = 1.0393E-001  
 Max melt-front-speed = 3.9690E+002 cm/s  
 Min melt-front-speed = 0.0000E+000 cm/s  
 Avg melt-front-speed = 1.1042E+001 cm/s

#### Informe C-Mold de la etapa compactación-enfriamiento (post-filling).

##### Summary during post-filling stage

Min peak pressure (at 2.0547E+000 s) = 2.6654E+001 MPa  
 Max clamp force (at 2.0547E+000 s) = 1.3995E+001 ton(m)  
 Max total weight (at 2.1805E+001 s) = 4.0619E+001 g

##### Summary at the end of post-filling stage

Time at the end of post-filling = 2.1805E+001 s  
 Total weight = 4.0619E+001 g

Part summary during post-filling stage

Max bulk temp (at 1.8499E+000 s) = 2.4133E+002 C  
 Max wall shear stress (at 1.0055E+001 s) = 8.2293E-001 MPa  
 Max total part weight (at 1.3055E+001 s) = 3.5590E+001 g

Part summary at the end of post-filling stage

Total part weight = 3.5590E+001 g  
 Max bulk temp = 7.9061E+001 C  
 Avg bulk temp = 7.5396E+001 C  
 Max volumetric shrinkage = 5.1700E+000 %  
 Min volumetric shrinkage = 3.0800E+000 %  
 Avg volumetric shrinkage = 4.4466E+000 %  
 Max sink index = 2.9087E+000 %  
 Avg sink index = 2.2055E+000 %

Informe C-Mold del análisis de enfriamiento (cooling).

Summary of output data

Theoretically possible minimum cycle time = 1.8026E+001 s  
 Avg mold-melt interfacial temp = 6.7424E+001 C  
 RMS temp diff above/below avg temp = 1.9067E+000 C  
 RMS temp diff over thickness = 2.3715E+000 C

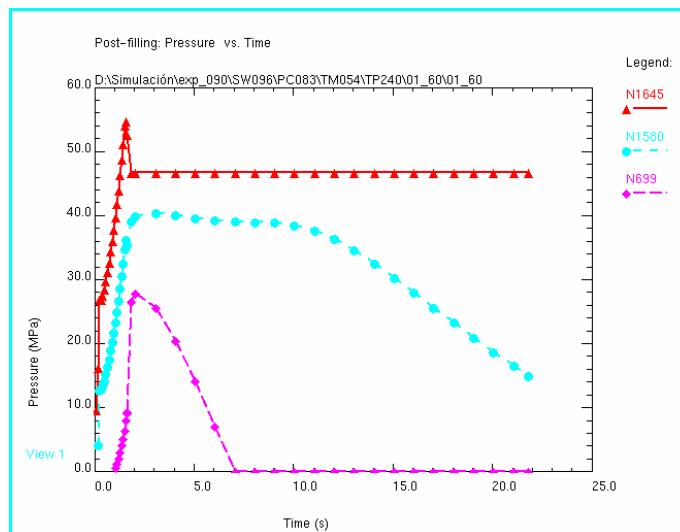


Figura 5.19. Curvas de presión.



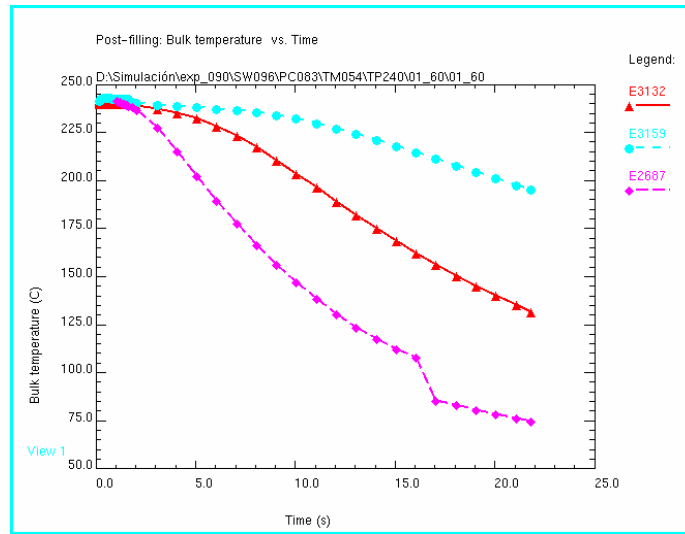


Figura 5.20. Curvas de temperatura.

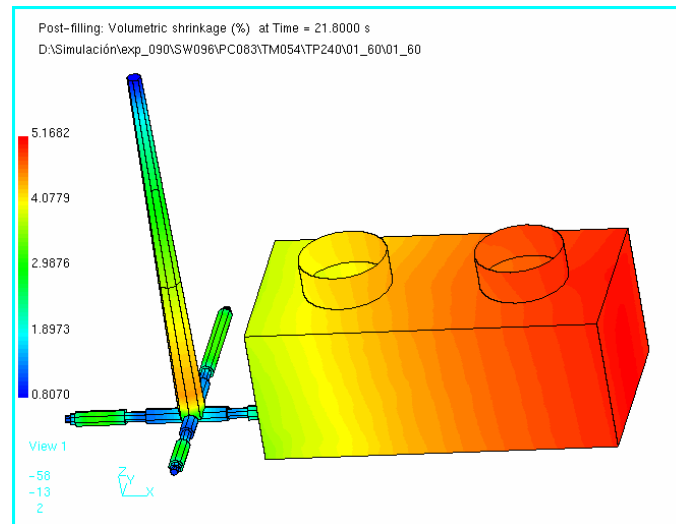


Figura 5.21. Gráfico de contracciones.

II. Condición 2: Minimización de los defectos relacionados con las características mecánicas.

Mezcla C		Condición 2
TI	[s]	1,8
TP	[°C]	240
TM	[°C]	70
PC	[%]	96
SW	[%]	94

Tabla 5.11. Variables de proceso.

Informe C-Mold de la etapa llenado (filling).

Summary during filling stage

Max entrance pressure (at 1.7122E+000 s) = 5.3005E+001 MPa

Summary at the end of filling stage

Time at the end of filling = 1.8549E+000 s  
Total weight = 3.9147E+001 g  
Required clamp force = 6.0264E+000 ton(m)

Part summary during filling stage

Max bulk temp (at 1.7122E+000 s) = 2.4686E+002 C  
Min bulk temp (at 1.8525E+000 s) = 2.3369E+002 C  
Max wall shear stress (at 1.7122E+000 s) = 2.0464E-001 MPa  
Max shear rate (at 1.7122E+000 s) = 4.8473E+003 1/s

Part summary at the end of filling stage

Total part weight = 3.4289E+001 g  
Max frozen layer fraction = 8.1585E-002  
Max melt-front-speed = 2.5409E+003 cm/s  
Min melt-front-speed = 5.6561E+000 cm/s  
Avg melt-front-speed = 1.0725E+001 cm/s

Informe C-Mold de la etapa compactación-enfriamiento (post-filling).

Summary during post-filling stage

Min peak pressure (at 3.0143E+000 s) = 2.8789E+001 MPa  
Max clamp force (at 3.0143E+000 s) = 1.5282E+001 ton(m)  
Max total weight (at 2.2014E+001 s) = 4.0622E+001 g

Summary at the end of post-filling stage

Time at the end of post-filling = 2.2014E+001 s  
Total weight = 4.0622E+001 g

Part summary during post-filling stage

Max bulk temp (at 1.9571E+000 s) = 2.4247E+002 C  
Max wall shear stress (at 1.1014E+001 s) = 8.7488E-001 MPa  
Max total part weight (at 1.6014E+001 s) = 3.5593E+001 g

Part summary at the end of post-filling stage

Total part weight = 3.5593E+001 g  
Max bulk temp = 1.0590E+002 C  
Avg bulk temp = 8.9525E+001 C  
Max volumetric shrinkage = 5.1314E+000 %  
Min volumetric shrinkage = 3.1776E+000 %  
Avg volumetric shrinkage = 4.4382E+000 %  
Max sink index = 2.8050E+000 %  
Avg sink index = 2.1088E+000 %

Informe C-Mold del análisis de enfriamiento (cooling).

Summary of output data

Theoretically possible minimum cycle time = 2.3154E+001 s  
Avg mold-melt interfacial temp = 7.9893E+001 C  
RMS temp diff above/below avg temp = 1.6427E+000 C  
RMS temp diff over thickness = 2.3652E+000 C

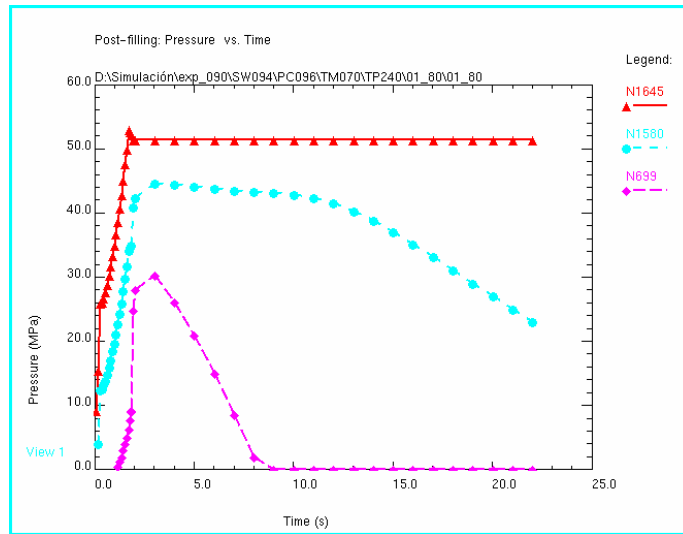


Figura 5.22. Curvas de presión.

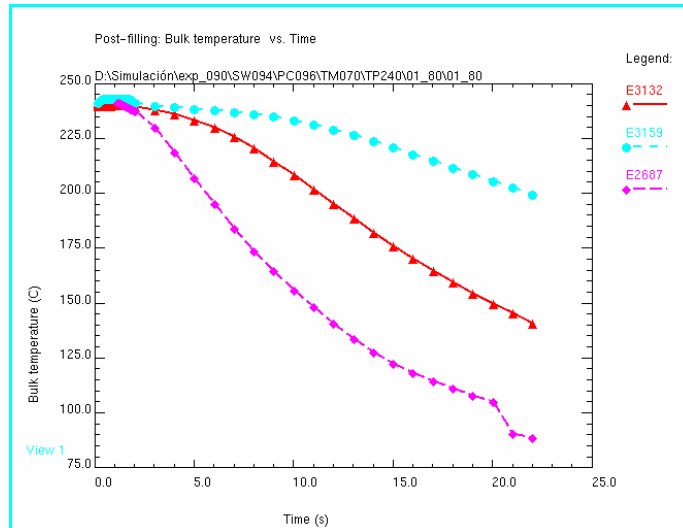


Figura 5.23. Curvas de temperatura.

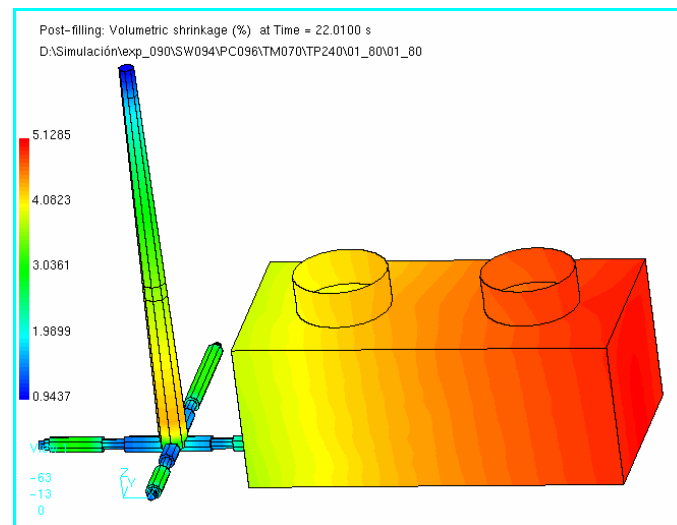


Figura 5.24. Gráfico de contracciones.

III. Condición 3: Minimización de los defectos relacionados con obtención de piezas defectuosas.

Mezcla C		Condición 3
TI	[s]	2,2
TP	[°C]	244
TM	[°C]	67
PC	[%]	78
SW	[%]	98

Tabla 5.12. Variables de proceso.

Informe C-Mold de la etapa llenado (filling).

Summary during filling stage

Max entrance pressure (at 2. 2003E+000 s) = 5. 4035E+001 MPa

Summary at the end of filling stage

Time at the end of filling = 2. 2565E+000 s  
 Total weight = 3. 9188E+001 g  
 Required clamp force = 6. 1050E+000 ton(m)

Part summary during filling stage

Max bulk temp (at 2. 2003E+000 s) = 2. 5072E+002 C  
 Min bulk temp (at 2. 2542E+000 s) = 2. 3677E+002 C  
 Max wall shear stress (at 2. 2003E+000 s) = 2. 0524E-001 MPa  
 Max shear rate (at 2. 2003E+000 s) = 3. 9789E+003 1/s

Part summary at the end of filling stage

Total part weight = 3. 4325E+001 g  
 Max frozen layer fraction = 9. 4954E-002  
 Max melt-front-speed = 1. 9768E+002 cm/s  
 Min melt-front-speed = 0. 0000E+000 cm/s  
 Avg melt-front-speed = 8. 1320E+000 cm/s

Informe C-Mold de la etapa compactación-enfriamiento (post-filling).

Summary during post-filling stage

Min peak pressure (at 3. 1660E+000 s) = 2. 5825E+001 MPa  
 Max clamp force (at 3. 1660E+000 s) = 1. 3506E+001 ton(m)  
 Max total weight (at 2. 2416E+001 s) = 4. 0569E+001 g

Summary at the end of post-filling stage

Time at the end of post-filling = 2. 2416E+001 s  
 Total weight = 4. 0569E+001 g

Part summary during post-filling stage

Max bulk temp (at 2. 4612E+000 s) = 2. 4553E+002 C  
 Max wall shear stress (at 1. 2166E+001 s) = 7. 8048E-001 MPa  
 Max total part weight (at 1. 5166E+001 s) = 3. 5554E+001 g

Part summary at the end of post-filling stage

Total part weight	= 3.5554E+001 g
Max bulk temp	= 9.1128E+001 C
Avg bulk temp	= 8.6821E+001 C
Max volumetric shrinkage	= 5.3649E+000 %
Min volumetric shrinkage	= 3.2726E+000 %
Avg volumetric shrinkage	= 4.5438E+000 %
Max sink index	= 3.0508E+000 %
Avg sink index	= 2.2292E+000 %

Informe C-Mold del análisis de enfriamiento (cooling).

Summary of output data

Theoretically possible minimum cycle time	= 2.2556E+001 s
Avg mold-melt interfacial temp	= 7.7507E+001 C
RMS temp diff above/below avg temp	= 1.7224E+000 C
RMS temp diff over thickness	= 2.3800E+000 C

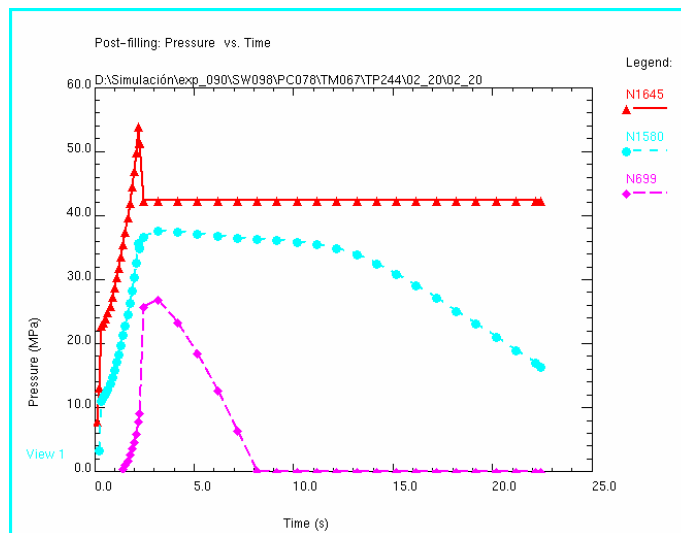


Figura 5.25. Curvas de presión.

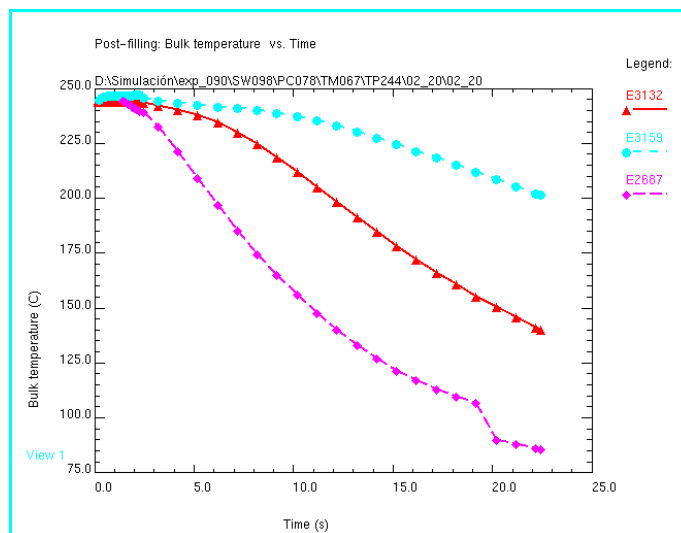


Figura 5.26. Curvas de temperatura.

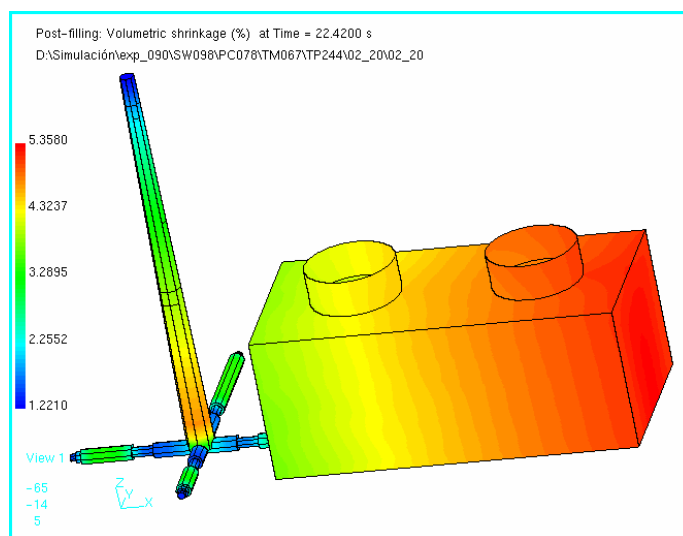


Figura 5.27. Gráfico de contracciones.

### 3. RESULTADOS EXPERIMENTALES.

Mediante el uso del molde descrito en el apartado 4 del capítulo 1 y el software de adquisición de datos DASYS Lab 6.0<sup>1</sup>, se ha monitorizado el proceso de inyección de la geometría considerada con cada una de las mezclas de material y en cada una de las condiciones propuestas bajo cada criterio. La información resultante de la monitorización ha permitido elaborar las curvas de presión en cavidad en los puntos de localización de los sensores del molde para su contraste posterior con las condiciones simuladas.

El proceso de obtención de muestras se ha regido con los siguientes condicionantes:

- Número de piezas desestimadas tras la estabilización de las condiciones de inyección previstas: 10.
- Número de piezas inyectadas en cada serie: 10.
- Número de orden de la pieza monitorizada para la captación de información sobre el proceso: Pieza nº 8.

Sobre las piezas obtenidas se ha efectuado un muestreo de las dimensiones principales de la pieza para su contraste con respecto a la evolución de los indicadores

---

<sup>1</sup> DASYS Lab es una marca registrada de National Instruments Services GMBH.

previstos a tal efecto. Las dimensiones tomadas en consideración son las siguientes (Figura 5.28):

- Longitud exterior de la base de la caja, con una medida nominal en cavidad de 100,79 mm.
- Anchura exterior de la base de la caja, con una medida nominal en cavidad de 50,83 mm.
- Espesor de pared en la base de la caja, con una medida nominal en cavidad de 2,02 mm.

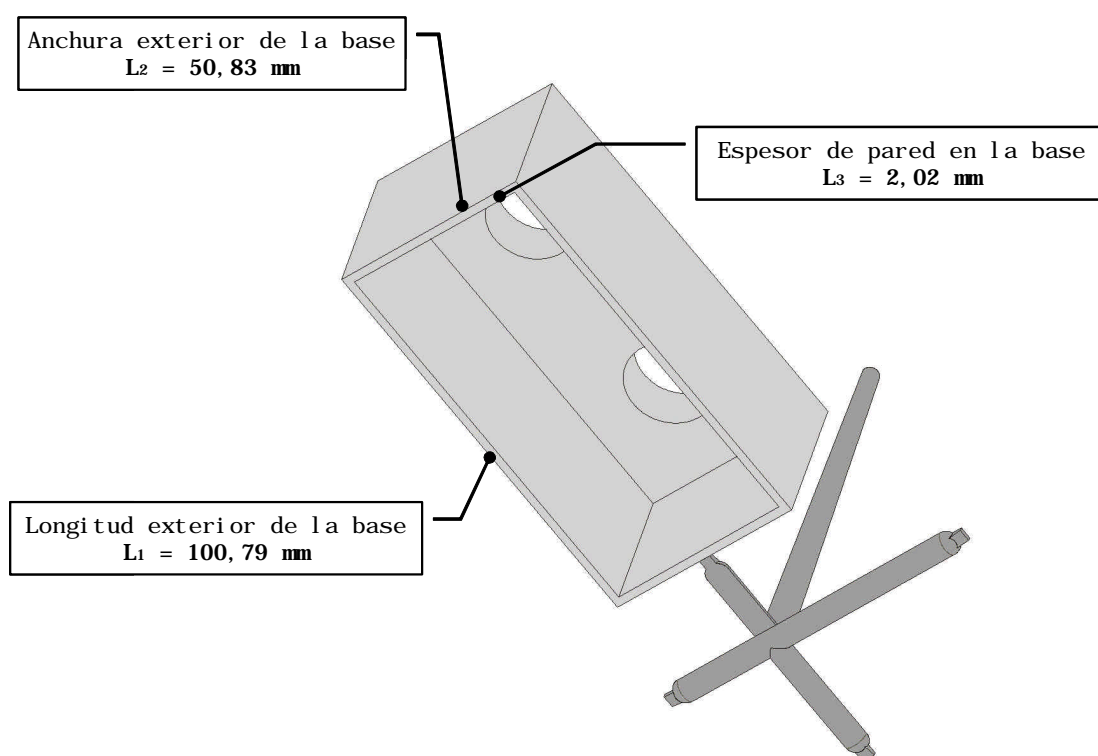


Figura 5.28. Dimensiones evaluadas sobre la pieza.

También se ha extraído una probeta no normalizada de 80 x 10 mm a partir del lateral de la caja coincidente con la dimensión considerada con anterioridad para su ensayo en máquina de tracción y evaluación de la resistencia a la rotura del material.

Los resultados obtenidos se muestran a continuación para cada una de las mezclas y condiciones de inyección.

### 3.1 MEZCLA A. ABS 100%.

Condición 1: Minimización del consumo y maximización de la productividad.

		Valor medio	Desviación típica
Longitud	<i>mm</i>	100,38	0,014
Anchura	<i>mm</i>	50,65	0,016
Espesor de pared	<i>mm</i>	2,09	0,022
Tensión de rotura	<i>MPa</i>	36,7	0,1

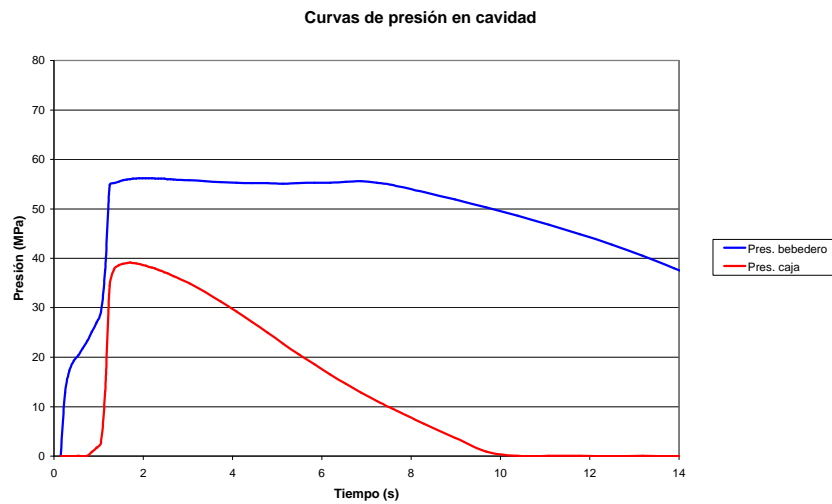


Figura 5.29. Gráfico de presiones en sensores de cavidad.

Condición 2: Minimización de los defectos relacionados con las características mecánicas.

		Valor medio	Desviación típica
Longitud	<i>mm</i>	100,32	0,016
Anchura	<i>mm</i>	50,60	0,016
Espesor de pared	<i>mm</i>	2,02	0,020
Tensión de rotura	<i>MPa</i>	36,0	0,08



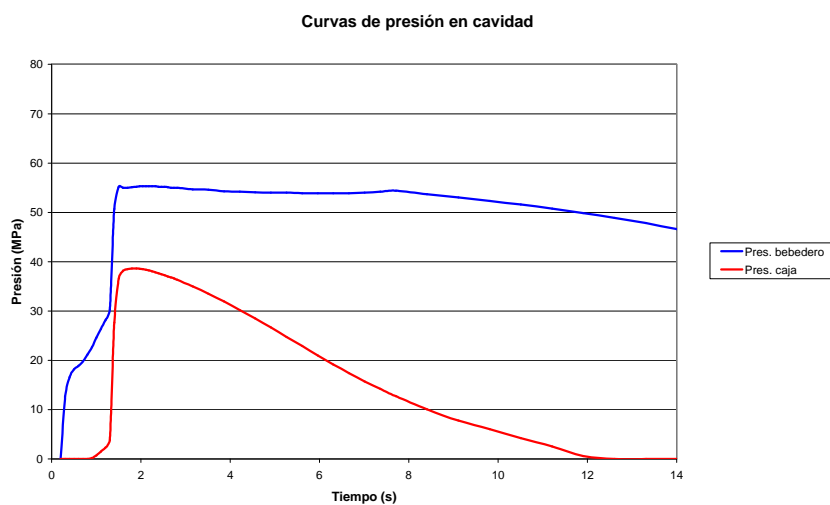


Figura 5.30. Gráfico de presiones en sensores de cavidad.

Condición 3: Minimización de los defectos relacionados con obtención de piezas defectuosas.

		<b>Valor medio</b>	<b>Desviación típica</b>
<b>Longitud</b>	<i>mm</i>	100,43	0,010
<b>Anchura</b>	<i>mm</i>	50,57	0,010
<b>Espesor de pared</b>	<i>mm</i>	2,03	0,010
<b>Tensión de rotura</b>	<i>MPa</i>	35,5	0,11

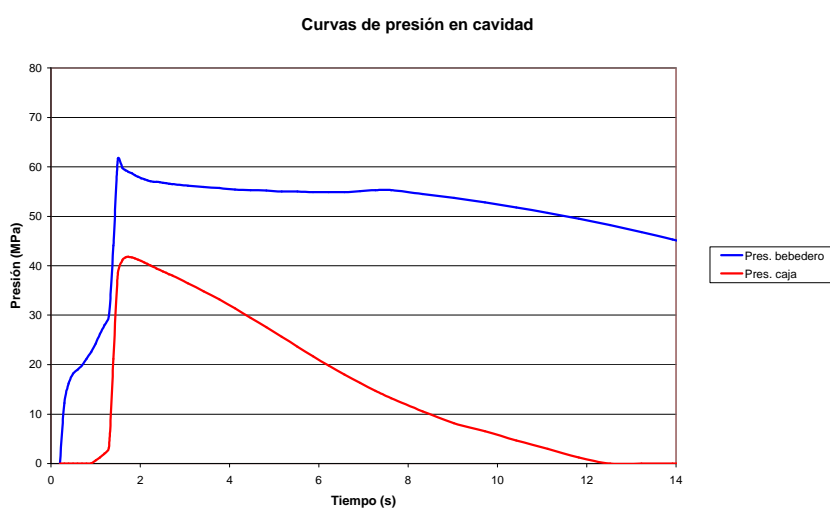


Figura 5.31. Gráfico de presiones en sensores de cavidad.

### 3.2 MEZCLA B. ABS 95% + PC 5%.

Condición 1: Minimización del consumo y maximización de la productividad.

		Valor medio	Desviación típica
Longitud	mm	100,38	0,015
Anchura	mm	50,64	0,018
Espesor de pared	mm	2,05	0,016
Tensión de rotura	MPa	36,5	0,08

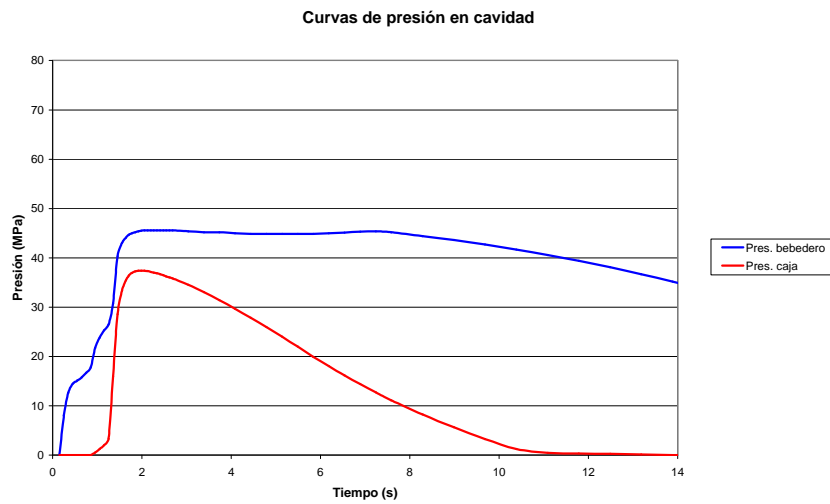


Figura 5.32. Gráfico de presiones en sensores de cavidad.

Condición 2: Minimización de los defectos relacionados con las características mecánicas.

		Valor medio	Desviación típica
Longitud	mm	100,33	0,016
Anchura	mm	50,64	0,029
Espesor de pared	mm	2,04	0,018
Tensión de rotura	MPa	36,2	0,08

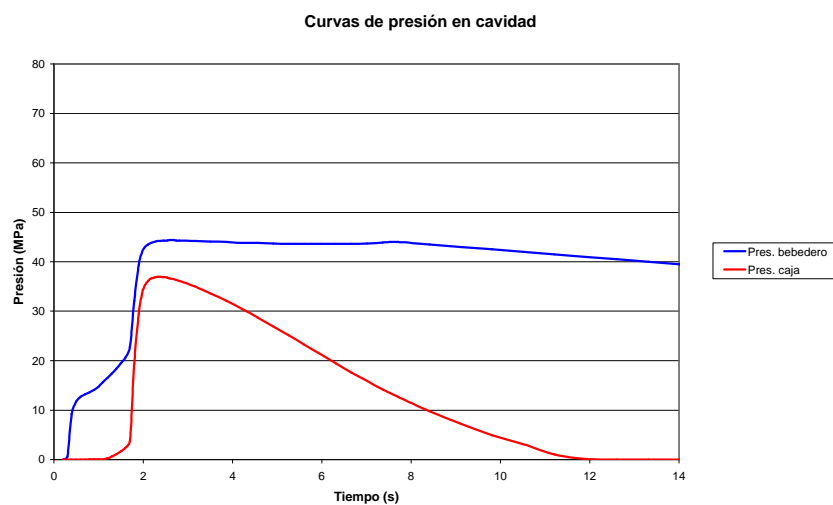


Figura 5.33. Gráfico de presiones en sensores de cavidad.

Condición 3: Minimización de los defectos relacionados con obtención de piezas defectuosas.

		<b>Valor medio</b>	<b>Desviación típica</b>
<b>Longitud</b>	<i>mm</i>	100,33	0,020
<b>Anchura</b>	<i>mm</i>	50,61	0,022
<b>Espesor de pared</b>	<i>mm</i>	2,03	0,010
<b>Tensión de rotura</b>	<i>MPa</i>	37,5	0,10

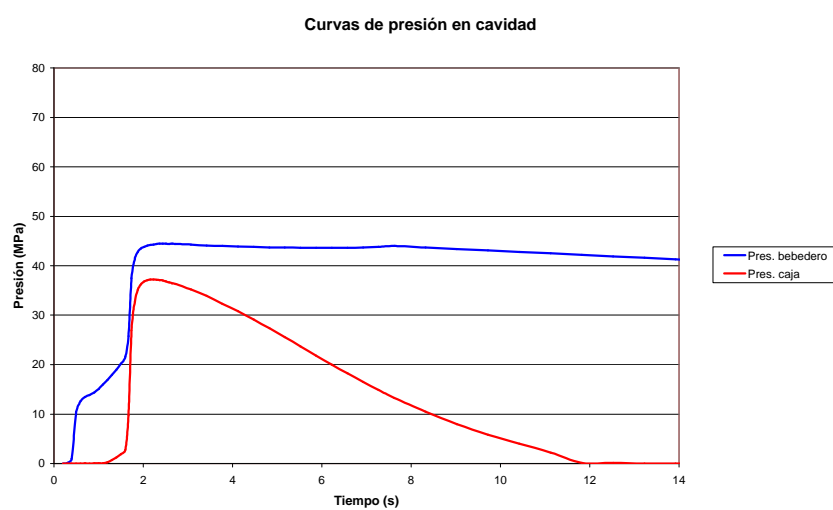


Figura 5.34. Gráfico de presiones en sensores de cavidad.

### 3.3 MEZCLA C. ABS 90% + PC 10%.

Condición 1: Minimización del consumo y maximización de la productividad.

		Valor medio	Desviación típica
Longitud	mm	100,31	0,03
Anchura	mm	50,61	0,02
Espesor de pared	mm	2,01	0,02
Tensión de rotura	MPa	36,4	0,12

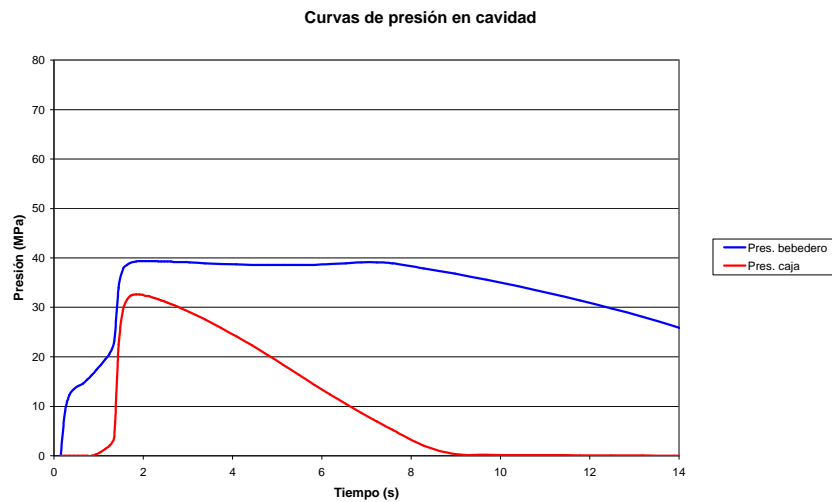


Figura 5.35. Gráfico de presiones en sensores de cavidad.

Condición 2: Minimización de los defectos relacionados con las características mecánicas.

		Valor medio	Desviación típica
Longitud	mm	100,35	0,04
Anchura	mm	50,62	0,04
Espesor de pared	mm	2,04	0,03
Tensión de rotura	MPa	38,3	0,11

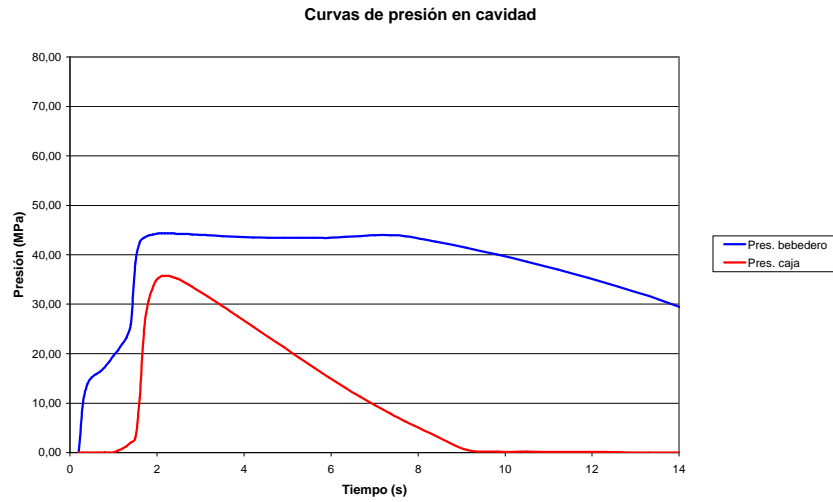


Figura 5.36. Gráfico de presiones en sensores de cavidad.

Condición 3: Minimización de los defectos relacionados con obtención de piezas defectuosas.

		<b>Valor medio</b>	<b>Desviación típica</b>
<b>Longitud</b>	<i>mm</i>	100,32	0,04
<b>Anchura</b>	<i>mm</i>	50,58	0,02
<b>Espesor de pared</b>	<i>mm</i>	2,02	0,01
<b>Tensión de rotura</b>	<i>MPa</i>	37,8	0,12

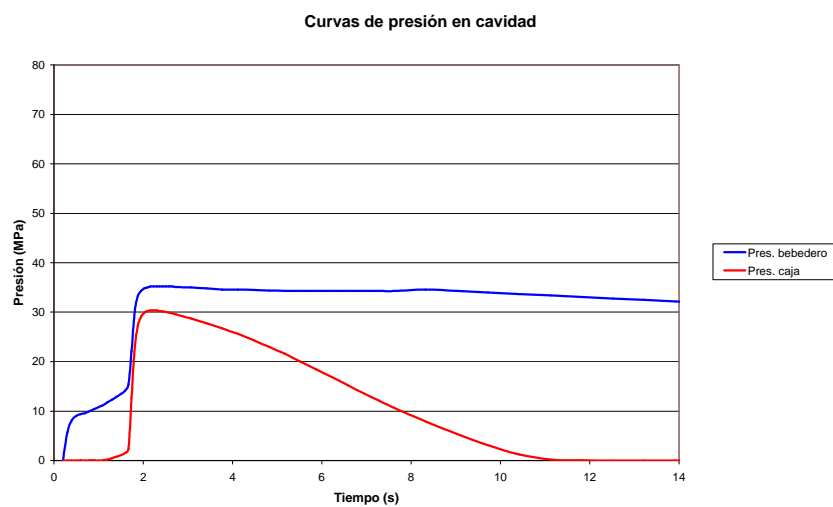


Figura 5.37. Gráfico de presiones en sensores de cavidad.

## 4. CONCLUSIONES.

### 4.1 SOBRE EL MODELO REOLÓGICO DEL MATERIAL.

Debido a que el comportamiento reológico del material influye directamente en resultados de proceso como son la presión de inyección y el tiempo de llenado de la cavidad, que son parámetros fácilmente evaluables tanto a nivel de simulación como a nivel de molde, se ha establecido la comparativa entre curvas de presión en cavidad de ambos resultados.

Las figuras siguientes (Figura 5.38 a Figura 5.46) muestran las curvas de presión calculadas y medidas en el punto de localización de los sensores de la cavidad.

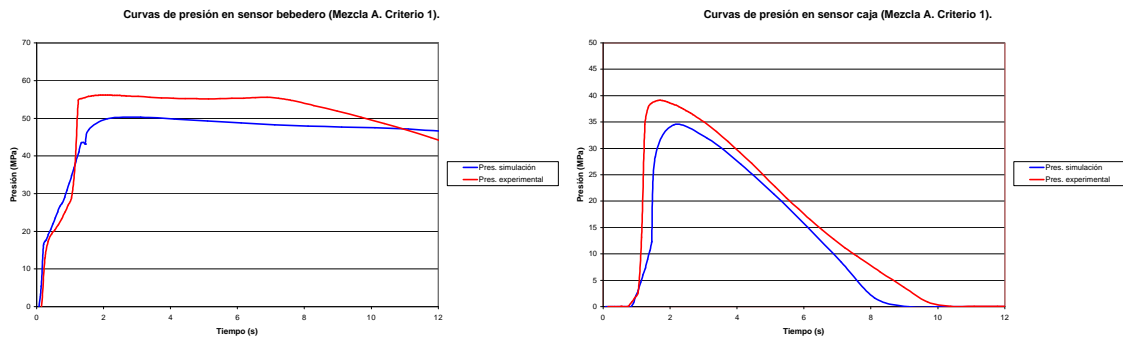


Figura 5.38. Gráficos presiones en la localización del sensor. Mezcla A - Criterio 1.

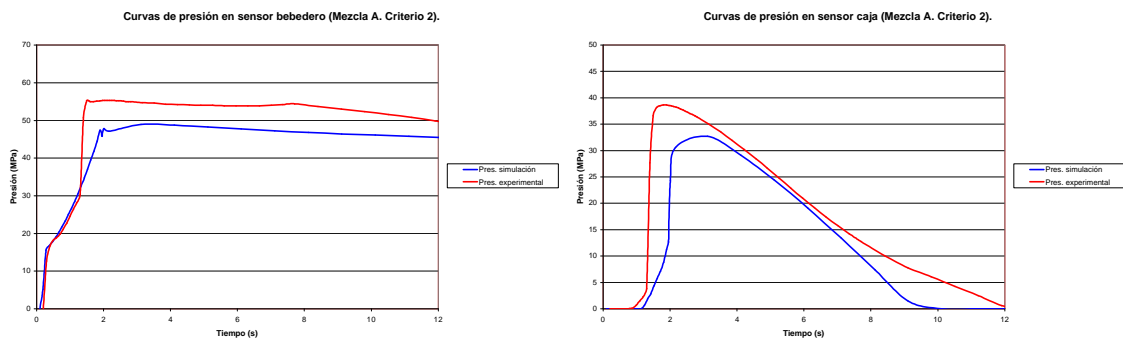


Figura 5.39. Gráficos presiones en la localización del sensor. Mezcla A - Criterio 2.

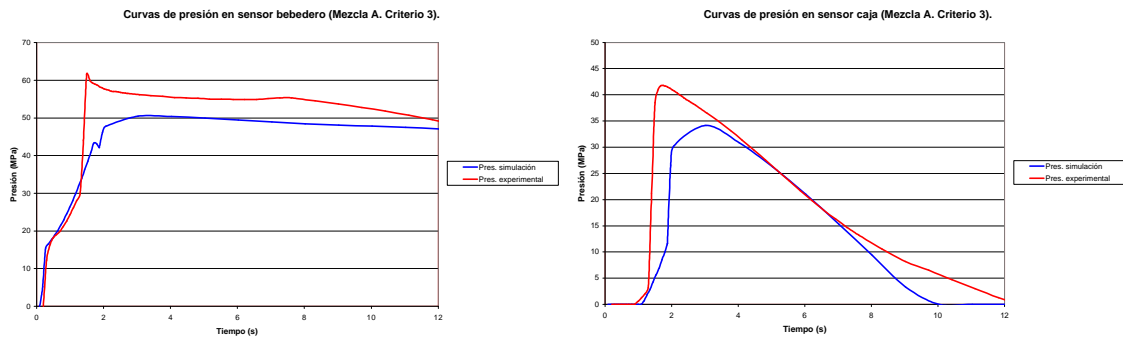


Figura 5.40. Gráficos presiones en la localización del sensor. Mezcla A - Criterio 3.

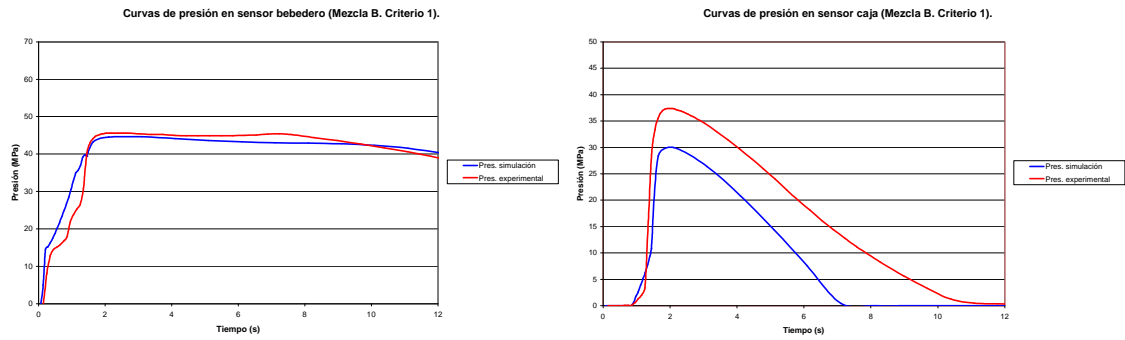


Figura 5.41. Gráficos presiones en la localización del sensor. Mezcla B - Criterio 1.

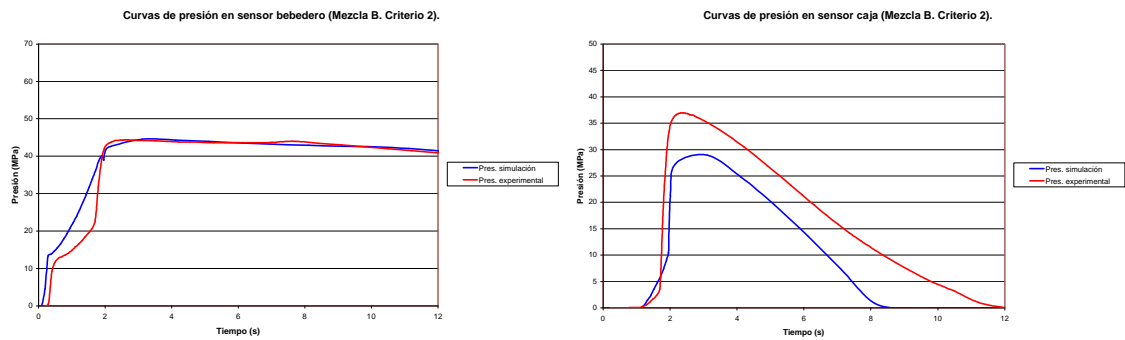


Figura 5.42. Gráficos presiones en la localización del sensor. Mezcla B - Criterio 2.

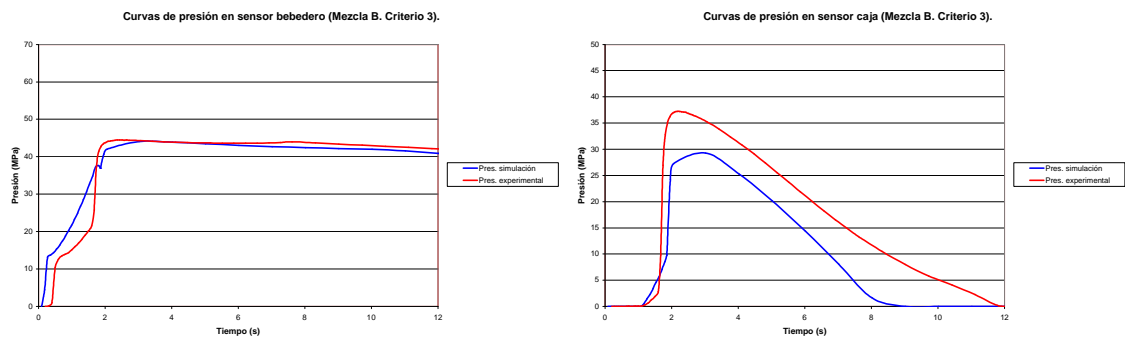


Figura 5.43. Gráficos presiones en la localización del sensor. Mezcla B - Criterio 3.

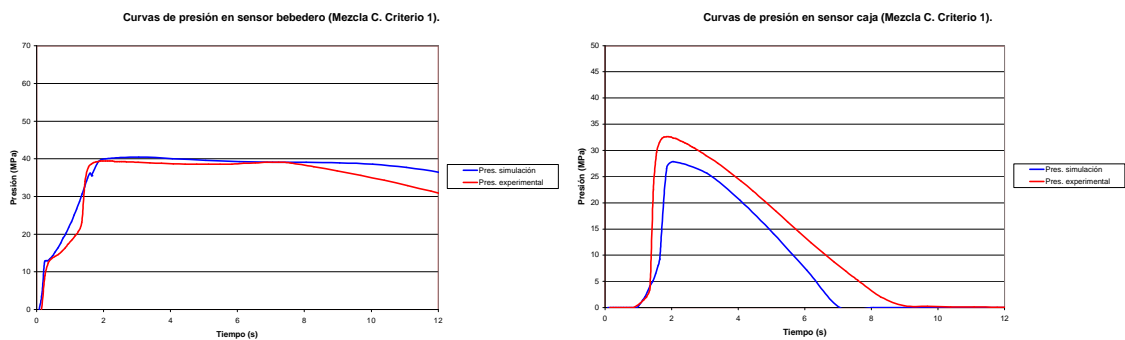


Figura 5.44. Gráficos presiones en la localización del sensor. Mezcla C - Criterio 1.

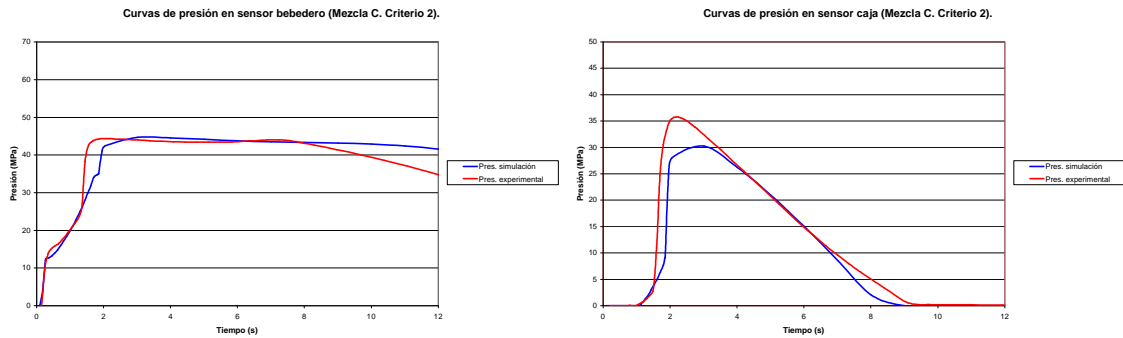


Figura 5.45. Gráficos presiones en la localización del sensor. Mezcla C - Criterio 2.

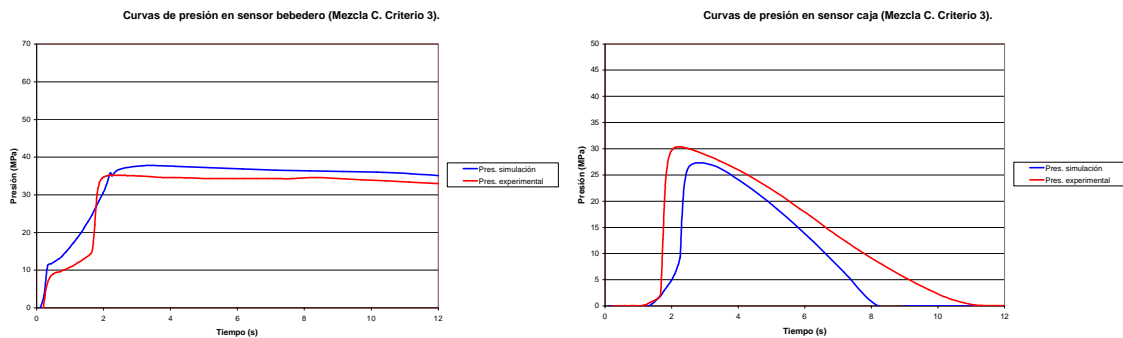


Figura 5.46. Gráficos presiones en la localización del sensor. Mezcla C – Criterio 3.

Como primer resultado observable en dichas gráficas, se constata que todas las mezclas de material, y bajo todos los criterios, presentan una diferencia entre los valores de presión de simulación y los experimentales de proceso en la localización del sensor de la caja. En todos los casos muestra el mismo sentido:

- En la base del bebedero el nivel de presión máxima en cavidad es similar a los resultados de simulación en el caso de las mezclas ABS-PC, siendo superior en el caso de ABS.
- En el sensor de la caja, la presión en cavidad es siempre superior a la determinada por simulación, aunque todas presentan un patrón de forma similar.

En segundo término, en todas las gráficas se comprueba como la curva de crecimiento de la presión en los sensores difiere en cuanto al valor de pendiente. Se comprueba como, experimentalmente, la curva crece con una pendiente más acusada que en el caso de simulación.

Estas dos referencias apuntan a la misma conclusión observada en el apartado 4 del capítulo 2: el modelo considerado para la evaluación del material se corresponde con un comportamiento promedio de todos los materiales con un rango de índice de fluidez determinado, presentando ciertas diferencias inevitables con respecto al material ensayado.



Si bien en simulación la presión máxima alcanzada en el punto del sensor de la caja es del orden del 70% de la presión equivalente en la base del bebedero, en los ensayos efectuados la presión disminuye hasta sólo a un 75-80% de dicho valor, lo cual es significativo de que el material ensayado, en todos los casos, es capaz de transmitir de forma más eficiente la presión de compactación que lo previsto en el modelo del material y permite el llenado de la cavidad con un menor esfuerzo de inyección y a mayor velocidad.

Como se comprueba en dicho apartado, la viscosidad del material ensayado es, prácticamente en todos los casos, inferior a la del modelo propuesto. Esta menor viscosidad del material (más acusada en el caso del ABS 100% que en las restantes mezclas) explica esta diferencia entre comportamientos.

Sin embargo, la similitud de los perfiles de presión en todos los casos permiten concluir, en último término, que, si bien el ajuste del fondo de escala es difícilmente evaluable a priori con la aplicación del modelo reológico propuesto, sí que es extrapolable con la información obtenida por simulación sobre el comportamiento real del material y con la diferencia entre los índices de fluidez previsto en el modelo y el medido sobre el material.

Por este motivo, este resultado ofrece una perspectiva de base de partida en la modelización del comportamiento reológico de los blends ABS-PC que debe ser ampliada en futuras investigaciones con la consideración de modelos progresivos de material que correlacionen directamente el valor del índice de fluidez con un determinado modelo de comportamiento.

#### ***4.2 SOBRE LOS RESULTADOS DE LA METODOLOGÍA DE OPTIMIZACIÓN.***

Como consecuencia directa del mayor nivel de presión en la cavidad provocado por la mayor fluidez del material ensayado que la del modelo considerado, los tiempos de enfriamiento se ven dilatados con respecto a la previsión del resultado de simulación.

Sin embargo, se puede comprobar que el incremento del tiempo de enfriamiento de los ensayos (evaluado tomando como referencia el instante con presión nula en la localización del sensor de la caja) con respecto al previsto en las simulaciones siempre presenta un patrón idéntico, de forma que el tiempo evaluado mediante simulación equivale, en todos los casos, con un valor entorno al 65-75% del medido experimentalmente (Figura 5.38 a Figura 5.46).

Por este motivo, se puede considerar que las diferencias del comportamiento reológico se traducen, del mismo modo que se ha observado con respecto a la presión, en dicho incremento con respecto a la previsión obtenida por simulación, aunque dicha diferencia puede corregirse con un factor de escala aplicado a dicha previsión.

Atendiendo a cada uno de los criterios seguidos para la optimización de resultados, se puede concluir lo siguiente:

1. Siguiendo el criterio de maximización de la productividad, se comprueba efectivamente como, en todos los casos y para todas las mezclas, el menor tiempo de ciclo (evaluado a partir de la caída de la presión en el sensor de la caja) se observa en los resultados del primer criterio, tal y como era previsible.
2. Del mismo modo, si se atiende al criterio de minimización de los efectos relacionados con las características mecánicas, se comprueba como el indicador de efecto 02\_05 (apartado 6.3 del capítulo 4) muestra valores acordes con los valores de resistencia mecánica de rotura medidos sobre las piezas inyectadas, refrendando la previsión ofrecida mediante el citado indicador de efecto.

No obstante, otra particularidad observable reside en el aumento de la resistencia del material con la inclusión del PC en la mezcla, lo cual supone que el material reciclado, aunque presenta valores de resistencia relativamente bajos ( $35,2 \div 38,3$  MPa) con respecto a los valores usuales del ABS virgen ( $37 \div 48$  MPa), la introducción del PC facilita que la resistencia del material aumente aunque de forma muy limitada.

3. Desde el punto de vista del conjunto de todos los criterios adoptados, se comprueba como la restricción de mantenimiento de la contracción dentro de un rango acotado para todos los criterios se cumple con los resultados experimentales, en los que, para cada mezcla, los valores de las dimensiones principales de la geometría se mantienen con diferencias inferiores al 0,5% (0,5 mm) en todos los casos.

Este aspecto también se comprueba con los valores medidos del espesor de la pieza, cuyos valores para todos los criterios con un mismo material, son uniformes y con variaciones que oscilan entorno al 3% (0,07 mm).

Sin embargo se puede comprobar como la inclusión del PC en la mezcla estabiliza las variaciones en las dimensiones de la pieza, produciendo una menor desviación de las mismas aunque se produzcan cambios en las condiciones de inyección.





***CAPÍTULO 6.***  
***CONCLUSIONES.***



## ***CAPÍTULO 6.***

### ***CONCLUSIONES.***

- 1. RESUMEN DE APORTACIONES Y DISCUSIÓN DE RESULTADOS. .... 6.1**
- 2. PROYECCIÓN DEL TRABAJO Y ESTUDIOS FUTUROS. .... 6.6**





## ***CAPÍTULO 6.***

### ***CONCLUSIONES.***

#### **1. RESUMEN DE APORTACIONES Y DISCUSIÓN DE RESULTADOS.**

En esta fase final del trabajo cabe efectuar un pequeño resumen con el conjunto de aportaciones que la presente tesis pone de manifiesto y que completan los trabajos previos desarrollados por otros autores en el campo relacionado con el moldeo por inyección de los blends ABS/PC procedentes de materiales reciclados.

En referencia al estudio del comportamiento de los blends ABS/PC desde el punto de vista de su procesado, la modelización propuesta para la determinación del comportamiento reológico a través de un ensayo simple de MFI se ha mostrado como una herramienta válida que se ajusta de forma fiable al comportamiento real, tanto en el caso del ABS reciclado sin mezcla como en el caso de las mezclas hasta con PC 10%.

Corroborando lo apuntado por Poslinky <sup>[45]</sup>, las diferencias existentes entre los valores de viscosidad previstos por el modelo con respecto a los valores reales, que no exceden en ningún caso del 16%, no se traducen en diferencias significativas de *presión máxima en la base del bebedero*.

Entendiendo que dicha presión, evaluada tanto mediante simulación como directamente sobre molde, está directamente relacionada con la presión máxima de inyección requerida y que es el valor que condiciona en mayor medida la evolución del proceso de llenado y compactación de la pieza, el resultado de aproximación del modelo se muestra eficaz en la valoración de la viscosidad del material.

No obstante, es posible observar diferencias en el valor de la presión máxima en cavidad entre los resultados de simulación y los reales. Teniendo en consideración que el modelo sobredimensiona en todos los casos la viscosidad real del material, es lógico suponer que exista una diferencia entre la presión simulada (inferior) y la medida (superior).

Estas diferencias se explican bajo dos perspectivas que no deben ser obviadas en esta fase de discusión de resultados:

- Valorando cualitativamente el modelo reológico propuesto, los resultados experimentales corroboran el hecho de que el modelo considerado para la evaluación del material se corresponde con un comportamiento promedio de todos los materiales dentro del rango de índice de fluidez que se propone en el modelo de

comportamiento reológico de las mezclas. Esto coincide con la evaluación experimental del material expuesta en el apartado 4 del capítulo 2, que ratifica como la viscosidad del material ensayado es, prácticamente en todos los casos, inferior a la del modelo propuesto. Esta menor viscosidad del material (más acusada en el caso del ABS 100% que en las restantes mezclas) explica esta diferencia entre comportamientos.

- Por otro lado, el mallado de elementos finitos, que en cualquier caso supone una aproximación a la geometría real del material, introduce diferencias que, a efectos de computación, son inevitables. Si se toman en consideración, además, los resultados obtenidos por Turng y Peic <sup>[21, 22]</sup>, la determinación de los valores reales de presión en cavidad a través de la simulación mediante software ofrece siempre diferencias y no es posible determinarlos con total exactitud. Si se considera de forma añadida la aproximación de la viscosidad mediante el modelo propuesto, la diferenciación de los valores de presión en cavidad está plenamente justificada y no supone ningún tipo de objeción a los resultados ofrecidos por dicho modelo.

En cuanto a la determinación del modelo de procesabilidad del material, la introducción del *índice de procesabilidad de material*, como factor de evaluación de la procesabilidad del material es un concepto novedoso, no contemplado hasta la fecha, que ofrece una información sobre la estabilidad de las condiciones de proceso ante distintos criterios de optimización.

Tal y como demuestra Seguí <sup>[XV]</sup>, la metodología de evaluación de condiciones de proceso óptimas bajo una perspectiva multicriterio es plenamente válida para determinar los parámetros de proceso adecuados que eviten una determinada defectología propia del proceso.

Ampliando el campo de aplicación de dicha metodología a la comparativa de diferentes mezclas de material, en condiciones de proceso similares, la herramienta de optimización se transforma en una herramienta de contraste, que demuestra su validez con el análisis que, en este trabajo, se propone.

El uso del modelo de procesabilidad para determinar la composición óptima del blend ABS/PC dentro del marco de estudio de la presente tesis, supone un nuevo enfoque en la evaluación del comportamientos de dichas mezclas, que excede con creces los resultados de caracterización propios de un análisis de laboratorio del material mediante técnicas convencionales.

De esta forma, los estudios desarrollados por Balart <sup>[XVI]</sup> a nivel de caracterización de los blends ABS/PC, son completados mediante el análisis de la procesabilidad propuesto en este trabajo, de manera que se dispone de una información adicional que permite trasladar de forma eficiente a nivel de producción la composición óptima del blend que presenta mejores resultados en el reaprovechamiento de estos materiales.

Por tanto, la evaluación del índice de procesabilidad la mezcla, entendido como factor que ofrece información sobre el grado de estabilidad o invariabilidad de los parámetros de proceso con respecto a distintos criterios de optimización, se convierte en un instrumento apto para la toma de decisiones en el seno de la encrucijada de la selección simultánea de material y condiciones de proceso.

Como conclusión de esta aportación, destacar que, de acuerdo con los resultados obtenidos mediante la aplicación del IPM y reflejados en el apartado 8 del capítulo 4, la mezcla de material más idónea para su consideración en proceso de inyección es la mezcla (ABS 96,4% + PC 3,6%). Su estabilidad frente a variaciones en los parámetros de acuerdo con los criterios de optimización considerados, así como la baja cantidad de PC presente en la mezcla, no suponen una dificultad excesiva en la preparación de la materia prima a procesar y hacen de este material un candidato válido para su uso en el reprocesado del ABS y PC reciclados

Pormenorizando en ciertos detalles y recapitulando lo señalado en los apartados 5.2 y 7 del capítulo 4, así como el apartado 4 del capítulo 5, tras la aplicación de los modelos de aproximación, de los distintos criterios de optimización, de la evaluación del IPM de las mezclas de material consideradas, y de la posterior verificación experimental de los resultados propuestos, se pueden resumir un conjunto de conclusiones finales que matizan y completan las aportaciones señaladas con anterioridad de forma más detallada:

- La temperatura de inyección, cuya importancia queda explícita por la relevancia que manifiesta dentro de los modelos de aproximación de los indicadores de efecto considerados, se muestra como un parámetro que puede ser considerado como invariable desde la perspectiva de los distintos criterios de optimización adoptados, ya que los valores aconsejables oscilan entorno al valor promedio del intervalo de uso aconsejado para el ABS (240°C).

Este aspecto, que puede ser relacionado con la limitación impuesta en forma de restricciones a los valores de los indicadores dentro del proceso de optimización multicriterio, pone de manifiesto el hecho de que los valores extremos de temperatura de inyección (cerca de los límites tolerables por el material) no son en ningún caso aconsejables, sea cual sea el objetivo (criterio de optimización) deseado para el producto.

- La temperatura del refrigerante, cuyo nivel de importancia en el modelo de aproximación de los indicadores es intermedio, presenta como tendencia general la del establecimiento con valores medio-altos [60-70°C], incluso cuando el objetivo deseado atiende a la productividad máxima.

Este comportamiento, que es común para todas las mezclas de material, permite simplificar notablemente la selección de dicho parámetro de cara al procesado en máquina.

- Considerando el punto de transición entre la fase de llenado y de compactación (switch-over), su comportamiento evolutivo con el contenido de policarbonato en la mezcla que provoca la inversión en la tendencia de los valores de la variable en condiciones óptimas para cada uno de los criterios y con los distintos contenidos de PC en la mezcla, implica que es una de las variables que pueden presentar mayor conflictividad a la hora de su establecimiento en máquina. Si a ello se añade la dificultad intrínseca que surge a la hora de trasladar y controlar directamente en el equipo de inyección dicha variable, dicha conflictividad se ve notablemente aumentada.

Comparativamente, por el contrario, no se puede afirmar que dicho parámetro tenga una especial relevancia por sí sólo dentro de los modelos de los indicadores empleados en la metodología de optimización; pero su interacción con el nivel de presión de compactación en cavidad sí aparece en el grupo de interacciones de variables con gran relevancia dentro del conjunto de expresiones de los indicadores.

Estos hechos permiten afirmar que dicho parámetro precisa de un examen muy pormenorizado para la evaluación de las condiciones idóneas de inyección del producto final.

No obstante, es importante reseñar que la inclusión de pequeñas cantidades de policarbonato en la mezcla (del orden del 5%) provoca que las condiciones óptimas, independientemente del criterio seguido para la optimización, se consigan con un valor uniforme de la transición entre llenado y compactación [entorno al 95,5%], por lo que este aspecto reafirma la selección de la mezcla ABS 96,4% + PC 3,6% como la más idónea para su procesado por inyección.

- Siguiendo el razonamiento anterior, se puede concluir de igual forma como, en el caso del nivel de presión de compactación, la introducción de una pequeña cantidad de policarbonato (del orden del 5%) supone una estabilización con respecto a todos los criterios, de forma que se obtienen condiciones idóneas con un valor del nivel de presión de compactación uniforme [entorno al 85%].
- No obstante, y observando los resultados obtenidos tanto mediante simulación como de forma experimental, de la presión de compactación a emplear en todos los casos, ésta presenta valores finales similares (en todas las mezclas y para todos los criterios), por lo que, de forma indirecta, se puede afirmar que dicho valor final se constituye como otro invariante del sistema.

Este aspecto puede relacionarse con la restricción impuesta al indicador de contracción en la que se limita a un intervalo la posible variación del mismo, dado que el comportamiento p-v-T del material influye sobre el nivel de contracción sufrido por el material, relacionándose a su vez con la distribución de presiones en el seno de la cavidad.

Esta restricción, que se ve confirmada dentro de los resultados experimentales con variaciones dimensionales de la pieza mínimas, da validez a los resultados de la modelización de los indicadores y la aplicación de dicha metodología.

- En lo referente a las mezclas A (ABS 100%) y B (ABS 95% + PC 5%), existe una gran consonancia en los valores de parámetros de tiempo de inyección y nivel de presión de compactación en cuanto a las condiciones óptimas se refiere según todos los criterios.

Este resultado permite concluir que, desde el punto de vista del proceso de inyección, la inclusión de pequeñas cantidades de PC [0-5%] no suponen cambios significativos a la hora de seleccionar las condiciones de proceso idóneas bajo el criterio que se considere.

Este aspecto se ve refrendado con el comportamiento de la mezcla C (ABS 90% + PC 10%), que marca diferencias muy significativas en cuanto a los valores de dichos parámetros de proceso con respecto a las dos mezclas restantes. Esto se acentúa por el hecho que se produce un comportamiento inverso (tendencia al alza en los valores de las variables cuando las restantes mezclas presentan una tendencia a la baja en cada uno de los criterios).

Por tanto, la selección de la mezcla óptima con ABS 96,4% + PC 3,6% se muestra acertada dentro del marco de estudio donde se ha evaluado el comportamiento del material.

- El nivel de presión alcanzado en condiciones similares de proceso disminuye con el contenido de PC en la mezcla (tanto a nivel de simulación como experimentalmente), lo cual es un reflejo directo de la disminución de la viscosidad del material como cabía suponer desde un principio.

Desde el punto de vista del proceso, este aspecto favorece las condiciones de llenado de la cavidad y se traduce en una mayor facilidad de transmisión del esfuerzo de compresión a lo largo de la cavidad, que garantiza una mejor compactación del material antes de que solidifique.

Este aspecto se ve corroborado por la disminución de la fuerza de cierre requerida del molde que varía a la baja con el contenido de PC de la mezcla, haciendo posible que el molde pueda ser empleado en máquinas de fuerza de cierre máxima inferior a la necesaria para el ABS al 100% (aspecto que está relacionado directamente con el coste final de pieza).

- Relacionado con el aspecto señalado con anterioridad, y teniendo en consideración la contracción volumétrica promedio del material, es destacable que la inclusión del PC provoca un incremento de los valores en todas las simulaciones, lo cual es fácilmente asociable a la menor presión de inyección requerida en los procesos y puesto que se ha considerado en mismo comportamiento p-v-T de las tres mezclas.

Este incremento se ve compensado con una disminución del rango de variación de la contracción volumétrica en las distintas partes de pieza con el contenido de PC, lo cual permite un mejor control de la contracción final en pieza.

- Una importante particularidad observable, reside en el aumento de la resistencia del material con la inclusión del PC en la mezcla. Si bien el material reciclado presenta valores de resistencia relativamente bajos ( $35,2 \div 38,3$  MPa) con respecto a los valores usuales del ABS virgen ( $37 \div 48$  MPa), la introducción del PC permite mejorar la resistencia del material que aumenta aunque de forma muy limitada.

## 2. PROYECCIÓN DEL TRABAJO Y ESTUDIOS FUTUROS.

A la vista de los resultados obtenidos con el modelo de comportamiento reológico del material propuesto, resulta de indudable interés el estudio pormenorizado de mezclas de ABS-PC con distintas composiciones dentro del rango considerado en el presente trabajo con el objeto de mejorar el modelo propuesto en el sentido de:

- Aproximar con una mayor fiabilidad el modelo de comportamiento al del material reciclado real, teniendo en consideración dicho contenido de PC.
- Mejorar la aproximación teniendo en consideración, no sólo el tramo de índice MFI del material en el que está catalogado, sino conseguir que el modelo pueda tener en consideración el valor de dicho índice MFI dentro del citado tramo.
- Verificar el efecto de continuos reprocesados del material y evaluar cómo afecta la degradación resultante de dicho reprocesado a los parámetros de proceso de inyección, cuya posible influencia pone ya de manifiesto Poslinky<sup>[45]</sup>.

En cuanto a la metodología empleada para la valoración de condiciones óptimas, está es susceptible de ser estandarizada siguiendo un patrón definido que permita su uso y aplicación para, no sólo nuevas mezclas de ABS-PC sino para la evaluación de otros materiales y otras mezclas de materiales reciclados. Ello resulta interesante para la catalogación de nuevos materiales reprocesados cuyas características de procesabilidad son desconocidas.

Se abre, pues, un interesante campo de trabajo que tenga en consideración otros tipos de materiales reciclados, así como el estudio de otros blends obtenidos a partir de estos materiales, que permite una proyección del desarrollo llevado a cabo en esta tesis.

Asimismo la introducción puntual en el presente trabajo del Índice de Procesabilidad de la Mezcla (IPM) puede ser extrapolada a la comparación de diversos materiales entre sí. De esta forma, con la introducción de dicho índice junto con el establecimiento de un conjunto de criterios que puedan ser adoptados de forma global e inequívoca, se puede iniciar una labor de catalogación de materiales termoplásticos al uso bajo determinadas condiciones, pudiendo establecer comparativas sobre la idoneidad de cada uno de ellos.

Por último, se pueden establecer ampliaciones del método de análisis evaluando la sensibilidad de la solución ante variaciones en las variables de proceso, proponiéndose para futuras investigaciones relacionadas con la misma, el desarrollo de un estudio de rangos y de robustez de la solución, completando de este modo la información disponible para los técnicos relacionados con el procesado por inyección en su tarea de determinar las mejores condiciones de proceso.





***CAPÍTULO 7***  
***BIBLIOGRAFÍA.***



## ***CAPÍTULO 7.***

### ***BIBLIOGRAFÍA.***

<b>1. PUBLICACIONES PERIÓDICAS.....</b>	<b>7.1</b>
<b>2. MONOGRAFÍAS.....</b>	<b>7.5</b>



# ***CAPÍTULO 7.***

## ***BIBLIOGRAFÍA.***

### **1. PUBLICACIONES PERIÓDICAS.**

- [1]. COX, H.W.; MENTZER, C.C. "INJECTION MOLDING: THE EFFECT OF FILL TIME ON PROPERTIES". POLYMER ENGINEERING & SCIENCE, 1986. VOL. 26 (7).
- [2]. VARELA, A.E.; KAMAL, M.R.; PATTERSON, W.I. "A METHOD FOR ESTIMATING BULK MELT TEMPERATURE AND PART WEIGHT IN INJECTION MOLDING OF AMORPHOUS THERMOPLASTICS". ADVANCES IN POLYMER TECHNOLOGY, 1996. VOL. 15 (1).
- [3]. YANG, S.Y.; LIEN, L. "EFFECTS OF COOLING TIME AND MOLD TEMPERATURE ON QUALITY OF MOLDINGS WITH PRECISION CONTOUR". ADVANCES IN POLYMER TECHNOLOGY, 1996. VOL. 15 (4).
- [4]. SPEIGHT, R.G. "OPTIMIZATION OF VELOCITY TO PRESSURE PHASE TRANSFER FOR THE POLYMER INJECTION MOLDING PROCESS". JOURNAL OF INJECTION MOLDING TECHNOLOGY, 1997. VOL. 1 (1).
- [5]. KAMAL, M.R.; VARELA, A.E.; PATTERSON, W.I. "CONTROL OF PART WEIGHT IN INJECTION MOLDING OF AMORPHOUS THERMOPLASTICS". POLYMER ENGINEERING & SCIENCE, 1999. VOL. 39 (5).
- [6]. GIPSON, P.M; GRELE, P.F.; SALAMON, B.A. "THE EFFECTS OF PROCESS CONDITIONS, NOMINAL WALL THICKNESS AND FLOW LENGTH ON THE SHRINKAGE CHARACTERISTICS OF INJECTION MOLDED POLYPROPYLENE". JOURNAL OF INJECTION MOLDING TECHNOLOGY, 1999. VOL. 3 (3).
- [7]. BOCIAGA, E. "EFFECT OF MANUFACTURING CONDITIONS ON THE PROPERTIES OF INJECTION MOLDED POLYETHYLENE TEST SPECIMENS". JOURNAL OF INJECTION MOLDING TECHNOLOGY, 2001. VOL. 5 (1).
- [8]. KAMAL, M.R.; KENIG, S. "THE INJECTION MOLDING OF THERMOPLASTICS. PART I: THEORETICAL MODEL". POLYMER ENGINEERING & SCIENCE, 1972. VOL.12 (4).
- [9]. WU, P.C.; HUANG C.F.; GOGOS, C.G. "SIMULATION OF THE MOLD-FILLING PROCESS". POLYMER ENGINEERING & SCIENCE, 1974. VOL.14 (3).
- [10]. WILLIAMS, G.; LORD, H.A. "MOLD-FILLING STUDIES FOR THE INJECTION MOLDING OF THERMOPLASTICS MATERIALS. PART I: THE FLOW OF PLASTICS MATERIALS IN HOT- AND COLD-WALLED CIRCULAR CHANNELS". POLYMER ENGINEERING & SCIENCE, 1975. VOL. 15 (8).
- [11]. STEVENSON, J.F. "A SIMPLIFIED METHOD FOR ANALYZING MOLD FILLING DYNAMICS. PART I: THEORY". POLYMER ENGINEERING & SCIENCE, 1978. VOL. 18 (7).
- [12]. HIEBER, C.A.; SHEN, S.F. "A FINITE ELEMENT/FINITE DIFFERENCE SIMULATION OF THE INJECTION MOLDING FILLING PROCESS". JOURNAL OF NON-NEWTONIAN FLUID MECHANICS, 1980. VOL. 7.
- [13]. HIEBER, C.A.; SOCHA, L.S.; SHEN, S.F.; WANG, K.K.; ISAYEV, A.I. "FILLING THIN CAVITIES OF VARIABLE GAP THICKNESS: A NUMERICAL AND EXPERIMENTAL INVESTIGATION". POLYMER ENGINEERING & SCIENCE, 1983. VOL.23.
- [14]. SHEN, S.F. "SIMULATION OF POLYMERIC FLOWS IN THE INJECTION MOLDING PROCESS", INTERNATIONAL JOURNAL OF NUMERICAL METHODS IN FLUIDS, 1984. VOL.4 (2).

- [15]. WANG, V.W.; HIEBER, C.A.; WANG, K.K. "MOLD-FILLING SIMULATION IN INJECTION MOLDING OF THREE-DIMENSIONAL THIN PARTS". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 1986. VOL. 32
- [16]. WANG, V.W.; WERLIN, J.; MALBURNE, K; HIEBER, C.A.; WANG, K.K. "COMPARISONS BETWEEN INJECTION MOLD-FILLING SIMULATION AND EXPERIMENTS". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 1988. VOL. 34.
- [17]. WANG, V.W.; HIEBER, C.A. "POST-FILLING SIMULATION OF INJECTION MOLDING AND ITS APPLICATIONS", SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 1988. VOL. 34.
- [18]. HIEBER, C.A.; WANG, K.K. "MELT-VISCOSITY MODELLING AND ITS EFFECT UPON INJECTION-MOLDING SIMULATION". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 1990. VOL. 36.
- [19]. NI, S.J.; WANG, K.K. "AN ANALYTICAL AND EXPERIMENTAL STUDY OF WARPAGE AND SHRINKAGE OF AN INJECTION MOLDED PART". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 1993. VOL. 39.
- [20]. PATEL, S.A.; MALLICK, P.K. "DEVELOPMENT OF A METHODOLOGY FOR DEFECT REDUCTION IN INJECTION MOLDING USING PROCESS SIMULATIONS. PART I: EFFECTS OF INLET MELT TEMPERATURE AND COOLANT TEMPERATURE". JOURNAL OF INJECTION MOLDING TECHNOLOGY, 1998. VOL. 2 (4).
- [21]. TURNG, L.S.; PEIC, M. "COMPUTER AIDED PROCESS AND DESIGN OPTIMIZATION FOR INJECTION MOULDING". PROCEEDINGS OF THE I. MECH. E. PART B. JOURNAL OF ENGINEERING MANUFACTURE, 2002. VOL. 216.
- [22]. TURNG, L.S.; PEIC, M.; BRALEY, K. "PROCESS SIMULATION AND OPTIMIZATION FOR INJECTION MOLDING – EXPERIMENTAL VERIFICATIONS AND FIELD APPLICATIONS". JOURNAL OF INJECTION MOLDING TECHNOLOGY, 2002. VOL. 6 (2).
- [23]. NARDIN, B.; KUZMAN, K.; KAMPUS, Z. "INJECTION MOULDING SIMULATION RESULTS AS AN INPUT TO THE INJECTION MOULDING PROCESS". JOURNAL OF MATERIALS PROCESSING TECHNOLOGY, 2002. VOL. 130-131.
- [24]. SKOURLIS, T; MOHAPATRA, B; CHASSAPIS, C.; MANOOCHEHRI, S. "EVALUATION OF THE EFFECT OF PROCESSING PARAMETERS ON THE PROPERTIES OF ADVANCED STYRENIC RESINS - A DESIGN OF EXPERIMENTS APPROACH". JOURNAL OF ADVANCES IN POLYMER TECHNOLOGY, 1997. VOL. 16 (2).
- [25]. PATEL, S.A.; MALLICK, P.K. "DEVELOPMENT OF A METHODOLOGY FOR DEFECT REDUCTION IN INJECTION MOLDING USING PROCESS SIMULATIONS. PART II: A MULTI-FACTOR DESIGN OF EXPERIMENTS APPROACH". JOURNAL OF INJECTION MOLDING TECHNOLOGY, 1998. VOL. 2 (4).
- [26]. WICKMAN, J.L.; MCKIRAHAN, J.; BRENNER, M. "AN INJECTION MOLDING TRAINING SOFTWARE PACKAGE ADDRESSES DESIGN OF EXPERIMENTS (DOE)". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 1998. VOL. 44.
- [27]. BENDELL, A.; DISNEY, J. ET AL. "TAGUCHI METHODS: APPLICATIONS IN WORLD INDUSTRY". IFS, 1989. PP. 295 – 311.
- [28]. CHANG, T.C.; FAISON, E. "OPTIMIZATION OF WELD LINE QUALITY IN INJECTION MOLDING USING AN EXPERIMENTAL DESIGN APPROACH". JOURNAL OF INJECTION MOLDING TECHNOLOGY, 1999. VOL. 3 (2).
- [29]. WANG, T.J.; YOON, K. "EFFECT OF PROCESS CONDITIONS ON SHRINKAGE AND WARPAGE IN THE INJECTION MOLDING PROCESS". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 1999. VOL. 45.
- [30]. CHANG, T.C.; FAISON, E. "SHRINKAGE BEHAVIOR AND OPTIMIZATION OF INJECTION MOLDED PARTS STUDIED BY THE TAGUCHI METHOD". POLYMER ENGINEERING & SCIENCE, 2001. VOL. 41 (5).
- [31]. TURNG, L.; KHARBAS, H. "EFFECT OF PROCESS CONDITIONS ON THE WELD-LINE STRENGTH AND MICROSTRUCTURE OF MICROCELLULAR INJECTION MOLDED PARTS". POLYMER ENGINEERING & SCIENCE, 2003. VOL. 43 (1).

- 
- [32]. YEUNG, W.S.; LAU, H. "INJECTION MOULDING, 'C-MOLD' CAE PACKAGE, PROCESS PARAMETER DESIGN AND QUALITY FUNCTION DEPLOYMENT: A CASE STUDY OF INTELLIGENT MATERIALS PROCESSING". JOURNAL OF MATERIALS PROCESSING TECHNOLOGY, 1997. VOL. 63 (1-3).
- [33]. HUANG, M.C.; TAI, C.C. "THE EFFECTIVE FACTORS IN THE WARPAGE PROBLEM OF AN INJECTION-MOLDED PART WITH A THIN SHELL FEATURE". JOURNAL OF MATERIALS PROCESSING TECHNOLOGY, 2001. VOL. 110.
- [34]. LAU, H.C.W.; WONG, T.T.; PUN, K.F. "NEURAL-FUZZY MODELLING OF PLASTIC INJECTION MOLDING MACHINE FOR INTELLIGENT CONTROL". EXPERT SYSTEMS WITH APPLICATIONS, 1999. VOL. 17.
- [35]. KIM, J.G.; SHIN, I.H.; HAN, W.H.; LEE, J.W. "INJECTION MOLDED PART QUALITY PREDICTION USING A NEW METHOD ANALYSIS". JOURNAL OF INJECTION MOLDING TECHNOLOGY, 2000. VOL. 4 (4).
- [36]. FARA, D.A.; RAWABDEH, I.; ABU-AL-NADI, D. "NEURAL NETWORK CONTROL FOR CAVITY PRESSURE DURING FILLING AND PACKING STAGES OF THE THERMOPLASTICS INJECTION MOLDING PROCESS". JOURNAL OF INJECTION MOLDING TECHNOLOGY, 2001. VOL. 5 (2).
- [37]. LAU, H.C.W.; NING, A.; PUN, K.F.; CHIN, K.S. "NEURAL NETWORKS FOR THE DIMENSIONAL CONTROL OF MOLDED PARTS BASED ON A REVERSE PROCESS MODEL". JOURNAL OF MATERIALS PROCESSING TECHNOLOGY, 2001. VOL. 117.
- [38]. MIN, B.H.; SHIN, B.C. "A STUDY ON VOLUMETRIC SHRINKAGE OF INJECTION MOLDED PARTS BASED ON NEURAL NETWORKS". JOURNAL OF INJECTION MOLDING TECHNOLOGY, 2001. VOL. 5 (4).
- [39]. LOTTI, C.; UEKI, M.M.; BRETAS, R.E.S. "PREDICTION OF THE SHRINKAGE OF INJECTION MOLDED IPP PLAQUES USING ARTIFICIAL NEURAL NETWORKS". JOURNAL OF INJECTION MOLDING TECHNOLOGY, 2002. VOL. 6 (3).
- [40]. SEAMAN, C.M.; DESROCHERS, A.A.; LIST, G.F. "A MULTIOBJECTIVE OPTIMIZATION APPROACH TO QUALITY CONTROL WITH APPLICATION TO PLASTIC INJECTION MOLDING". IEEE TRANSACTIONS ON SYSTEMS, MAN AND CYBERNETICS, 1993. VOL. 23 (2).
- [41]. YAO, D.; KIM, B.; CHOI, J. BROWN, R. "OPTIMIZING INJECTION MOLDING TOWARDS MULTIPLE QUALITY AND COST ISSUES". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 2000. VOL. 46.
- [42]. BIKAS, A.; PANTELELIS, N.; KANARACHOS, A. "COMPUTATIONAL TOOLS FOR THE OPTIMAL DESIGN OF THE INJECTION MOULDING PROCESS". JOURNAL OF MATERIALS PROCESSING TECHNOLOGY, 2002. VOL. 122.
- [43]. LIANG, J.M.; WANG, P.J. "MULTI-OBJECTIVE OPTIMIZATION SCHEME FOR QUALITY CONTROL IN INJECTION MOLDING". JOURNAL OF INJECTION MOLDING TECHNOLOGY, 2002. VOL. 6 (4).
- [44]. LARSSON, H.; BERTILSSON, H. "UPGRADING OF RECYCLED ABS: BLENDS WITH POLYCARBONATE". POLYMER RECYCLING, 1995. VOL. 1 (4).
- [45]. POSLINKY, A.J. "EFFECTS OF SMALL CHANGES IN THE MELT VISCOSITY ON THE FILLING AND PACKING STAGES OF INJECTION MOLDING". JOURNAL OF INJECTION MOLDING TECHNOLOGY, 1997. VOL. 1 (1).
- [46]. SELDEN, R. "THIN WALL MOLDING OF ENGINEERING PLASTICS. A LITERATURE SURVEY". JOURNAL OF INJECTION MOLDING TECHNOLOGY, 2000. VOL. 4 (4).
- [47]. WILLIAMS, M.L.; LANDEL, R.F.; FERRY, J.D. "THE TEMPERATURE DEPENDENCE OF RELAXATION MECHANISM IN AMORPHOUS POLYMERS AND OTHER GLASS-FORMING LIQUIDS". JOURNAL OF THE AMERICAN CHEMICAL SOCIETY, 1955. VOL. 77.
- [48]. SPEIGHT, R.G.; MONRO, A.J.; KHASSAPOV, A. "BENEFITS OF VELOCITY PHASE PROFILES FOR INJECTION MOLDING". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 1998. VOL. 44.
-

- [49]. GUIMOND, C.N.; SIMAS, R. "THE EFFECTS OF CAVITY PRESSURE TRANSDUCERS ON THE OVERALL PERFORMANCE OF A MULTI-CAVITY HOT RUNNER INJECTION MOLD". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 2001. VOL. 47.
- [50]. BEAUMONT, J.; RALSTON, J.; SHUTTLEWORTH, A. "TROUBLESHOOTING TO CAVITY VARIATIONS IN MULTICAVITY INJECTION MOLDS". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 1999. VOL. 45.
- [51]. REIFSCHNEIDER, L.G. "ACCURACY OF DESKTOP INJECTION MOLDING SIMULATION FOR PART DESIGN". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 2001. VOL. 47.
- [52]. EGUIAZABAL, J.I.; NAZABAL, J. "REPROCESSING POLYCARBONATE/ACRILONITRILE-BUTADIENE-STYRENE BLENDS: INFLUENCE ON PHYSICAL PROPERTIES". POLYMER ENGINEERING & SCIENCE, 1990. VOL. 30 (9).
- [53]. KORESAWA, H.; SAKASHITA, M.; SUZUKI, H. "AUTOMATIC DESIGN PARTING LINE ON INJECTION MOLD". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 2001. VOL. 47.
- [54]. SCHICKLINE, A.; SCHMIDT, J. "PRACTITIONER TRAINING PROGRAM FOR TROUBLESHOOTING INJECTION MOLDED PART DEFECTS". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 2000. VOL. 46.
- [55]. SHANOR, M.; SWANTNER, D.; BAIRD, D.T. "PRACTITIONER TRAINING PROGRAM FOR TROUBLESHOOTING INJECTION MOLDED PART DEFECTS". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 2000. VOL. 46.
- [56]. BLOOM, D.; GORMAN, C. "PRACTITIONER TRAINING PROGRAM FOR TROUBLESHOOTING INJECTION MOLDED PART DEFECTS". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 2000. VOL. 46.
- [57]. LACRAMPE, M.F.; PABIOT, J. "DEFECTS IN SURFACE APPEARANCE OF INJECTION MOLDED THERMOPLASTICS PARTS – A REVIEW OF SOME PROBLEMS IN SURFACE GLOSS DISTRIBUTION" JOURNAL OF INJECTION MOLDING TECHNOLOGY, 2000. VOL. 4 (4).
- [58]. TREDoux, L.; SATOH, I.; KUROSAKI, Y. "INVESTIGATION OF WAVELIKE FLOW MARKS IN INJECTION MOLDING: A NEW HYPOTHESIS FOR THE GENERATION MECHANISM". POLYMER ENGINEERING & SCIENCE, 2000. VOL. 40 (10).
- [59]. SANJEEVA, N.; KAGAN, V.; BRAY, R. "EFFECT OF MELT TEMPERATURE AND SKIN CORE MORPHOLOGY ON THE MECHANICAL PERFORMANCE OF NYLON 6". POLYMER ENGINEERING & SCIENCE, 2002. VOL. 42 (5).
- [60]. SELDEN, R. "EFFECT OF PROCESSING ON WELD LINE STRENGTH IN FIVE THERMOPLASTICS". POLYMER ENGINEERING & SCIENCE, 1997. VOL. 37 (1).
- [61]. MIELEWSKI, D.F.; BAUER, D.R.; SCHMITZ, P.J.; VAN OENOE, H. "WELD LINE MORPHOLOGY OF INJECTION MOLDED POLYPROPYLENE" POLYMER ENGINEERING & SCIENCE, 1998. VOL. 38 (12).
- [62]. CHUN, D.H. "CAVITY FILLING ANALYSES OF INJECTION MOLDING SIMULATION: BUBBLE AND WELD LINE FORMATION". JOURNAL OF MATERIALS PROCESSING TECHNOLOGY, 1999. VOL. 89-90.
- [63]. KOSTER, R. "USEFULNESS OF NUMERICAL INJECTION MOLDING SIMULATION RESULTS FOR PREDICTION OF MECHANICAL BEHAVIOR OF PLASTICS COMPONENTS". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 2002. VOL. 48.
- [64]. KAMAL, M.R.; LAI-FOOK, R.A.; HERNANDEZ –AGUILAR, J.R. "RESIDUAL THERMAL STRESSES IN MOLDINGS OF THERMOPLASTICS: A THEORETICAL AND EXPERIMENTAL STUDY". POLYMER ENGINEERING & SCIENCE, 2002. VOL. 42 (5).
- [65]. KANSAL, G.; RAO, P.N.; ATREYA, S.K. "STUDY: TEMPERATURE AND RESIDUAL STRESS IN AN INJECTION MOULDED GEAR". JOURNAL OF MATERIALS PROCESSING TECHNOLOGY, 2001. VOL. 108.
- [66]. ZÖLLNER, O. "THE FUNDAMENTALS OF SHRINKAGE OF THERMOPLASTICS" BAYER A.T.I. 1120E.2001.



- 
- [67]. WANG, T.J.; YOON, C.K. "EFFECTS OF PROCESS CONDITIONS ON SHRINKAGE AND WARPAGE IN INJECTION MOLDING PROCESS". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 1999. VOL. 45.
- [68]. MIN, B.H. "A STUDY ON QUALITY MONITORING OF INJECTION MOLDED PARTS". JOURNAL OF MATERIALS PROCESSING TECHNOLOGY, 2003. VOL. 136.
- [69]. MCMEANS, M.; BOGDANSKI, B.; BOGDANSKI, P. "WARPAGE INDEX FOR MOLD DESIGNERS AND CAE ANALYSIS". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 2001. VOL. 47.
- [70]. HUANG, M.; TAI, CH. "THE EFFECTIVE FACTORS IN THE WARPAGE PROBLEM OF AN INJECTION MOLDED PART WITH A THIN SHELL FEATURE". JOURNAL OF MATERIALS PROCESSING TECHNOLOGY, 2001. VOL. 110.
- [71]. FAGADE, A.A.; KAZMER, D.O. "EARLY COST ESTIMATION FOR INJECTION MOLDED COMPONENTS". JOURNAL OF INJECTION MOLDING TECHNOLOGY, 2000. VOL. 4 (3).
- [72]. ROSER, C.; KAZMER, D. "DEFECT COST ANALYSIS". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 1999. VOL. 45.
- [73]. BERNHARDT, A.; VETTOR, D. "ADVANCED COOLING SYSTEM FOR CLOSURE MOLDS". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 1999. VOL. 45.
- [74]. ZAGAROLA, S.W. "DESIGNING PET PREFORM INJECTION MOLDING PROCESSES FOR THE LIGHTEST PRACTICAL WEIGHT OFFERS OPPORTUNITIES FOR IMPROVES PRODUCTIVITY AND QUALITY". SPE ANTEC TECHNICAL PAPERS, 1998. VOL. 44.

## 2. MONOGRAFÍAS.

- [I]. NEUMAN, R.C. "EXPERIMENTAL STRATEGIES FOR POLYMER SCIENTISTS AND PLASTICS ENGINEERS". CARL HANSER VERLAG, 1997.
- [II]. BRANDRUP, J.; BITTNER, M.; MICHAELI, W.; MENGES, G. "RECYCLING AND RECOVERY OF PLASTICS". CARL HANSER VERLAG, 1996.
- [III]. POTSCH, G.; MICHAELI, W. "INJECTION MOLDING: AN INTRODUCTION". CARL HANSER VERLAG, 1995.
- [IV]. KENNEDY, P. "FLOW ANALYSIS OF INJECTION MOLDS". CARL HANSER VERLAG, 1995.
- [V]. OSSWALD, T.A.; MENGES, G. "MATERIALS SCIENCE OF POLYMERS FOR ENGINEERS". CARL HANSER VERLAG, 1995.
- [VI]. ROHN, C.L. "ANALYTICAL POLYMER RHEOLOGY. STRUCTURE-PROCESSING-PROPERTY RELATIONSHIP". CARL HANSER VERLAG, 1995.
- [VII]. BELOFSKY, H. "PLASTICS: PRODUCT DESIGN AND PROCESS ENGINEERING". CARL HANSER VERLAG, 1995.
- [VIII]. HELLERICH, W.; HARSCH, G.; HAENLE, S. "GUÍA DE MATERIALES PLÁSTICOS. PROPIEDADES, ENSAYOS, PARÁMETROS". HANSER EDITORIAL, 1992.
- [IX]. CHARRIER, J.M. "POLYMERIC MATERIALS AND PROCESSING: PLASTICS, ELASTOMERS AND COMPOSITES". CARL HANSER VERLAG, 1990.
- [X]. BENDELL, A; DISNEY, J. ET AL. "TAGUCHI METHODS: APPLICATIONS IN WORLD INDUSTRY". IFS, 1989.
- [XI]. TUCKER III, C.L. "FUNDAMENTALS OF COMPUTER MODELING FOR POLYMER PROCESSING". CARL HANSER VERLAG, 1989.

- [XII]. ADVANCED CAE TECHNOLOGY, INC. "C-MOLD REFERENCE MANUAL". ADVANCED CAE TECHNOLOGY, INC., 1997.
- [XIII]. ROMERO, C. "TEORÍA DE LA DECISIÓN MULTICRITERIO: CONCEPTOS, TÉCNICAS Y APLICACIONES". ALIANZA EDITORIAL, 1993.
- [XIV]. MENGES, G.; MOHREN, P. "HOW TO MAKE INJECTION MOLDS". CARL HANSER VERLAG, 1993.
- [XV]. SEGUÍ, J. "ESTUDIO PARA LA ASIGNACIÓN DE VARIABLES EN EL PROCESO DE MOLDEO POR INYECCIÓN DE MATERIALES POLIMÉRICOS: CRITERIOS DE SELECCIÓN, ESTRATEGIAS Y MODELO DE ASIGNACIÓN". TESIS DOCTORAL, 2003.
- [XVI]. BALART, R. "INVESTIGACIÓN DEL SISTEMA ABS/PC A PARTIR DE MATERIAL RECICLADO PROCEDENTE DEL SECTOR ELÉCTRICO Y ELECTRÓNICO. CARACTERIZACIÓN Y OPTIMIZACIÓN DE MEZCLAS INDUSTRIALES.". TESIS DOCTORAL, 2003.



