



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA DE MEXICO

2
00579 2ej

MODELADO UNIDIMENSIONAL NO-ISOTERMICO
DEL PROCESO DE FUSION EN EXTRUSORES
PLASTIFICANTES

T E S I S
Para Obtener el Grado en la
MAESTRIA EN INGENIERIA QUIMICA
(PROCESOS)

Presentada Por
FERMIN PEREZ GUEVARA

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN



Universidad Nacional
Autónoma de México



UNAM – Dirección General de Bibliotecas Tesis Digitales Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS © PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

Todo el material contenido en esta tesis está protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

RESUMEN

A partir de los balances de materia y energía se propone un nuevo modelo para el proceso de fusión en un extrusor plastificante. El modelo obtenido es capaz de proveer información relativa a las distribuciones de presión, de la cantidad de sólido presente y del flujo de polímero fundido.

El modelo unidimensional considera el polímero fundido como un fluido no-newtoniano puramente viscoso mediante el modelo de ley de la potencia.

La simulación del modelo con extrusores de características geométricas diferentes permite establecer las condiciones de procesabilidad de un material dado, así como las condiciones de operación del conjunto máquina-husillo.

Los resultados tanto numéricos como experimentales establecen un nivel de confianza aceptable, hecho que tiende a corroborarse con la información similar reportada. Es importante remarcar que un modelo unidimensional de estas características resulta muy satisfactorio, ya que el proceso real involucra flujos helicoidales viscoelásticos no isotérmicos, tanto en presencia de dos fases (i.e. sólido-líquido) como de una fase (polímero fundido), en un canal helicoidal de dimensiones variables.

La experimentación se llevó a cabo en un extrusor plastificante de dimensiones propias de un pequeño proceso industrial, cuyo husillo tiene una variación lineal de la profundidad del canal y tres zonas con ángulos de álabe diferentes. Es necesario hacer notar que aunque este husillo fue diseñado para procesar polietileno de alta densidad, los resultados de la simulación y la experimentación usando poliestireno son una indicación de que el modelo propuesto seguramente tiene un carácter más general.

INDICE

Capitulo		
I	Introducción.	5
	I.1 Generalidades	5
	I.2 Revisión Bibliográfica	9
	I.3 Objetivos	21
II	Desarrollo teórico.	22
	II.1 Consideraciones generales	22
	II.2 Ecuaciones de flujo para el extrusor	32
III	Desarrollo experimental.	41
	III.1 Equipo de extrusión	41
	III.2 Instrumentación	42
	III.3 Viscosidad y propiedades del polímero	43
	III.4 Procedimiento experimental	45
IV	Resultados experimentales.	47
V	Resultados teóricos.	53
	V.1 A partir de los datos experimentales	53
	V.2 Simulación	63
VI	Conclusiones y recomendaciones.	94
VII	Apéndices.	
	1 Nomenclatura	97
	2 Modelo de ley de potencia	101
	3 Flujo de polímero fundido	123
	4 Características del modelo programado	131
	(i) Listado del programa	135
	(ii) Listado de resultados (ej.)	163
VIII	Bibliografía.	167

CAPITULO I INTRODUCCION

1.1 GENERALIDADES:

El procesamiento de polimeros constituye hoy en día, una de las actividades de mayor interes. Su acelerado crecimiento ha motivado su gran importancia en el ámbito industrial y económico.

Esto se debe a que día a día desarrolla nuevas materias primas que son utilizadas tanto para sustituir materiales tradicionales como para fabricar nuevos articulos útiles y más baratos.

Dentro de esta area, la extrusión es plastificante la operación unitaria más importante ^{del}, dado que una inmensa mayoría de los materiales poliméricos termoplásticos pasan al menos una vez a través de un extrusor plastificante antes de constituir un producto terminado.

El objetivo de esta operación es generar polimero fundido a alta temperatura y presión a partir del material sólido alimentado.

A fin de iniciar el analisis, consideremos el funcionamiento de un extrusor plastificante, cuyo esquema se muestra en la fig 1.1.

El material polimerico se introduce al extrusor en estado sólido (ya sea como polvo, pastillas, etc.) a través de la tolva de manera que por gravedad el material alcanza la garganta de alimentación. De aquí en adelante, el material es transportado por el tornillo que gira dentro del barril, que a su vez es calentado exteriormente.

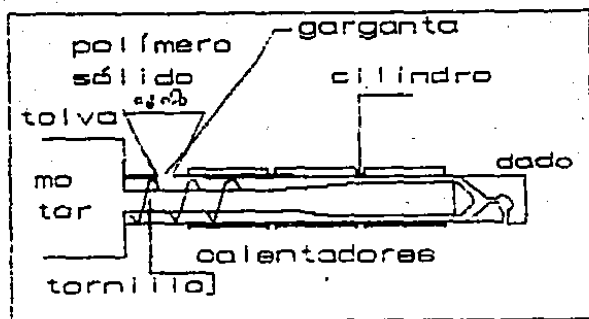


Fig 1.1 Esquema de un extrusor plastificante

Los calentadores proveen energía térmica que ayuda a fundir el polímero sólido alimentado mediante el calor conducido a través de la pared cilíndrica del barril.

La otra parte de la energía requerida para la fusión del material se obtiene de la disipación viscosa que ocurre al fluir el material fundido, ya que los materiales de este tipo tienen viscosidades muy elevadas (i.e. la viscosidad del polietileno de alta densidad - HDPE - fundido, a una temperatura de 170°C es de alrededor de 9×10^5 poises.).

Una vez fundido, el material es bombeado a través del dado que se encuentra colocado al final del extrusor. Este dado es el que le imparte al polímero la forma deseada (tubería, perfil, película, etc.).

De esta descripción podemos observar que el extrusor consta de 3 secciones, a saber: (i) la que sirve para transportar el material sólido, (ii) la sección donde tiene lugar la fusión, y

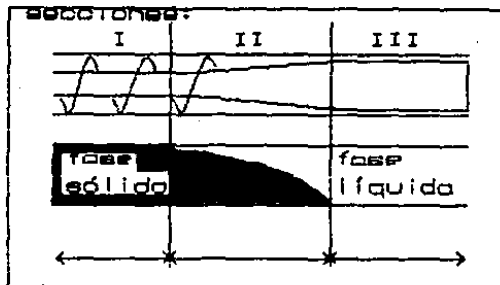


Fig 1.2 fases presentes en el extrusor

que se caracteriza por la coexistencia de polímero fundido y sólido y (iii) la sección llamada de dosificación, en la que el polímero fundido es bombeado hacia la entrada del dado.

La fig 1.2 muestra estas secciones, según las fases presentes en la dirección axial del extrusor .

A pesar de que el proceso de extrusión ha sido ampliamente estudiado en la literatura técnica, no se dispone aún de un modelo matemático satisfactorio, capaz de predecir sus características de operación de los extrusores debido a la complejidad propia del mismo , que implica el flujo helicoidal de un material viscoelástico en presencia de 2 fases a través de un canal helicoidal de dimensiones variables.

Esto explica el por qué , a pesar de los esfuerzos aplicados en este sentido, no se ha obtenido un modelo racional capaz de involucrar los principales factores que afectan el proceso sin que éste alcance un grado de complejidad que impida su solución , aun numérica. Así, diferentes modelos proporcionan resultados teóricos (6,8,9,10,18,19,21) que muchas veces difieren sustancialmente de los resultados experimentales.

Entre otros resultados experimentales se ha encontrado que con frecuencia, es la zona de fusión la de mayor extensión^(2.6.9.10) de manera que suele controlar el comportamiento global del extrusor , influyendo considerablemente en :

- la producción del extrusor (cantidad de material procesado).
- la potencia requerida.
- la presión desarrollada.
- la calidad del producto (extrudado), etc.

Además de la importancia que tiene el poder evaluar estas cantidades en la fase de diseño, en la práctica industrial es frecuente el uso de un mismo extrusor para procesar diferentes materiales, o un mismo material con diferentes calidades. Estos cambios de material deben realizarse con mucho cuidado ya que alteran considerablemente el comportamiento del extrusor ocasionando que el proceso pueda quedar fuera de control y/o que el procesamiento no sea satisfactorio, al no permitir la obtención del producto procesado bajo las condiciones requeridas de calidad o cantidad.

Por esto es deseable contar con un modelo que, aunque sea en forma cualitativa, permita predecir las condiciones óptimas de operación , y es la zona de fusión la que define en gran parte las características del modelo.

I. a REVISION BIBLIOGRAFICA .

Entre los modelos propuestos para describir el proceso de fusión en extrusores plastificantes que han sido reportados en la literatura técnica, se pueden encontrar puramente empíricos, así como aquellos basados en las leyes generales de conservación. El modelo para el proceso global de extrusión, que involucre las 3 secciones descritas anteriormente, es aún un proyecto.

La segunda clase de modelos, desarrollados a mediados de los 60's están basados en los trabajos experimentales pioneros de Maddock^(2,6,9,10,12,19,21) que permitieron establecer el mecanismo de fusión esquematizado en las siguientes figuras. En la fig. 1.3 se puede observar en un corte axial del espaciamiento entre el barril y el tornillo la presencia de polímero fundido y sólido, de manera que desenrollando este canal, y expresándolo en coordenadas rectangulares se obtiene el esquema mostrado en la fig. 1.4.

Trabajos experimentales posteriores^(3,4,19,17,20) permitieron con ligeras variantes corroborar este mecanismo. Por esta razón prácticamente todos los análisis teóricos se han realizado partiendo de él.

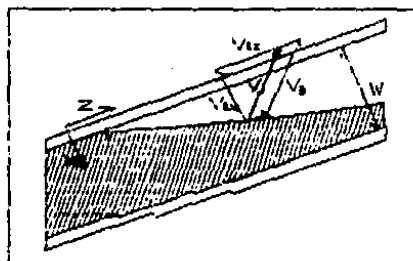
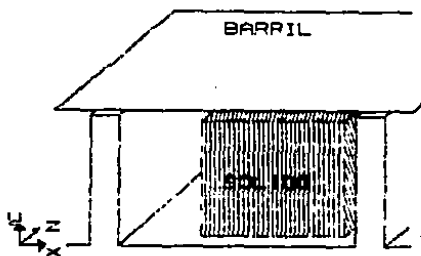
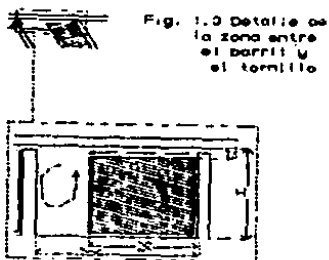
El mecanismo de fusión de Maddock supone, en primer lugar, que el canal del tornillo puede desenrollarse (fig 1.3) y describirse en un sistema de coordenadas cartesiano (fig 1.4), donde el polímero sólido es transportado debido a la acción giratoria del tornillo formando una cama sólida en el canal rectangular del tornillo. La altura del canal es representada por H, y su anchura por W. X representa la longitud, medida a lo ancho del canal que ocupa la cama sólida.

Al iniciarse la segunda sección del extrusor, el polímero se funde en la interfase entre la cama sólida y la pared metálica

del barril.

Como puede observarse en la fig 1.5 , el movimiento relativo del tornillo y el barril genera una fuerza de arrastre (en la dirección V_x) que ocasiona la formación de una poza de polimero fundido, al acumularse éste (por efecto de V_{wx}) en el lado anterior del ala del tornillo.

Esta fuerza de arrastre actua sobre la cama sólida C que se mueve con una velocidad V_{zx} , que a su vez arrastra las películas de polimero fundido que la rodean.



Velocidad relativa

La naturaleza del problema hace que su solución requiera numerosas suposiciones, que han dado origen a varios modelos (2,3,4,5,6,7,10,11,12,13,15,17,18,19,20,21). Lindt ha reportado un análisis crítico en base a estas suposiciones (6). La inmensa mayoría de los modelos reportados consideran un perfil de tornillo como el esquematizado en las fig. 1.1 y 1.2, es decir, que consiste en una primera zona en que la altura del canal $-H-$ es constante; una segunda zona en que la altura del tornillo disminuye linealmente en la dirección axial $'z'$, y una tercera en que H es nuevamente constante.

Entre los modelos propuestos destacan el primero, desarrollado a finales de los 60's por Z. Tadmor, y más recientemente (1985) el propuesto por Lindt.

El modelo de Tadmor (2) parte de la suposición de que la fusión tiene lugar predominantemente en la superficie de la cama sólida adyacente a la pared del barril. La cama sólida se encuentra en contacto con la superficie del tornillo (fig. 1.6).

Como el espesor de la película de polímero fundido, δ , es muy pequeño comparado con la profundidad de la cama sólida ($H-\delta$), es posible considerar que la película está siempre confinada entre 2 placas paralelas infinitas. La placa superior se mueve a la velocidad del barril V_b y se encuentra a la temperatura del barril T_b , mientras que la placa inferior corresponde a la interfase polímero sólido-película, que se encuentra a la temperatura de fusión T_m y se mueve con una velocidad constante V_{az} . Cabe hacer notar que Tadmor no considera gradientes de presión en su análisis del flujo. El objetivo del modelo propuesto por Tadmor es encontrar una expresión que permita evaluar la longitud del tornillo requerida para fundir el material.

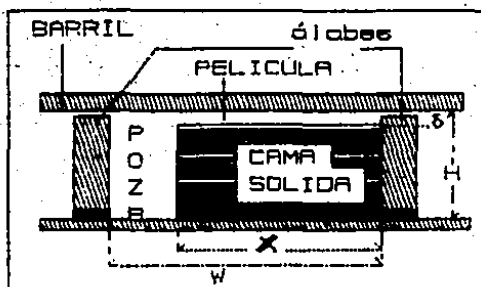


Fig 1.6

Modelo
de
Tadmor

Para alcanzar este objetivo, Tadmor plantea el balance de masa a lo largo del canal:

$$-\frac{d(HX)}{dz} = \frac{\omega}{\rho_s V_{ez}} \quad (1.1)$$

en la cual ω representa la rapidez de fusión cuyo valor es desconocido, pero esta en terminos de :

$$\omega = V_{ez} \rho_s X = \frac{1}{2} V_{ez} \rho_m \delta \quad (1.2)$$

donde V_{ez} representa la velocidad de la cama sólida en la dirección 'z', ρ_s la densidad del sólido, ρ_m la densidad del polímero fundido y V_{ez} la componente de la velocidad del barril en la dirección 'z'.

Tadmor plantea entonces el balance de materia en un incremento de longitud considerando un corte transversal del canal. La ecuación de movimiento en la película establece entonces que:

$$\frac{\partial^2 V_j}{\partial y^2} = 0 \quad (1.3)$$

donde V_j representa la velocidad en la dirección en que se mueve la película, que está definida por la diferencia vectorial de la velocidad del barril y de la velocidad de la cama sólida :

$$\vec{V}_j = \vec{V}_b - \vec{V}_{sz} \quad (1.4)$$

La solución de la ecuación 1.3 involucra entre sus condiciones de frontera el espesor de la película (δ) cuyo valor es desconocido.

Se requiere efectuar el balance de calor en la sección transversal del canal, que considera la ecuación de energía para la película :

$$k_m \frac{d^2 T}{dy^2} + \eta \left[\frac{\partial V_j}{\partial y} \right]^2 = 0 \quad (1.5)$$

y la transferencia de calor en la cama sólida. Para esta última Tadmor supone que se tiene un flujo de calor unidimensional en la dirección 'y' a través de una placa semiinfinita que se mueve con una velocidad constante V_{ey} . Se tiene entonces que :

$$\rho c_p V_{ey} \frac{dT}{dy} = k_s \frac{d^2 T}{dy^2} \quad (1.6)$$

De la solución del modelo se obtiene varios parámetros importantes:

- el número de Brinkman, que representa la razón entre el calor generado por disipación viscosa y el calor transferido por conducción, definido por :

$$Br = \frac{\eta V_j^2}{k_m (T_b - T_m)} \quad (1.7)$$

- proporcional a la rapidez de fusión, el parametro ϕ se define como :

$$\phi = \left[\frac{V_{max} \rho_m (k_m (T_b - T_m) + \frac{1}{2} \eta V_j^2)}{2 (C_p (T_b - T_m) + \lambda)} \right]^{1/2} \quad (1.8)$$

- la razón de la rapidez de fusión por unidad de longitud de canal a la rapidez de flujo másico de sólidos por unidad de profundidad del canal se representa por ψ , que se define:

$$\psi = \frac{Q W^{1/2}}{C_G \rho_m H_o} \quad (1.9)$$

El conjunto de ecuaciones anteriores constituye el modelo unidimensional de Tadmor .

Inicialmente el problema se resuelve considerando al polímero fundido como un fluido newtoniano e isotérmico, posteriormente se utiliza un fluido de ley de potencia con viscosidad dependiente de la temperatura, de acuerdo a las siguientes ecuaciones:

$$\tau_{yj} = - \eta \left[\frac{d V_j}{d y} \right] \quad (1.10)$$

$$\eta = m \left[\frac{d V_j}{d y} \right]^{n-1} \quad (1.11)$$

$$m = m_o \exp [a (T - T_m)] \quad (1.12)$$

Tadmor obtiene la solución tanto para canal de altura H constante, como suponiendo que esta altura presenta una disminución lineal en la dirección 'z' (zona de compresión).

Dicha solución establece que δ es proporcional a \sqrt{X} y que:

$$\omega = \phi \sqrt{X}$$

Los resultados obtenidos por Tadmor permiten evaluar la longitud de fusión, la potencia consumida por la fusión y la capacidad del extrusor.

Finalmente Tadmor analiza la influencia que tiene el claro que existe entre los álabes del tornillo y el barril, tomando en cuenta que su presencia modifica tanto el flujo hacia la poza como la temperatura promedio del fluido en la película. La comparación de las predicciones de este modelo con datos experimentales permite establecer que predice correctamente la forma y tendencia del perfil de la cama sólida. Sin embargo el modelo predice longitudes de fusión más grandes que las observadas. Asimismo, el modelo no es capaz de predecir el punto en que se inicia la fusión ni los efectos de la ruptura de la cama sólida o de las infiltraciones que pudieran existir del material fundido hacia el interior de la misma.

J. T. Lindt desarrolló otro modelo, partiendo del mecanismo de Maddock, y considerando las mismas suposiciones: estado estacionario, homogeneidad de fases y la aproximación de lubricación⁽³⁾.

Sin embargo Lindt argumenta que la cama sólida se encuentra entre 2 películas de fundido^(3,4) según se muestra en la fig 1.7. En oposición a Tadmor, Lindt afirma que el proceso de fusión en extrusores está caracterizado por un incremento en la velocidad de la cama sólida, altas temperaturas en la superficie del tornillo y gradientes de presión elevados.

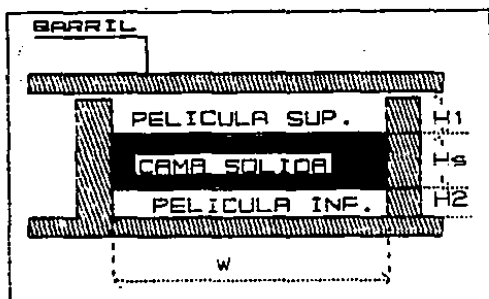


Fig 1.7 Modelo de Lindt

La presencia de estos gradientes de presión inducen una fuerza perpendicular que actúa sobre el sólido⁽⁹⁾. La magnitud de esta fuerza, que es la responsable de la formación de la poza, define el carácter de la circulación del polímero fundido.

Esto puede ocasionar que la poza de fundido no se forme, como Tadmor considera que sucede en su modelo (comparar las fig. 1.6 y 1.7).

Si los gradientes de presión son pequeños, o negativos, la fuerza que actúa sobre el sólido lo coloca en el alabe posterior del tornillo, permitiendo la formación de la poza (Modelo de Tadmor). Sin embargo, la presencia de gradientes de presión muy elevados ocasiona que la fuerza actúe sobre el sólido en la dirección contraria, pudiendo incluso empujar a la cama sólida contra el alabe anterior del tornillo.

En presencia de gradientes de presiones elevados, la cama sólida se encontraría en el centro del canal, lo que concuerda con ciertas observaciones experimentales.

Bajo las condiciones antes descritas, el modelo de Lindt requiere que los flujos en las películas cumplan:

$$\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{d \tau_{xy}}{dy} = 0 \quad (1.13)$$

$$\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{d \tau_{yz}}{dy} = 0 \quad (1.14)$$

y :

$$k_m \frac{d^2 T}{dy^2} - \tau_{xy} \frac{d V_x}{dy} - \tau_{yz} \frac{d V_z}{dy} = 0 \quad (1.15)$$

El fluido esta caracterizado por las siguientes ecuaciones:

$$\tau_{xy} = -m_0 e^{bCTn - T} I_2^{\frac{n-1}{2}} \quad (1.16)$$

$$\tau_{yz} = -m_0 e^{bCTn - T} I_2^{\frac{n-1}{2}} \quad (1.17)$$

donde I_2 representa el 2º invariante del tensor de rapidez de deformación :

$$I_2 = \left[\frac{d V_x}{dy} \right]^2 + \left[\frac{d V_z}{dy} \right]^2 \quad (1.18)$$

Para alcanzar una solución, Lindt hace varias suposiciones que simplifican el problema:

(i) el flujo transversal alrededor del solido es isobárico, es decir $\partial p / \partial x = 0$

(ii) el flujo en la película inferior es despreciable

$$\tau_{xy} = 0$$

(iii) el flujo de circulación cerrada con la película

superior también es despreciable $\tau_{xy_1} = \text{constante}$.

(v) el flujo a lo largo del canal no afecta el flujo transversal.

De la primera suposición se tiene que el gradiente de presión en la dirección 'x' es nulo, lo que origina un flujo de película inferior unidimensional. La cuarta suposición hace lo propio con el flujo de la película superior.

Además Lindt supone que :

v) el flujo comunicante (a través del claro) sólo es importante en tanto se relaciona con el régimen de flujo transversal, pero no altera ni el perfil de temperatura ni el de presión de la película superior.

Esto significa que el modelo resuelto por Lindt finalmente es muy semejante al de Tadmor (correspondiente al fluido de ley de potencia), ya que Lindt también considera la cama sólida como un sólido seminfinito en el análisis de transferencia de calor.

La suposición de 2 películas introduce como incógnitas adicionales: $H_1, H_2, \partial P_1 / \partial z, \partial P_2 / \partial z$.

Las 2 primeras se relacionan geométricamente, ya que:

$$H_1 W_1 + H_2 W_2 + H_3 W_3 = H W \quad (1.19)$$

mientras que las 2 últimas lo hacen a partir del balance de esfuerzos en la cama sólida:

$$\frac{\partial P_1}{\partial z} = \frac{\partial P_2}{\partial z} \quad (1.20)$$

Las ecuaciones 1.19 a 1.18 deben resolverse numéricamente para que las condiciones dadas por las ecuaciones 1.19 y 1.20 sean satisfechas.

Los resultados obtenidos por Lindt concuerdan con la evidencia experimental que presenta, pero que él mismo reconoce es escasa.

El modelo muestra una disminución prácticamente lineal del espesor del sólido H_1 en función de 'z', con un marcado cambio en la pendiente al pasar a la zona en que la altura del canal disminuye linealmente. Así mismo los valores de H_1 y H_2 son muy similares y su variación es lineal.

El perfil de presión reportado es parabólico y la disipación viscosa en la película superior es considerablemente mayor que en la película inferior.

Sin embargo, dado que el modelo parte de una película de tamaño fijo - dato obtenido experimentalmente - no puede predecir la longitud de fusión.

De hecho, la contribución del modelo es la consideración del perfil de presión a lo largo del extrusor y su concordancia con sus datos experimentales. En este sentido Lindt reporta la presencia de un máximo teórico en el perfil de presión ⁽⁶⁾, hecho que concuerda con sus resultados experimentales.

El trabajo de otros investigadores permite establecer algunas conclusiones parciales con respecto al modelado del proceso de extrusión. Se ha establecido, por ejemplo, que el concepto de cama sólida libremente deformable no da predicciones satisfactorias de los gradientes de presión ^(6,9) subestimándolos seriamente ⁽¹³⁾.

El análisis de los fenómenos que tienen lugar en la zona de transporte de sólidos es escaso. Solo se encuentra reportado un análisis de la transferencia de calor en la fusión de sólidos ⁽⁷⁾, y solo un modelo ⁽¹⁴⁾ se ha propuesto para esta zona. No hay reportados modelos que involucren las 3 zonas del extrusor.

También se puede encontrar un análisis del esfuerzo cortante en la interfase metal-polímero ⁽¹⁴⁾.

En conclusión, los modelos reportados no son capaces de predecir exactamente las características generales del proceso de fusión (longitud requerida, potencia consumida, presión

generada), aunque si proporcionan información cualitativa de éste para un sistema polímero extrusor determinado. El modelo de Tadmor, por ejemplo, a pesar de su simplicidad da valores aproximados de la longitud de fusión, la capacidad del extrusor y la potencia requerida. Con el modelo de Lindt no es posible calcular todas estas cantidades, y al igual que el de Tadmor, tiende a predecir valores de longitud de fusión mayores que los observados.

De hecho, aunque el modelo de Lindt es inicialmente muy complejo, las simplificaciones requeridas para obtener una solución generan prácticamente un modelo de Tadmor para cada una de las películas.

Es interesante observar que Tadmor no considera el flujo en la poza, y Lindt simplemente considera que esta no existe. Además, este último no considera la existencia de los flujos comunicantes que, a medida que la cama sólida disminuye y de acuerdo con el pronunciado perfil de presión considerado, deben afectar notablemente el proceso de fusión.

Aunque Lindt⁽⁹⁾ ha escrito que el modelo de fusión basado en el mecanismo de Maddock ha sido virtualmente completado, dada su general aceptación parece prometedor modificar el modelo de Tadmor en algunas de sus suposiciones.

Las suposiciones que deben mantenerse ya que han probado ser aceptables hasta la fecha son; mecanismo de fusión de Maddock, isotropía de las fases, estado estacionario, descripción del canal en coordenadas rectangulares, aproximación de lubricación, flujo totalmente desarrollado, sólido rígido y la aproximación de este a una placa semiinfinita en el análisis de transferencia de calor.

Sin embargo parece lógico pensar que la existencia de la poza y el flujo que en ella tiene lugar debe, de alguna manera, alterar la longitud de fusión, ya que deben satisfacerse condiciones de conservación no contempladas en los modelos

anteriormente propuestos.

En conclusión, no es posible afirmar que el modelo de Tadmor ha sido completado, por el contrario el análisis de la poza debe integrarse al modelado antes de proceder a intentar cualquier otra modificación.

1.3 OBJETIVOS

El análisis de la información disponible permite establecer los objetivos primarios de este trabajo como:

1) Incorporar al modelo de Tadmor la existencia del flujo en la poza.

2) Considerar el gradiente de presión en el modelado, en primera instancia unidimensionalmente.

3) Acoplar al modelo de fusión un modelo para la descripción de la zona de dosificación, a fin de tener una descripción, aunque parcial, mas completa del extrusor.

4) Resolver ambos modelos acoplados para obtener el comportamiento global del extrusor.

5) Contrastar contra resultados experimentales.

CAPITULO II

DESARROLLO TEORICO

11.1 CONSIDERACIONES GENERALES.

En base al modelo de Tadmor descrito anteriormente, el modelo desarrollado parte de suposiciones que idealizando el proceso, permiten su solución.

Considerando el mecanismo de fusión de Maddock válido (fig.2.1) la cama sólida (zona A) se supone libre de fundido, de manera que se forma una poza de fundido (zona B) en contacto con el alabe anterior, y películas de fundido que separan la cama sólida de la superficie del barril (zona C), la base del tornillo (zona D) y el alabe posterior (zona E).

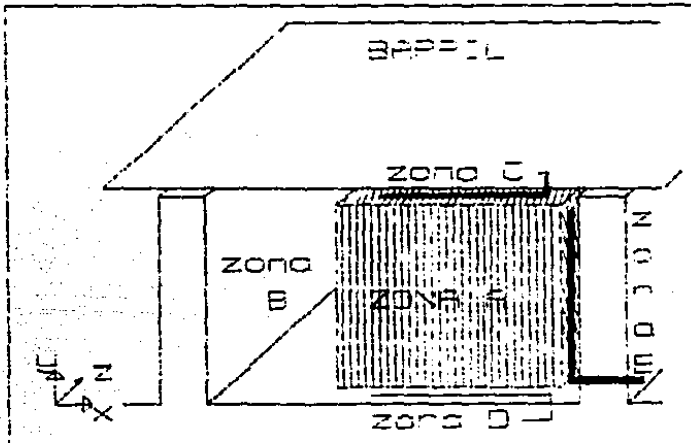


Fig 2.1 Modelo de Maddock

Se supone que esta configuración persiste a lo largo de toda la zona de fusión, de manera que la cantidad de polímero sólido, representada por el área transversal de la zona A disminuye progresivamente a lo largo del extrusor, mientras que el polímero fundido tiende a acumularse en la poza.

Se supone que :

- el mecanismo de fusión de Maddock es estacionario y estable.

- la curvatura del canal no afecta apreciablemente el proceso.

- las interfaces sólido-líquido están completamente definidas y sus condiciones físicas determinadas.

- la cama sólida es homogénea e isotrópica.

- el polímero es puramente viscoso, y su viscosidad puede ser representada por el modelo de ley de potencia.

- el polímero tiene un punto de fusión definido.

- el flujo a través del claro es despreciable.

- la velocidad de la cama sólida es constante.

- la cama sólida se comporta como un sólido rígido.

- los flujos en todas las zonas están completamente desarrollados.

- los flujos en las zonas D y E son despreciables.

- la fusión tiene lugar totalmente en la interfase del sólido con la película superior (interfase A-C)

- las variables que caracterizan el proceso cambian en la dirección axial 'z', pero no en la dirección transversal 'x'. (modelo unidimensional).

Las fig. 2.2 a 2.6 permiten visualizar el modelo en lo general. Puede observarse que el canal tiene una altura definida H (fig. 2.2) y su ancho es W (fig. 2.3); el espesor de la película superior es representado por δ (fig. 2.4 y 2.6). ϵ representa la fracción de la anchura del canal ocupada por la cama sólida (figuras 2.3 y 2.5) .

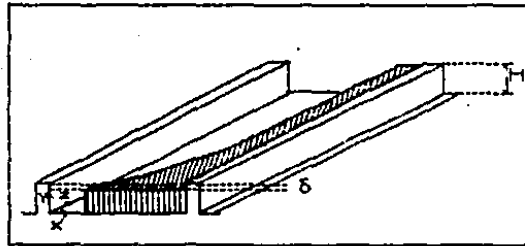


Fig 2.2 Modelo propuesto

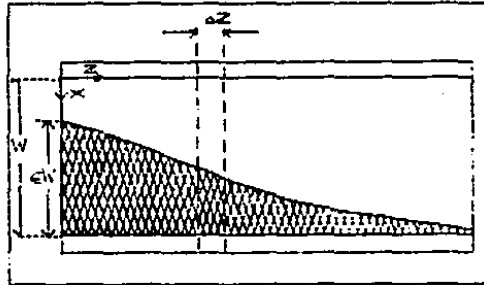


Fig 2.3 Vista superior

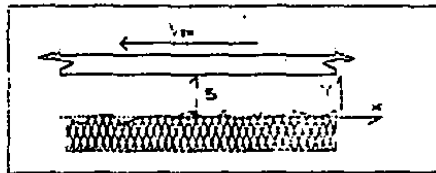


Fig 2.4 Detalle de la zona C
Perforada de fundido

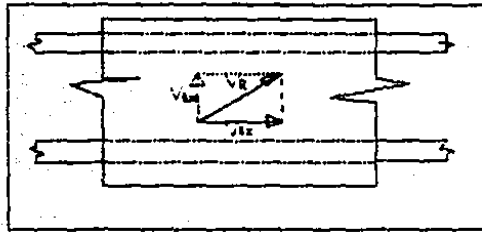
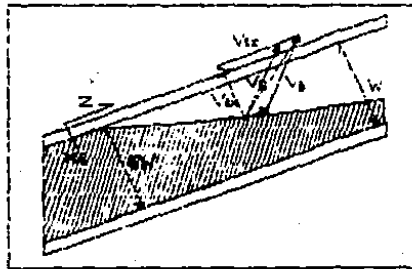


Fig 2.5 Descomposición de la velocidad del barril



Vista superior

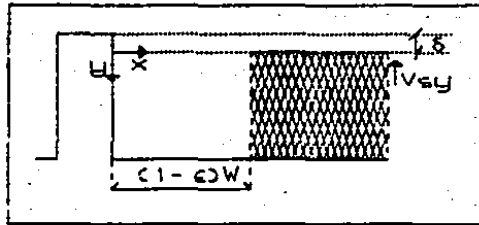


Fig 2.6 Detalle de la zona B
Pozo de fundido

La velocidad relativa del barril con respecto al tornillo es representada por sus componentes en la dirección axial v_{sz} y en la dirección transversal v_{sx} (fig. 2.5).

El uso de las leyes de conservación permite plantear :

D Balance de masa para el flujo de sólidos en la cama
(zona A)

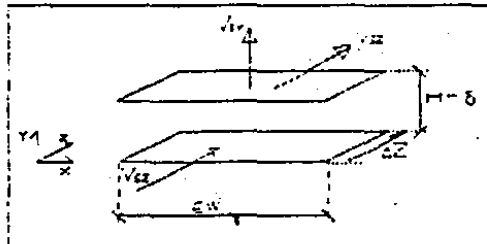


Fig 2.7 Balance de masa en
la cama de sólidos

Considerando la fig 2.7. el balance establece que:

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{rapidez de} \\ \text{entrada de} \\ \text{solidos} \\ \text{en } z \end{array} \right\} - \left\{ \begin{array}{l} \text{rapidez de} \\ \text{salida de} \\ \text{solidos} \\ \text{en } z+\Delta z \end{array} \right\} - \left\{ \begin{array}{l} \text{rapidez de salida} \\ \text{de solido fundido} \\ \text{en la interfase} \\ \text{solido-liquido} \\ \text{en } H-\delta \end{array} \right\} = 0$$

$$\rho_s V_{sz} W (H-\delta) c \Big|_z - \rho_s V_{sz} W (H-\delta) c \Big|_{z+\Delta z} - r c W \Delta z = 0$$

donde r es la rapidez de fusión por unidad de área interfacial.

Al obtener el límite cuando $\Delta z \rightarrow 0$:

$$- \frac{d(C(H-\delta)c)}{dz} - \frac{r c}{\rho_s V_{sz}} = 0 \quad (2.1)$$

o:

$$- \frac{d(C(H-\delta)c)}{dz} + \frac{d(\delta c)}{dz} - \frac{r c}{\rho_s V_{sz}} = 0 \quad (2.1.a)$$

2) Balance de masa para el flujo de fundido en la película.
(zona C)

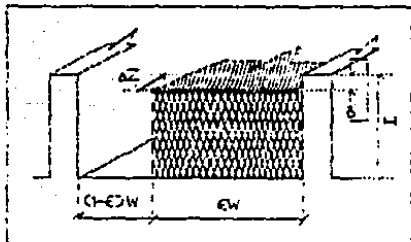


Fig 2.8 Detalle de la zona C

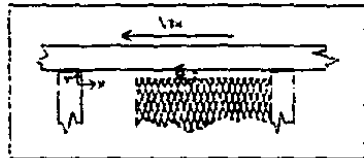


Fig 2.9 Detalle del plano x-y -zona C- (película)

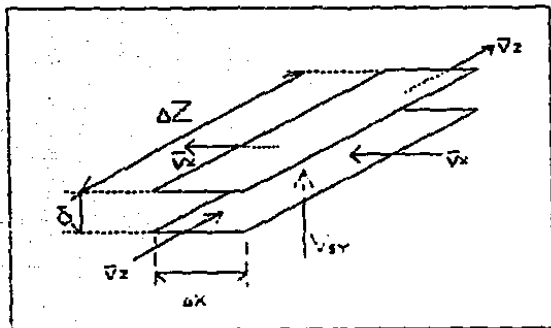


Fig 2.10 Balance de masa en la película

Con referencia a la fig. 2.10, se pueden identificar las siguientes cantidades:

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{rapidez neta de entrada} \\ \text{de polímero fundido en} \\ \text{la dirección } z \end{array} \right\} = \rho m \bar{v}_z \delta \Delta x \Big|_x - \rho m \bar{v}_z \delta \Delta x \Big|_{x+\Delta x}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{rapidez neta de entrada} \\ \text{de polímero fundido} \\ \text{en la dirección } x \end{array} \right\} = \rho m \bar{v}_x \delta \Delta z \Big|_x - \rho m \bar{v}_x \delta \Delta z \Big|_{x+\Delta x}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{rapidez de entrada de} \\ \text{polímero recién fundido} \\ \text{en la interfase} \end{array} \right\} = \rho_e v_{sy} \Delta x \Delta z \Big|_y - \rho_e v_{sy} \Delta x \Delta z \Big|_{y+\Delta y}$$

$$x \text{ r } z \text{ W } \Delta z$$

De acuerdo con el modelo unidimensional propuesto la dependencia fuerte de las variables es con respecto a 'z' y no a 'x', en un plano de z constante las variables tienen prácticamente el mismo valor, por lo tanto: $\Delta x = zW$

y :

$$\rho_m \bar{V}_z \left[-\frac{d}{dz} (\delta \epsilon) \right] + \frac{\rho_m \bar{V}_x}{W} \delta + \rho_m \bar{V}_y \epsilon = 0 \quad (2.2)$$

Donde las velocidades promedio \bar{V}_x y \bar{V}_z estarán determinadas según el perfil de velocidades en la película, que a su vez es resultado del modelo usado para caracterizar la viscosidad del fluido.

3) Balance de calor en la interfase sólido-líquido.
(Interfase entre las zonas A-C)

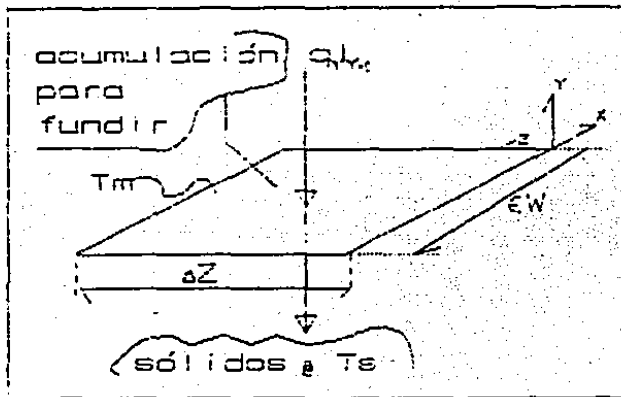


Fig 2.11 Balance de Calor
en la interfase
zonas A-C

Considerando la fig 2.11 , el balance de calor establece:

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{calor trans-} \\ \text{ferido por} \\ \text{conduccion} \\ \text{hacia la} \\ \text{interfase por} \\ \text{unidad de area} \\ \text{interfacial} \end{array} \right\} - \left\{ \begin{array}{l} \text{calor trans-} \\ \text{ferido por} \\ \text{conduccion} \\ \text{hacia la} \\ \text{interfase por} \\ \text{unidad de area} \\ \text{interfacial} \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{l} \text{calor latente} \\ \text{requerido en} \\ \text{la interfase} \\ \text{por unidad de} \\ \text{area interfacial} \\ \text{para la fusion} \\ \text{del material} \end{array} \right\}$$

$$- q_y|_{y=0} - \rho_s C_p V_{ey} (T_m - T_s) = r h_m$$

donde h_m es la entalpia especifica referida a T_m y:

$$- q_y|_{y=0} = k \left. \frac{dT}{dy} \right|_{y=0}$$

T representa la temperatura de la pelicula de fundido, cuyo perfil es función del modelo de fluido utilizado. Así pues, el balance de calor establece que:

$$k \left. \frac{dT}{dy} \right|_{y=0} - \rho_s C_p V_{ey} (T_m - T_s) = r h_m \quad (2.3)$$

4) Balance de masa en la poza de fundido.
(Zona B)

En base a la fig. 2.12, el balance de materia en la poza se puede expresar como:

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{incremento en la can-} \\ \text{tidad de polimero fun-} \\ \text{dido en el incremento} \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{l} \text{rapidez neta de entrada de} \\ \text{polimero fundido al} \\ \text{incremento en la direc. x} \end{array} \right\}$$

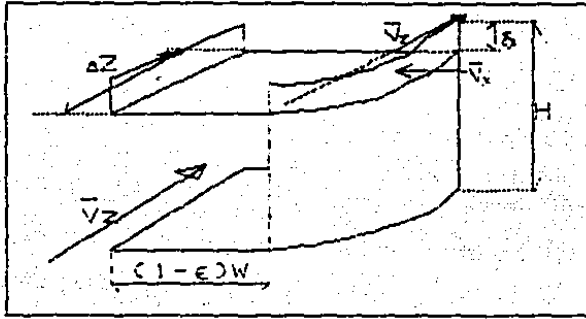


Fig 2.12 Balance en la poza

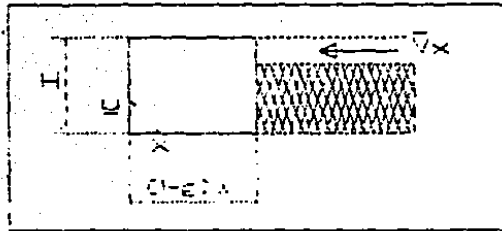


Fig 2.13 Esquema de la poza en el plano x-y

$$\rho_m \left\{ Q_z \Big|_z - Q_z \Big|_{z+\Delta z} \right\} = \left\{ Q_x \right\} \rho_m$$

$$-\frac{d Q_z}{d z} dz = Q_x \quad (2.4)$$

donde:

$$Q_x = \int_0^{(1-c)W} \int_0^M V_x \, dy \, dz \quad (2.5)$$

que también esta definida por el perfil de velocidades.

II.2 Ecuaciones de flujo para el extrusor.

El modelo propuesto está caracterizado por las siguientes ecuaciones. La nomenclatura usada se encuentra resumida en el apéndice 1.

El desarrollo del modelo se expone en el apéndice 2.

Cada zona del extrusor está caracterizada por las siguientes constantes:

$$u_k = \exp \left[\frac{s \, b_r}{2} (T_{0k} - T_m) \right] \quad (2.6)$$

$$A_k = \frac{1}{\alpha_k} \left[\frac{2 (\gamma^0)^n_k}{s \, b_r \, T^0 \, V_r^{n+1}} \right]^{s/s-1} \exp \left[\frac{s \, Br}{s-1} \psi \right] \quad (2.7)$$

donde $Br \, \psi_m = b_r (T_m - T^0)$

$$\sigma_k = \frac{s \, b_r \, \rho_m \, V_{0k}}{2 \, W_k \, k} [C_p (T_m - T_{0k}) + h_m] A_k^2 \alpha_k \quad (2.8)$$

$$\psi_k = \frac{H_i}{G} \sqrt{\frac{W_k \rho_m V_{\text{axk}} k}{2 b \gamma (C_{pe} C T_m - T_{sk}) + h m}} \quad (2.9)$$

donde:

$$W_k = \pi D \operatorname{sen}(\theta_k) - e$$

$$V_{\text{axk}} = \pi D N \cos(\theta_k)$$

$$V_{\text{rk}} = \pi D N \operatorname{sen}(\theta_k)$$

$$V_{\text{tk}} = \sqrt{(V_{\text{axk}} - V_{\text{az}})^2 + V_{\text{rk}}^2} \quad (2.10)$$

De manera que en cada zona se conocen θ_k , T_{sk} y W_k .

Para cada zona del extrusor, los valores anteriores permanecen constantes.

La presencia de dos fases está caracterizada a través del parámetro λ , que permite conocer las características del proceso de fusión según las siguientes ecuaciones:

$$c = R_0(\lambda) \quad (2.11)$$

$$\delta = R_1(\lambda) \quad (2.12)$$

$$H(\lambda) = H_{0k} \exp \left\{ \int_{\lambda_1}^{\lambda} F_N d\lambda \right\} = \quad (2.13)$$

$$Q_z(\lambda) = -\frac{V_{bx}}{2a} \int_{\lambda_1}^{\lambda} F_N R_s \exp \left[- \int_{\lambda_1}^{\lambda} F_N d\lambda \right] f d\lambda$$

(2.14)

$$\int_{P_0}^P dP = -\frac{\sigma V_{bx} \bar{\mu}}{a H_0 k} \int_{\lambda_1}^{\lambda} \frac{F_H}{HC(\lambda)} d\lambda$$

$$- \frac{\sigma V_{bx} \bar{\mu}}{CaH_0 \sigma^2 W} \int_{\lambda_1}^{\lambda} \frac{F_N Q_z(\lambda)}{(1-\epsilon) HC(\lambda)^2} d\lambda$$

(2.15)

Donde las funciones auxiliares de λ están definidas por las siguientes ecuaciones (sh λ representa el seno hiperbólico de λ y ch λ el coseno hiperbólico).

$$R_0 = \sigma \left[\frac{\alpha(\lambda \text{ ch}\lambda - \ln(\alpha) \text{sh}\lambda) - \lambda}{\text{sh}\lambda (\alpha \text{ ch}\lambda - 1)} \right]$$

$$* [2\alpha \text{ ch}\lambda - (1+\alpha)^2]^{(s+1)/(s-2)}$$

(2.16)

$$R_1 = \frac{\Psi}{a H_0 k} \sqrt{\frac{4 \sigma}{s a}} \left\{ \frac{\lambda + \alpha [\ln(\alpha) \operatorname{sh} \lambda - \lambda \operatorname{ch} \lambda]}{\operatorname{sh} \lambda} \right\}$$

$$= [2 \alpha \operatorname{ch} \lambda - (1 + \alpha^2)]^{s/(s-1)}$$

(2.17)

$$R_2 = \frac{\sigma [2 \alpha \operatorname{ch} \lambda - (1 + \alpha^2)]^{(s+1)/(s-1)}}{\{ \operatorname{sh} \lambda [\alpha \operatorname{ch} \lambda - 1] \}^2}$$

$$= \left\{ \alpha^2 \operatorname{sh} \lambda (\operatorname{ch}^2 \lambda + \ln(\alpha) \operatorname{sh}^2 \lambda) \right.$$

$$\left. - \alpha \lambda \operatorname{ch}^2 \lambda [\alpha \operatorname{ch} \lambda - 2] - \operatorname{ch} \lambda [\alpha \operatorname{sh} \lambda + \lambda] \right\}$$

$$+ \frac{2 \alpha \sigma (s+1) [\alpha (\lambda \operatorname{ch} \lambda - \ln(\alpha) \operatorname{sh} \lambda) - \lambda]}{(s+1) (\alpha \operatorname{ch} \lambda - 1)}$$

$$\left. = [2 \alpha \operatorname{ch} \lambda - (1 + \alpha^2)]^{2/(s-1)} \right\}$$

(2.18)

$$R_3 = \frac{\Lambda \lambda}{\operatorname{sh} \lambda} [2 \alpha \operatorname{ch} \lambda - (1 + \alpha^2)]^{s/(s-1)}$$

(2.19)

$$F_N = \frac{R_2}{R_0 + R_1}$$

(2.20)

$$f = -\frac{2}{\lambda} \left[\frac{\lambda + \alpha (\operatorname{sh} \lambda \ln(\alpha \omega) - \lambda \operatorname{ch} \lambda)}{2\alpha \operatorname{ch} \lambda - (1 + \alpha^2)} \right] \quad (2.21)$$

De manera que R_0 , R_1 , R_2 , F_N y f son adimensionales, mientras que R_3 está en cm.

En todo momento λ debe cumplir que:

$$\begin{aligned} F(\lambda) = \{ & \sigma [\alpha (\lambda \operatorname{ch} \lambda - \operatorname{sh} \lambda \ln(\alpha \omega)) - \lambda] \\ & \cdot \frac{1}{(2\alpha \operatorname{ch} \lambda - (1 + \alpha^2))^{(s+1)/(s-1)}} \\ & - \varepsilon \operatorname{sh} \lambda (\alpha \operatorname{ch} \lambda - 1) \} = 0 \end{aligned} \quad (2.22)$$

El valor final de λ , al término de la fusión ($z=0$) está dado por la raíz de la ec. anterior, que resulta ser :

$$\lambda_m = -\ln(\alpha \omega) \quad (2.23)$$

El valor de la viscosidad promedio $\bar{\mu}$, constituye uno de los puntos sometidos a discusión en este trabajo. En principio se supone que su valor puede ser encontrado mediante alguna "regla de mezclado" a partir de las viscosidades que caracterizan el flujo en la poza y el flujo en la película.

Para caracterizar la viscosidad de la película, consideramos su valor en el barril, dado por:

$$\eta_s = \eta^0 e^{-by} (T_s - T)$$

$$\mu = \left\{ \frac{V_r}{\gamma^0 \delta \operatorname{sh} \lambda (\operatorname{ch} \lambda + \operatorname{th} \lambda \operatorname{E} \operatorname{sh} \lambda)} \right\} \quad (2.24)$$

$$\text{donde } \text{thE} = \frac{1 - \alpha \text{ch}\lambda}{\alpha \text{sh}\lambda}$$

Para caracterizar el flujo (unidimensional) en la poza se hace uso de Ω , variable que permite establecer el tipo de flujo presente en esta zona. Ω esta definida por:

$$\Omega = \frac{Qz}{W V_{0z} H (1-c)} \quad (2.25)$$

tanto si hay 2 fases presentes como si sólo hay polímero fundido (en cuyo caso $c = 0$).

El valor de Ω define una constante de integración que es capaz de caracterizar el flujo del polímero fundido, de manera que, según se presenta en el apéndice 3:

Si: El flujo es caracterizado por:

$$0 < \Omega < 1/(s+1) \quad \zeta$$

$$1/(s+1) < \Omega < 1/2 \quad \eta$$

$$1/2 < \Omega < (s+1)/(s+2) \quad \kappa$$

Una vez concluida la fusión se tiene que:

$$\Delta P = 6 V_{0z} \int_{z_0}^z \frac{\mu_P}{H^2} dz - \frac{12 Qz}{W} \int_{z_0}^z \frac{\mu_P}{H^3} dz \quad (2.26)$$

Ambas integrales pueden ser expresadas en términos de la constante de integración que corresponda, según el valor que tome Ω en el intervalo de integración. De manera que a z_0 corresponde un valor de la constante C_0 (dado por el valor de Ω en z_0) y a z

(con un valor Ω) le corresponde un valor de la constante C.

Tanto μ_p , como H y dz pueden ser expresados en función de la constante C. las expresiones resultantes son :

Para $0 < \Omega < 1/(s+1) \rightarrow C = \zeta$ y:

$$\mu_p = \frac{A (s+1)}{B (1-2\Omega)} \left[\frac{V_{ax}}{H} \right]^{n-1} \left\{ \frac{[1-\zeta]^{s+1} - \zeta^{s+1}]^{1-n}}{[1-\zeta]^{s+1} - \zeta^{s+1}} \right\} \quad (2.27)$$

$$H = \frac{(s+2) Qz}{W V_{ax}} \left\{ \frac{[1-\zeta]^{s+1} - \zeta^{s+1}}{[1-\zeta]^{s+1} + \zeta^{s+2} - (s+2)\zeta^{s+1}} \right\} \quad (2.28)$$

$$dz = \frac{Qz (s+2)}{a H_0 V_{ax} W}$$

$$= \left\{ \frac{-(s+1) [(1-\zeta)^s - \zeta^s] [(1-\zeta)^{s-2} + \zeta^{s+2} - (s+2)\zeta^{s+1}]}{[1-\zeta]^{s+2} + \zeta^{s+2} - (s+2)\zeta^{s+1}} \right.$$

$$\left. \frac{(s+2) [(1-\zeta)^{s+1} - \zeta^{s+1}] [(1-\zeta)^{s+1} - \zeta^{s+1} + (s+1)\zeta^s]}{[1-\zeta]^{s+2} + \zeta^{s+2} - (s+2)\zeta^{s+1}} \right\} d\zeta$$

(2.29)

Para $1/(s+1) < \Omega < 1/2 \rightarrow C = M, M \in (0, \infty)$ y:

$$\mu_p = \frac{A(s+1)}{B(1-2\Omega)} \left[\frac{V_{Bz}}{H} \right]^{n-1} \frac{1}{M^{n-1}} \left\{ \frac{|(1+1/M)^{s+1} - 1|^{1-n}}{|(1+1/M)^{s+1} - 1|} \right\} \quad (2.30)$$

$$H = \frac{Q_s(s+2)}{V_{Bz} W M} \frac{[(1+1/M)^{s+1} - 1]}{[(1+1/M)^{s+2} - 1] - (s+2)/M} \quad (2.31)$$

$$dz = \frac{Q_s(s+2)}{a H_0 V_{Bz} W}$$

$$= \left\{ \frac{[(1+1/M)^{s+2} - 1 - (s+2)/M][1 - (s+1)(1+1/M)^s/M - (1+1/M)^{s+1}]}{M^2 [(1+1/M)^{s+2} - 1 - (s+2)/M]^2} + \frac{(s+2)/M [(1+1/M)^{s+1} - 1]^2}{[(1+1/M)^{s+2} - 1 - (s+2)/M]^2} \right\} dM \quad (2.32)$$

Para $1/2 < \Omega < (s+1)/(s+2) \rightarrow C = K, K \in (-\infty, -1)$

Haciendo el cambio de variable a $X = -K \rightarrow X \in (1, \infty)$ y:

$$\mu_p = \frac{A(s+1)^n}{B(1-2\Omega)} \left[\frac{V_{Bz}}{H} \right]^{n-1} \frac{1}{X^{n-1}} \frac{|(1-1/X)^{s+1} - 1|^{1-n}}{[(1-1/X)^{s+1} - 1]} \quad (2.33)$$

$$H = - \frac{Q_s(s+2)}{V_{Bz} W X} \frac{[(1-1/X)^{s+1} - 1]}{[(1-1/X)^{s+2} - 1] + (s+2)/X} \quad (2.34)$$

$$dz = - \frac{Qx (s+2)}{2 H_0 V_{max} W}$$

$$= \left\{ \frac{[(1-1/X)^{s+2} - 1 + (s+2)/X][1 + (s+1)(1-1/X)^s/X - (1-1/X)^{s+1}]}{X^2 [(1-1/X)^{s+2} - 1 + (s+2)/X]^2} - \frac{(s+2)/X [(1-1/X)^{s+1} - 1]^2}{\dots} \right\} dX$$

(2.35)

En las 3 ecuaciones de μ_p :

$$A = \eta^0 \exp \{ - b \gamma (T_0 - T^0) \} \quad (2.36)$$

Finalmente, Mc Kelvey ⁽²⁶⁾ reporta 2 factores de corrección que permiten incluir los efectos del claro y a la existencia de las paredes laterales en el canal rectangular de tal forma que la ecuación newtoniana para el flujo queda expresada como:

$$Q_x = f_D \frac{WVH}{2} - f_p \frac{WH^3}{12\mu} \frac{dP}{dz}$$

donde:

$$f_D = (1 - \frac{c}{D}) (1 - 0.6 \frac{H}{W}) \quad (2.37)$$

y :

$$f_p = (1 - .75 \frac{H}{W}) (1 + \frac{\pi D}{e \operatorname{sen} \theta} \left[\frac{c}{H} \right]^2) \quad (2.38)$$

Las ecuaciones anteriores caracterizan el modelo propuesto.

CAPITULO III

DESARROLLO EXPERIMENTAL.

Para la fase experimental de este trabajo se contó con el equipo descrito a continuación :

III.1 Equipo de extrusión.

Extrusor de $\varnothing = 50$ mm. L/D = 22 marca Nieto fabricado por Máquinaria Plástica Mexicana en acero nitrurado 70-72° R.C.

El cilindro del extrusor se encuentra dividido en 3 zonas de calefacción con una potencia instalada de 2.1 KW en cada una de las 2 primeras y 1.9 KW en la tercera. La cuarta zona de calefacción se encuentra en el cabezal con 700 W de potencia y la quinta corresponde a la boquilla (200 W). El esquema del extrusor se muestra en la fig. 3.1

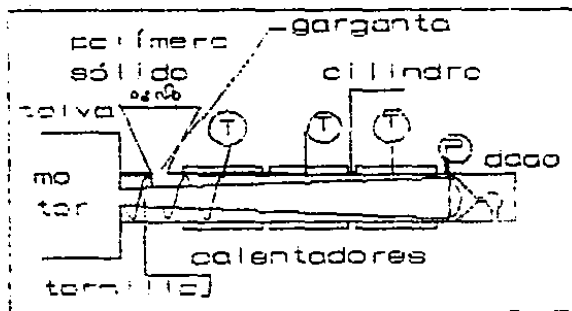


Fig 3.1 Esquema del extrusor plástico

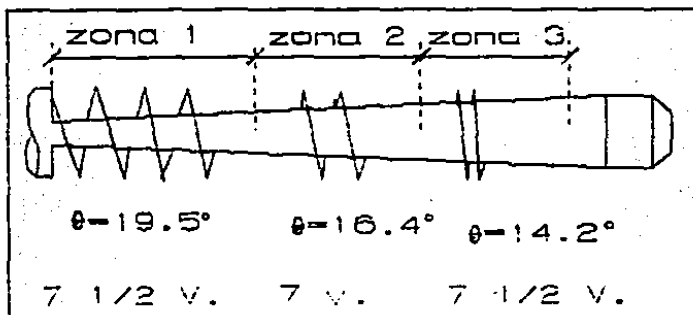


Fig 3.2 Diagrama del husillo
CVH-1

El tornillo presenta 3 zonas; la primera, de $7\frac{1}{2}$ helices con $\theta = 19.5^\circ$, la segunda de 7 helices con $\theta = 16.4^\circ$ y la tercera de $7\frac{1}{2}$ con $\theta = 14.2^\circ$ como se muestra en la fig 3.2.

El espesor del álabe es aproximadamente constante y tiene un valor de 4.7 mm. De manera similar el libramiento es de 2 mm.

La altura del canal disminuye constantemente a lo largo del tornillo. En su posición inicial (bajo la tolva) su valor es de 7.9 mm y al terminar el tornillo 3.0 mm (ver la fig 3.2).

Medida a lo largo del tornillo la primera zona tiene una longitud de 41.66 cm, mientras que la 2^a y la 3^{era} tienen 32.44 cm y 29.75 cm respectivamente.

El extrusor está provisto de 3 poleas que permiten modificar la velocidad de rotación del tornillo.

III.2 Instrumentación.

En cada zona del extrusor se encuentra montado un pirómetro electrónico West 800, que funciona junto con el

controlador de temperatura, así como amperímetros que permiten evaluar el consumo de potencia en cada zona.

La presión al final del extrusor fue medida usando un transductor de presión para polímeros fundidos PT402E Dynisco, que se encuentra instalado a través del cilindro, entre el punto en que el álabo termina y el cilindro termina (ver fig 3.1).

El flujo másico fue determinado tomando de 3 a 5 muestras del material extruido en 30 seg., a intervalos de 1 min.

La velocidad de rotación fue determinada directamente sobre el tornillo, en la parte posterior (junto al reductor de velocidad), contando las revoluciones por minuto.

III.3 Viscosidad y propiedades del polímero.

La viscosidad del material utilizado, resina de poliestireno de Polidesa tipo I L 0100 fue determinada en el Visco-Elastic tester modelo RVE-M. No. de serie 1844 con fecha de inspección final 8/30/82, y ajustada al modelo de ley de potencia:

$$\eta = \eta_0 \left| \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right|^{n-1} \exp -b_T (T - T^0)$$

dando los siguientes valores:

$$n = 0.3333$$

$$\eta_0 = 1.0544 \times 10^5 \text{ dinas}\cdot\text{s}/\text{cm}$$

$$\dot{\gamma}_0 = 1 \text{ /s}$$

$$T^0 = 493 \text{ }^\circ\text{K}$$

$$b_T = 0.028821 \text{ /}^\circ\text{K}$$

Otras propiedades requeridas para el cálculo que no pueden ser medidas experimentalmente en nuestro caso, fueron obtenidas de datos reportados en la literatura.

El reporte de las^f propiedades del Styron[®] 666 producido por Dow Chemical Company (poliestireno)⁽²³⁾ permitió obtener los siguientes datos:

$$\alpha = 5.03 \times 10^{-3} \text{ ft}^2/\text{hr} \quad (25-450 \text{ }^\circ\text{F})$$

de donde:

$$C_p = 8.36687 \times 10^6 \text{ erg/g } ^\circ\text{C}$$

ya que:

$$k_s = 23 \times 10^{-4} \text{ cal/s cm } ^\circ\text{C} = 96 \text{ 206.5 erg/s cm } ^\circ\text{C}$$

y

$$\rho_s = 1.0555 \text{ g/cm}^3 \quad \text{a } 23 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Dado que se trata de un polimero amorfo, tanto la temperatura de fusión (T_m) como el calor de fusión (h_m) no están determinados. En su lugar se usó la temp. de transición vítrea $T_m \approx T_g = 100^\circ\text{C}$. El calor de fusión se aproximó como:

$$h_m = \int_{T_0}^{T_g} C_p dT = 8.36687 \times 10^6 \text{ erg/g}$$

La misma ref.⁽²³⁾ reporta como válida la ecuación de estado:

$$(P + \pi) (V - \omega) = R' T$$

donde:

$$\pi = 27,000 \text{ psi}$$

$$\omega = 0.822 \text{ cm}^3/\text{g}$$

$$\text{y } R' = 11.6 \text{ psi cm}^3/\text{g } ^\circ\text{K}$$

Las corridas iniciales fueron hechas considerando $\rho_m = \text{cte} = 1.03 \text{ g/cm}^3$. Una vez establecido el rango de trabajo como de bajas presiones, y dado que dentro de este rango el efecto de la presión

es despreciable, se reacomodó la ecuación anterior para obtener ρ_m en función de la Temperatura [suponiendo $P = 500 \text{ psi} \approx 3.5 \text{ MPa}$] como.

$$\rho_m = \frac{1}{[0.822 + 4.218 \times 10^{-4} \text{ TC} \cdot \text{K}]} \quad \text{g/cm}^3$$

III. 4. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL.

El arranque y puesta en marcha del extrusor contempla los siguientes pasos:

1) Ajuste de la polea deseada en la conexión del motor al reductor de velocidad.

2) Calentamiento del cilindro y el cabezal del extrusor hasta las temperaturas finales de operación prefijadas. Antes de proceder al siguiente paso estas deben permanecer constantes por al menos 30 min.

3) Introducción del agua de enfriamiento en la zona de alimentación (debajo de la tolva).

4) Arranque del motor.

5) Ajuste del transductor de presión a cero.

6) Inicio de la alimentación del polímero a través de la tolva, inicialmente en forma manual y cubriendo solamente el tornillo, hasta que el material sale del extrusor. Posteriormente se llena la tolva a la mitad manteniendo este nivel aproximadamente constante.

7) Periodo de vigilancia del equipo (camperímetros y tacómetros, transductor y pirometros) a fin de detectar el momento en que la máquina alcanza el estado estacionario (entre 20 y 45 min.).

8) Una vez alcanzado el estado estacionario, se espera un periodo de 30 min antes de iniciar la toma de muestras.

9) A intervalos de 10 min se efectúa el muestreo, que consiste en:

a) Medición de la velocidad de rotación en la parte posterior del extrusor, contando las revoluciones por minuto del tornillo en la parte posterior del reductor de velocidad.

b) Lectura y registro de las temperaturas medidas por los pirómetros.

c) Lectura y registro del rango de presión generado al final del tornillo en el monitor del transductor.

d) Toma de muestras, a intervalos de 1 min, del material extruido en 30 seg por el equipo (se obtienen de 3 a 5 muestras).

10) Después de 1 hr se procede a parar y limpiar el extrusor.

CAPITULO IV

RESULTADOS EXPERIMENTALES.

Los resultados obtenidos experimentalmente, según el procedimiento descrito al final del capítulo anterior, se muestran en las tablas 4.1 a 4.3.

Desgraciadamente solo se dispuso un polímero -resina de poliestireno- en cantidad suficiente para efectuar los experimentos en el extrusor.

En las tabulaciones el tiempo se empieza a medir 30 min después de alcanzado el estado estacionario, y se expresa en min. T_1, T_2, T_3, T_4 y T_{out} representan las temperaturas registradas en los pirómetros de las zonas 1, 2, 3, el cabezal y la boquilla, en °C. P^m representa la presión al final del tornillo, en psi. N es la velocidad de rotación en r.p.m. , G el gasto másico promedio en g/s y σ_G la varianza de los valores de G obtenidos. E/A indica si se uso agua de enfriamiento.

En todos los casos, los controladores de temperatura fueron colocados inicialmente en 165, 210, 225 y 225°C respectivamente, que son los valores recomendados para el procesamiento de poliestireno⁽²⁷⁾.

La última columna muestra los valores representativos de cada corrida (por moda o promedio, según el caso).

TABLA 4.1

Experimento : 2

Material : PS

Fecha : 28/X/87

t →	0	10	20	30	40	50	*** prom.
T ₁	160	160	160	160	160	160	160
T ₂	215	215	215	215	215	215	215
T ₃	225	225	225	225	225	225	225
T ₄	225	225	225	225	225	225	225
P [*]	430-	430-	430-	430-	430-	430-	440
	450	460	450	450	450	450	
T _{cut}	205	205	205	205/10	205/10	205	205
N	40	40	40	40	40	40	40
G	6.871	6.57	6.551	6.574	6.62	6.505	6.59
σ _g	.1191	.2754	.0576	.1962	.003	.1510	.0446

TABLA 4.2

Experimento : 3

Material : PS

Fecha : 29/X/87

$t =$	0	10	20	30	40	50	60
T_1	160	160	160	160	160	160	160
T_2	210	210	215	215	215	215	215
T_3	225	225	225	225	225	225	225
T_4	225	225	225	225	225	225	225
P^*	470-	460-	460-	460-	470-	500-	510-
	490	490	490	490	500	520	540
T_{out}	205	205	205	210	210	210	210
N	48	52	52	52	52	52	52
G	7.808	7.779	7.769	7.809	7.987	7.887	8.044
σ_a	.1461	.0775	.0574	.1091	.0476	.1928	.2407

continua"

continuación de la TABLA 4.2

t_*	70	80	90	*** prom.
T_1	160	160	160	160
T_2	215	215	215	215
T_3	225	225	225	225
T_4	225	225	225	225
P^M	510-	510-	520-	510
	550	550	560	
T_{out}	210	210	210	210
N	52	52	52	52
G	8.161	8.116	8.152	7.95
σ_o	.13	.0985	.1427	.1652

TABLA 4.3

Experimento : 4

Material : PS

Fecha : 30/X/87

$t \rightarrow$	0	10	20	30	40	50	60	80	prom.
T_1	160	160	160	160	160	160	160	160	160
T_2	215	215	215	215	215	215	215	215	215
T_3	225	225	225	225	225	225	225	225	225
P^M	510- 540	510- 540	510- 540	510- 540	510- 540	510- 540	510- 540	510- 540	524
T_{out}	205	205	207	207	207	207	207	207	207
N	56	58	56	56	56	55	56	56	56
G	8.964	8.663	8.744	8.74	8.757	8.672	8.772	8.84	8.77
σ_0	.2898	.1435	.1914	.1207	.1646	.2148	.2179	.1689	.096

Como puede observarse, los experimentos 2 y 4 alcanzaron practicamente el regimen permanente. Comparando ambos, puede verse que con el mismo perfil de temperaturas, al aumentar la velocidad de rotación crecen tambien la presión de salida P^M y el gasto G , como era de esperarse.

El experimento 3, sin embargo, muestra una tendencia tanto de P^M como de G a aumentar con el tiempo, lo que parece indicar que no se alcanzó el regimen estacionario a pesar del tiempo de

espera establecido.

Los datos marcados con *** fueron posteriormente utilizados con el modelo y alimentados a éste con los números de corrida ; 2, 3 y 4 respectivamente. Esta información se encuentra reportada en el siguiente capítulo.

Debe observarse que los valores representativos muestran un incremento en P^M y G al aumentar N , y que la temperatura en la primera zona se mantiene por debajo de la temperatura de control, por lo que la resistencia en esta zona se mantenía disipando calor continuamente. No así las de la zonas 2, 3 y del cabezal, que controlaban al valor prefijado encendiéndose intermitentemente. La Tou no fue controlada, solo medida.

CAPITULO V

RESULTADOS TEORICOS

V.1) A partir de los datos experimentales.

Los datos obtenidos experimentalmente, marcados con *** en el capítulo anterior fueron tratados con el modelo propuesto. Las ecuaciones que definen al modelo fueron programadas, y el apéndice 5 incluye la secuencia de cálculo, así como las características del programa y un listado del mismo.

Los resultados obtenidos en todos los casos presentan características semejantes. En todos los casos las integrales necesarias para la solución del modelo fueron evaluadas usando cuadratura gaussiana, la modificación del número de puntos de cuadratura no afecta sensiblemente los resultados.

Las diferentes reglas de mezclado propuestas para la viscosidad promedio $\bar{\mu}$, a partir de la viscosidad en la zona de polímero fundido (zona B) μ_p y la de la película -evaluada en la superficie del barril- η_s fueron:

1) promediando en la longitud transversal del canal:

$$\bar{\mu} = (1-c) \mu_p + c \eta_s$$

2)

$$\bar{\mu} = \frac{1}{\frac{(1-c)}{\mu_p} + \frac{c}{\eta_s}}$$

3) promediando sobre el Área de flujo transversal:

$$\bar{\mu} = \frac{(1-\epsilon)(H-\delta) \mu_p + \epsilon \delta \eta_m}{H(1-\epsilon) + \delta}$$

4) promedio logarítmico:

$$\bar{\mu} = \exp \left\{ (1-\epsilon) \ln \mu_p + \epsilon \ln \eta_m \right\}$$

Así también se probaron las viscosidades sin proponer mezclado:

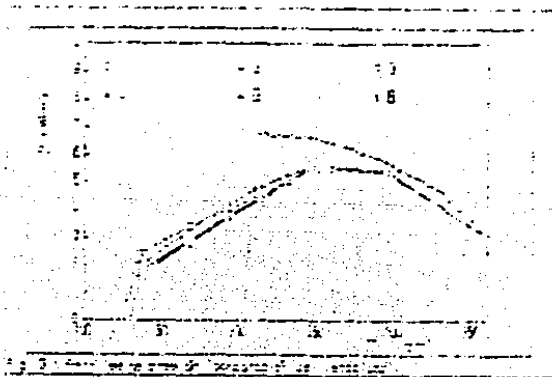
5) viscosidad de la película:

$$\bar{\mu} = \mu_p$$

6) viscosidad de la poza:

$$\bar{\mu} = \eta_m$$

El efecto de la regla utilizada para evaluar $\bar{\mu}$ se muestra en la fig. 5.1, donde los números que identifican a cada curva corresponden a los utilizados anteriormente para identificar las reglas de mezclado.



Como puede observarse, la forma del perfil no es sensiblemente afectada, excepto para el caso 2, donde al evaluar el promedio con los recíprocos, la curva muestra un gran incremento inicial de la presión, iniciándose la fusión en una posición muy avanzada.

Los perfiles de viscosidad promedio $\bar{\mu}$ obtenidos pueden observarse en la fig. 5.2

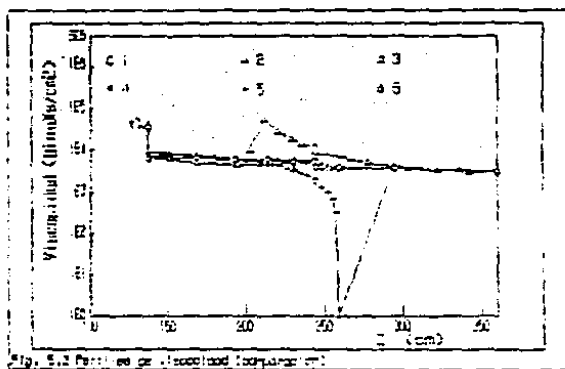


Fig. 5.2 Perfil de viscosidad (logarítmica).

En esta fig. la curva 5 muestra claramente que al alcanzar el punto de fusión la viscosidad de la película tiende a cero. Esto se debe a que en este punto la película desaparece al tender δ a cero. Como puede observarse este hecho no modifica sensiblemente los perfiles de $\bar{\mu}$ al usar las reglas de mezclado. Puede observarse que en el intervalo que corresponde al gran incremento de presión de la curva 2 le corresponde un incremento de casi un orden de magnitud a $\bar{\mu}$, hecho que no puede explicarse lógicamente.

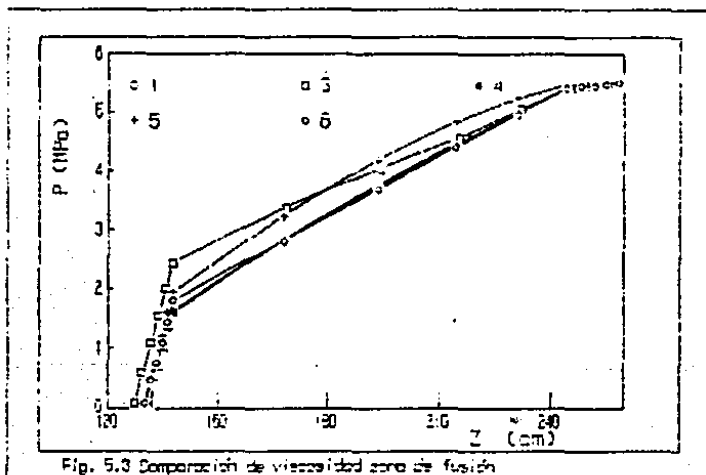
Por esta razón es posible descartar la regla de mezclado 2 y, obviamente la 5.

La fig. 5.3 muestra el comportamiento del perfil de presión obtenido para la zona de fusión ya que, una vez concluida esta (como puede verse en las figuras 5.1 y 5.2) todas las curvas presentan los mismos valores, evaluandose $\bar{\mu}$ con los valores correspondientes a la viscosidad de la poza.

Cabe señalar que la línea vertical, en la fig. 5.2, corresponde al cambio de sección que ocurre a $z=137.6$ cm (ver fig. 3.2)

Como puede verse en las figuras 5.3 y 5.4, la diferencia entre las formas de evaluar $\bar{\mu}$ es muy pequeña, y los resultados obtenidos son prácticamente iguales.

Sin embargo, como se menciona en el capítulo I, se ha demostrado experimentalmente que la zona de fusión es la de mayor extensión. Con este argumento en mente, consideramos que la regla de mezclado 4 es la más adecuada.



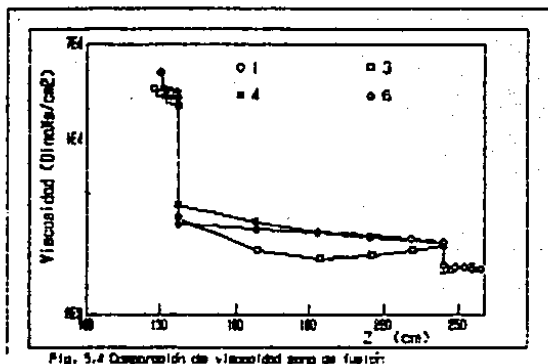


Fig. 5.4 Comparación de viscosidad zona de fusión.

La fig 5.5 muestra el efecto que tiene en el modelo el uso de los factores de corrección f_0 y f_r (ec 2.37 y 2.38) solo en la zona de dosificación, en ambas zonas (dosificación y fusión) o de no usarlos.

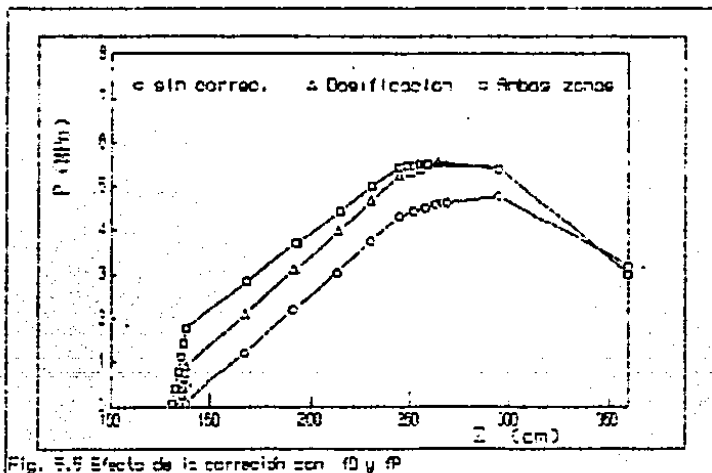


Fig. 5.5 Efectos de la corrección con f_0 y f_r

Como puede observarse, la presencia de los factores f_0 y f_r tampoco modifica la forma del perfil obtenido, aunque si modifica ligeramente el punto en que se inicia la fusión.

Bajo el argumento mencionado anteriormente, se considero que el uso de ambos factores a lo largo de ambas zonas representa mejor las características del proceso.

El programa permite elegir la regla de mezclado deseada y si se desea usar o no, y en que zonas los factores de corrección.

Los resultados para las corridas 2, 3, y 4 que se encuentran especificados en la última columna de las tablas 4.1, 4.2 y 4.3 respectivamente, se presentan en las figuras 5.6, 5.7, y 5.8. Es importante remarcar que los puntos que se presentan en las siguientes figuras corresponden a valores predichos por el modelo, y no a datos experimentales)

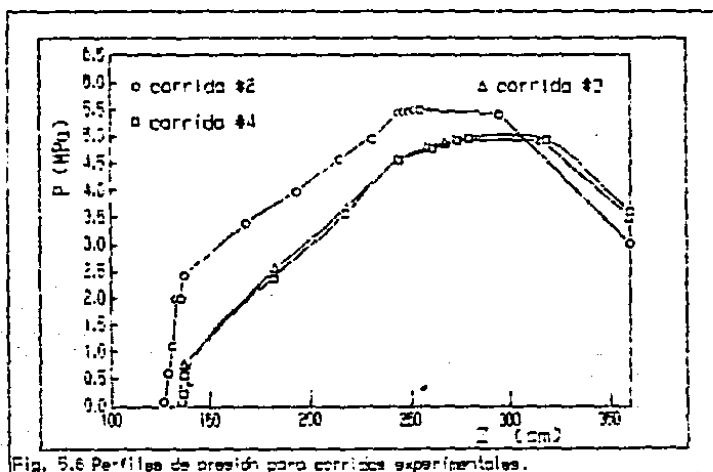
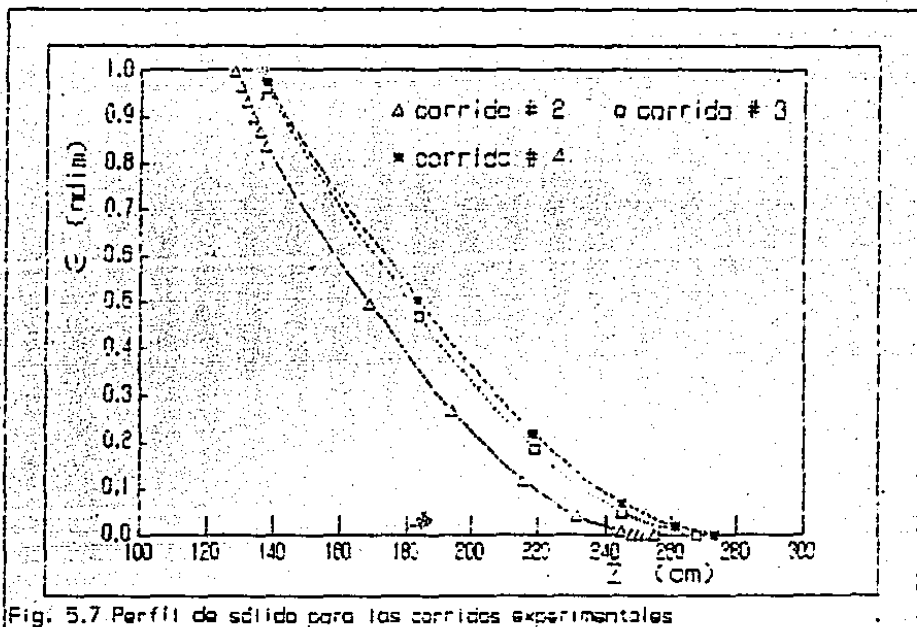


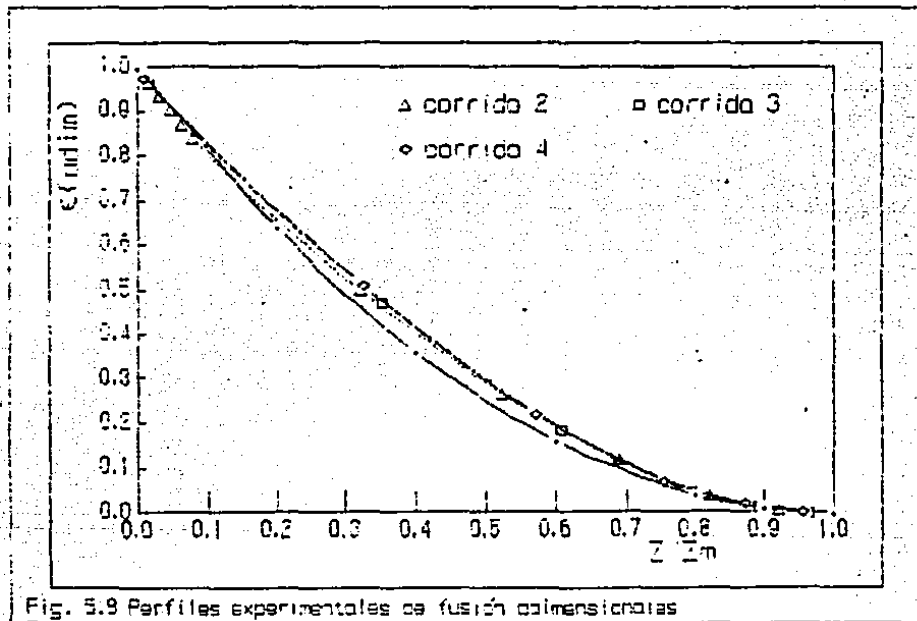
Fig. 5.6 Perfiles de presión para corridas experimentales.

La fig. 5.6 presenta los perfiles de presión correspondientes a las 3 corridas experimentales. Como puede observarse el perfil obtenido presenta una tendencia parabolica, presentando en todos los casos un punto de presión máxima.

Los perfiles de fusión de las 3 corridas se presentan en la fig. 5.7. Las longitudes de fusión correspondientes son; 127.11, 137.27, 142.68, cm respectivamente; esto representa alrededor de la tercera parte de la longitud total del extrusor (360.39 cm).



Como puede observarse en la fig 5.8, los perfiles adimensionales de fusión (ϵ vs z/z_m) son muy semejantes, y se encuentran confinados en una región muy reducida. Para fines de comparación se presenta la curva correspondiente al modelo newtoniano (que converge al modelo de Tadmor) $\epsilon = (1 - (z/z_m))^2$ -curva continua inferior- que como puede verse se encuentra en una posición inferior a las curvas experimentales, aunque presenta la misma tendencia.



La fig. 5.9 permite observar los perfiles típicos obtenidos para α (fracción de sólido) , presión $-P-$, flujo volumétrico $-Qz-$ y Ω (definido por la ec. 2.25) contra z . El punto en donde $\alpha = 0$ corresponde al fin de la fusión. Como se puede observar, a partir de este punto el flujo volumétrico alcanza un valor constante. Este valor se usó para comprobar el modelo de fusión, y en todos los casos corresponde, correctamente, al balance de materia global.

El valor de Ω es siempre creciente, dado que a todo lo largo del extrusor la altura del canal $-H-$ disminuye. Como se observa en la gráfica Ω cambia bruscamente al cambiar la sección del extrusor ($z = 137.6$ y $z = 244.7$).

El máximo teórico en el perfil de presión, sin correcciones al flujo, se presentaría cuando $\Omega = \frac{1}{2}$, lo que corresponde a un perfil de velocidad lineal (es decir, el que se presentaría si el flujo fuera causado únicamente por arrastre - $dP/dz = 0$ -). Sin embargo, la presencia de los factores de corrección f_D y f_P hacen aparecer el máximo un poco antes (ver fig. 5.9), dado que en este caso se está considerando el efecto de las paredes laterales (que ocasionan una caída de presión corriente abajo).

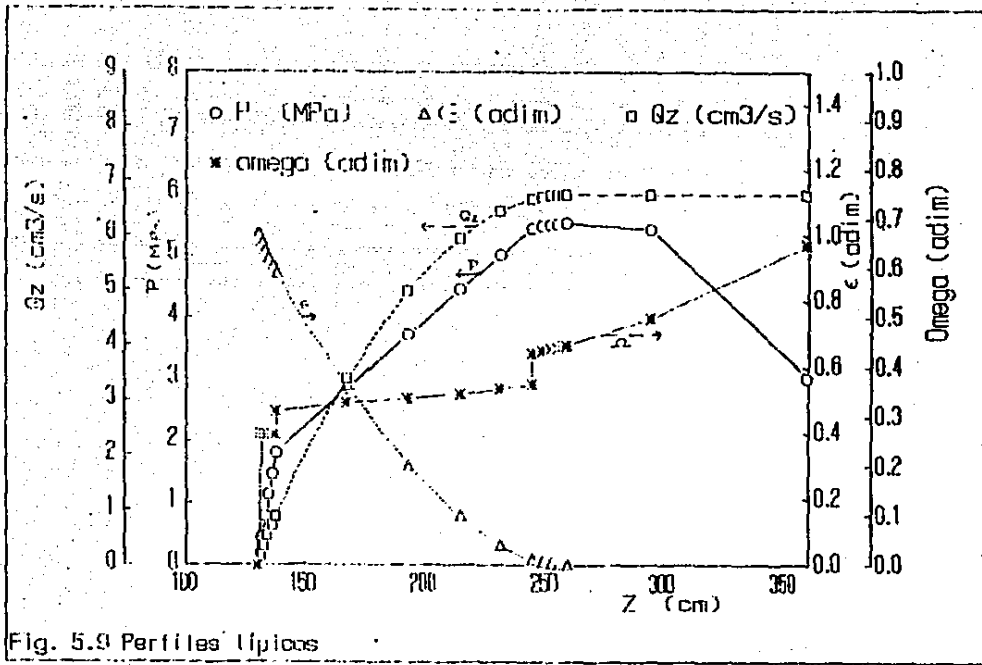


Fig. 5.9 Perfíles típicos

V.2) Simulación

Uno de los aspectos más importantes del modelado teórico es su capacidad para simular experimentos aún sin disponer de datos experimentales. Estas simulaciones no solo permiten una mejor comprensión del proceso, sino que proveen información para mejorar el diseño del equipo, seleccionar las condiciones de operación a fin de utilizar más eficientemente el equipo existente, y permiten la separación de variables y la investigación del efecto de cada una manteniendo las otras constantes. Esto constituye una ventaja deseable y significativa, dado que esta separación de variables en la práctica experimental es frecuentemente imposible de realizar.

Por ejemplo, al investigar el efecto de la rapidez de rotación del tornillo en la fusión, un incremento en la rapidez ocasionara un incremento en la cantidad de material extruido pero también modifica el punto en que se inicia la fusión. El incremento del flujo másico puede ser compensado, restringiendo el flujo a través del dado, pero es muy difícil mantener la posición en que se inicia la fusión en su valor original.

Por lo tanto, cuando los resultados de estos experimentos son analizados, es muy delicado derivar conclusiones.

El estudio del efecto de la geometría del tornillo en la fusión, usando el modelo teórico, no solo disminuye el tiempo, sino sobre todo el costo, si se compara con la construcción de varios tornillos, inclusive no convencionales, para realizar las pruebas experimentales.

Otra de las características del proceso de fusión reportadas en la bibliografía ^(1,2,3) establece una región como la más probable para que se inicie la fusión. En este sentido Tadmor ⁽²⁾ reporta que el inicio de la fusión tiende a ser proporcional a ψ (definido por la ec. 1.9), y lo encuentra acotado entre 3 y 5 vueltas después que el tornillo alcanza la temperatura de fusión. En este sentido, cabe recordar que la zona inferior a la tolva se

encuentra enfriada a fin de que la garganta de la tolva no sea obstruida al fundirse el polimero en ella.

En este sentido, los datos experimentales reportados (2,4,5,9,13,17) indican que en todos los casos, la fusión se inicia entre la 5a. y la 7a. vuelta del tornillo, que en nuestro caso corresponde aproximadamente a $100 < z_0 < 140$ cm. Shapiro et. al., por ejemplo, en un extrusor de dimensiones similares al nuestro (340 cm de longitud total) reporta⁽⁸⁾ que el inicio de la fusión tiene lugar a $z_0 = 110$ cm.

Esta consideración permite acotar las condiciones de fusión dentro de un cierto intervalo, como se muestra en las figuras 5.10 y 5.11 las cuales fueron construidas a partir de los resultados para la simulación de $(G=)$ 6 g/s de PS a $(N=)$ 60 r.p.m. con la temperatura del barril, a lo largo de todo el extrusor, de $(T_s=)$ 210°C.

Como se observa, la presión de salida puede acotarse en un cierto intervalo (en este ejemplo $31.7 < P_m < 39.2$) al igual que la presión al termino de la fusión ($9.43 > P_m > 9.82$) y la longitud de fusión ($58.7 > L_m > 85.3$) .

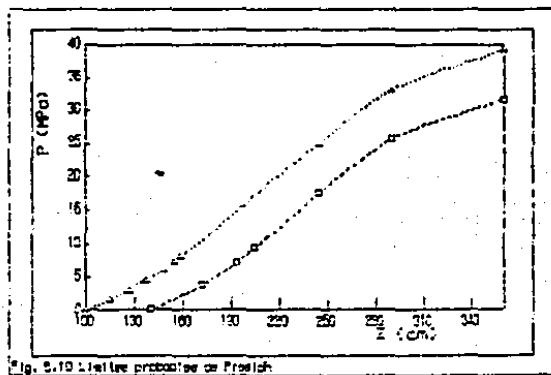
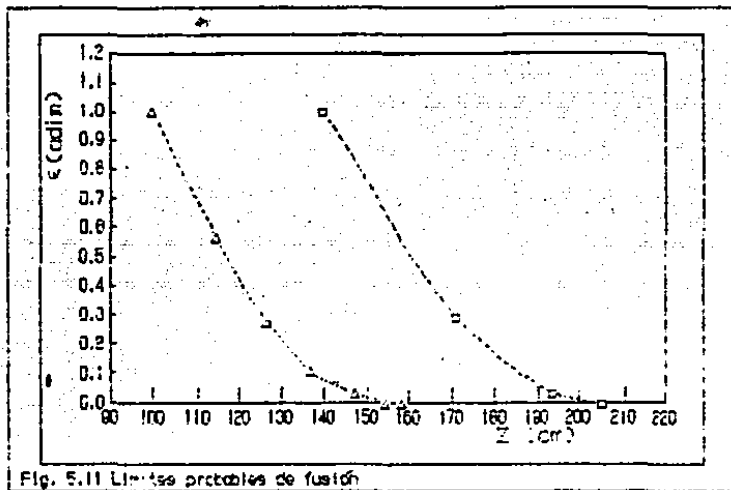


Fig. 5.10 Límites probables de Presión

Como puede verse en la fig 5.11, si la fusión se inicia en un punto posterior, la longitud de fusión se incrementa, mientras que la presión de salida disminuye.



A continuación se presentan los resultados obtenidos de la simulación de diferentes condiciones de operación y geométricas. A fin de comparar el efecto de las diferentes variables se considerará la curva correspondiente a $z_0 = 120$ cm como base de comparación.

V.2.r) Efecto de la capacidad

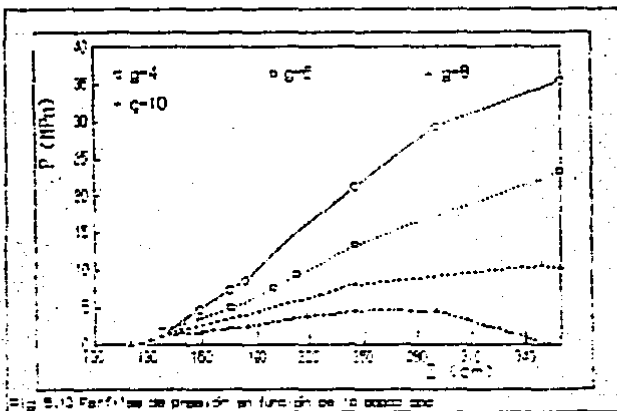
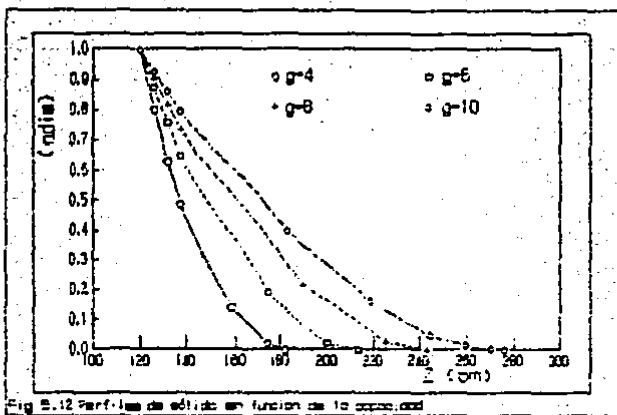
La simulación en la computadora usando el modelo propuesto muestra que tanto el perfil de sólido (y con él la longitud de fusión) como el perfil de presión son fuertemente afectados por el flujo másico. Al incrementarse el flujo másico (G) manteniendo las otras variables constantes, invariablemente se incrementa la longitud requerida para la fusión (fig. 5.12), lo que puede significar obtener un extrudado menos homogéneo, o una fusión incompleta del polímero al final del tornillo.

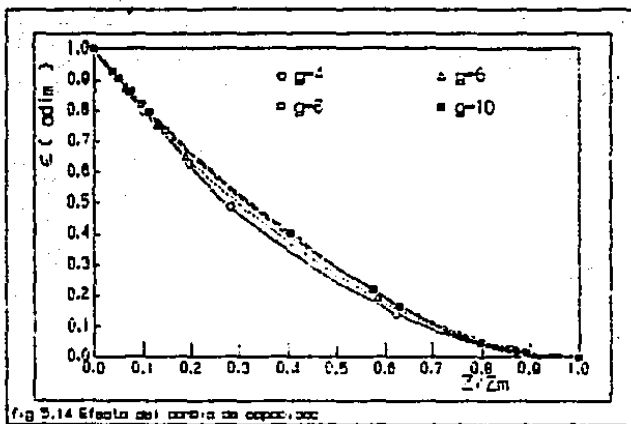
Las figuras 5.12, 5.13, y 5.14 muestran el efecto del flujo másico en el comportamiento del extrusor, para una rapidez de rotación del tornillo de ($N=$) 60 rpm, una temperatura del barril constante a todo su largo de ($T_b=$) 210 °C y una temperatura de alimentación de sólido de ($T_s=$) 25°C.

La fig. 5.13 permite observar como, a rapidez constante, el aumento en el flujo másico disminuye la presión de salida (P_w). El modelo predice que el flujo másico (G) que puede manejar el extrusor debe ser menor de 10 g/s , ya que a estas condiciones, correspondientes a la curva inferior de esta gráfica, la presión de salida sería negativa, y por lo tanto, el material no tendría la presión necesaria para atravesar el dado.

Un efecto adicional del incremento del flujo másico en el perfil de sólido ha sido reportado⁽²⁾ , y consiste en un incremento en la distancia requerida para que la fusión se inicie, después que el polímero entra a la zona calentada del extrusor. Naturalmente, si la fusión se inicia después, termina después. Por ello, este proceso es responsable, a veces, del posterior deterioro del producto al incrementarse el flujo.

La fig 5.14, al igual que la 5.8, nos indica que las curvas adimensionales de fusión (ξ vs z/z_m) se mantienen en una región muy estrecha. Conforme se incrementa G las curvas muestran menor concavidad.





V.2.2) Efecto de la rapidez rotacional.

Mientras que el efecto del flujo másico es rigurosamente lineal, el de la rapidez de rotación del tornillo es más complejo. Manteniendo el flujo másico y las otras variables constantes, un incremento en la rapidez de rotación del tornillo aumenta la cantidad de calor generado por disipación viscosa en la película; sin embargo también aumenta la velocidad relativa, por lo que la rapidez con la que el polímero fundido es removido de la película y llevado a la poza aumenta. Ambos efectos incrementan la rapidez de fusión y por lo tanto, disminuyen la longitud requerida para la fusión, como se muestra en la fig. 5.15.

La fig 5.16 muestra como el incremento en la rapidez de rotación del tornillo origina un incremento en la presión de descarga (lo que origina mayores presiones en el dado). En estas gráficas es importante hacer notar como a partir de algún valor de

N el máximo en la curva P vs Z desaparece. En este caso, las curvas correspondientes a $N < 80$ rpm muestran claramente su presencia, mientras que para $N > 100$ rpm el máximo no aparece.

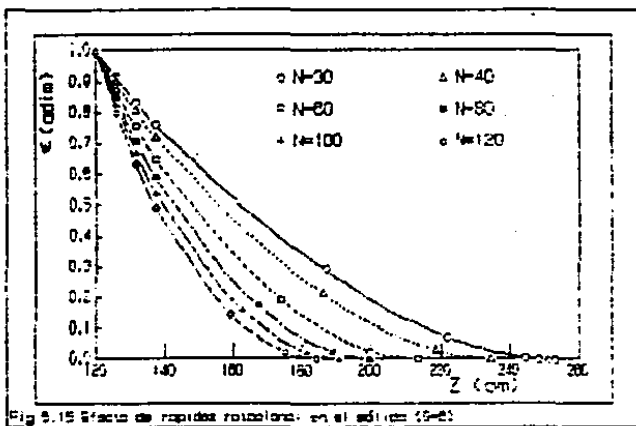


Fig. 5.15 Efecto de rapidez rotacional en el aditas (5-2)

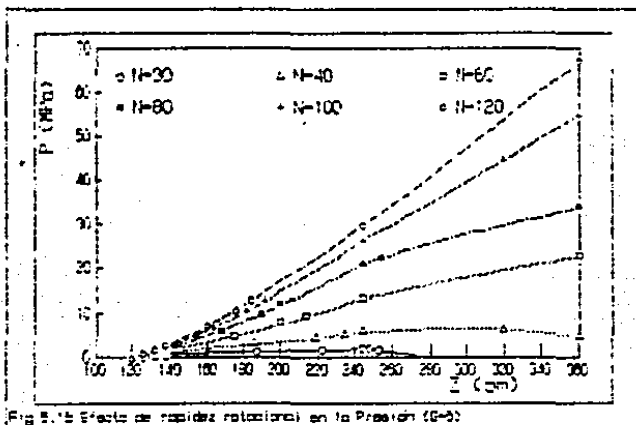


Fig. 5.16 Efecto de rapidez rotacional en la Presión (5-2)

La fig. 5.17 corrobora que los perfiles adimensionales de fusión se encuentran restringidos a una región muy estrecha.

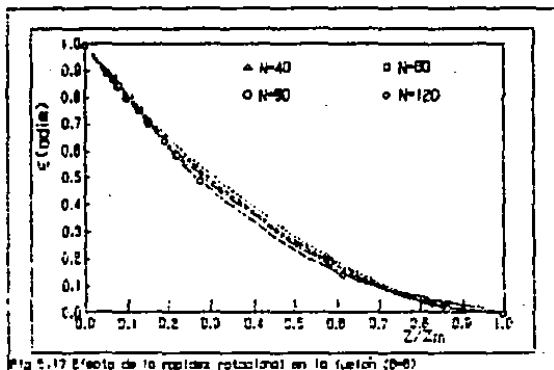


Fig. 5.17 Efecto de la rapidez rotacional en la fusión (6-6)

Es importante hacer notar que, como en el análisis anterior, el modelo indica que no es posible trabajar el extrusor con $N < 40$ rpm. La fig. 5.16 muestra claramente que en este caso la presión es nula alrededor de 270 cm (la presión de salida calculada es de - 10.6 MPa). De manera que en estas condiciones, al final del extrusor no se dispondría de la presión necesaria para que el polímero atravesara el dado.

Las 3 figuras anteriores fueron generadas usando un flujo masico de 6 g/s, $T_a = 210$ °C.

Las figuras 5.18 y 5.19 muestran los resultados obtenidos usando un flujo másico de ($G =$) 8 g/s, $T_a = 210$ °C y $T_m = 25$ °C. Como puede verse los resultados son similares a los descritos para $G = 6$ g/s. Sin embargo, la fig 5.18 nos provee de información adicional.

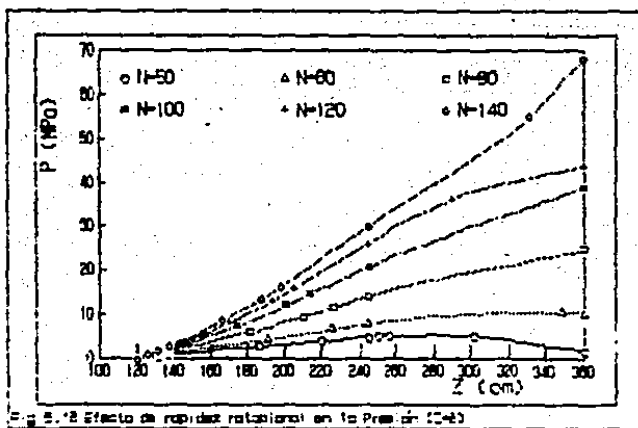


Fig. 2.2 Efecto de rapidez rotacional en la Presión (P=2)

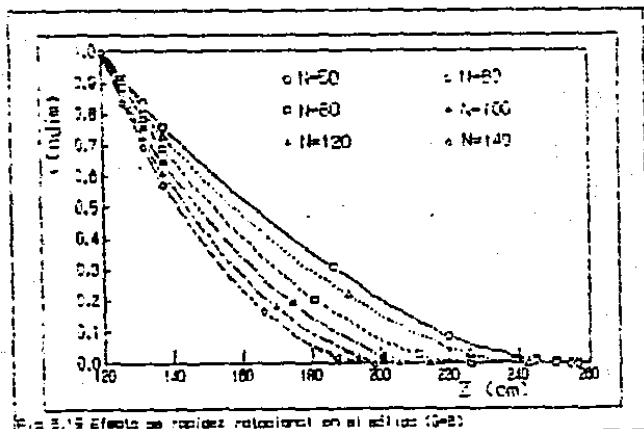


Fig. 2.3 Efecto de rapidez rotacional en el perfil (P=2)

Cualquier extrusor se encuentra limitado a una presión de operación máxima, que depende del material usado para su construcción y de su espesor, básicamente. En este caso, se considera que la presión máxima de operación esta acotada para $P < 10,000 \text{ psi}$ (alrededor de 68.9 MPa). Como puede observarse en la fig. 5.18, la simulación a ($N =$) 140 rpm origina una presión de salida de este orden y constituye, por lo tanto, la máxima rapidez de rotación que se podría usar para procesar 9 g/s de PS. De esta manera el modelo permite establecer que para las condiciones supuestas en esta simulación, no es posible trabajar con menos de 50 rpm (cuando la presión es muy pequeña) ni seguro usar más de 140 rpm (en cuyo caso se alcanza la presión máxima de operación del extrusor.

La fig. 5.19 da los perfiles de sólido para este caso.

Es importante puntualizar, que en la operación normal de un extrusor, en la cual el plástico fundido es bombeado a través de un dado, el incremento en la rapidez de rotación del tornillo no puede ser alcanzado independientemente de las demás variables, sino que resulta en un aumento de la capacidad del extrusor, que normalmente es fijada por el mismo dado.

V. 2. 3) Efecto de la temperatura del barril.

Una Temperatura del barril elevada, incrementa la transferencia de calor del barril al polímero. Sin embargo, una temperatura de barril elevada también resulta en una temperatura de película mayor. La dependencia de la viscosidad origina que a una temperatura mayor, la viscosidad se reduzca, lo que reduce la cantidad de calor generado por disipación viscosa, y por lo tanto, tiende a disminuir la rapidez de fusión.

Ambos efectos, con tendencias opuestas, pueden en un momento dado compensarse, de manera que el calor transferido a través del barril se incremente.

Por lo anterior, es posible que exista una temperatura de barril óptima, en la que la rapidez de fusión sea máxima.

A fin de observar este efecto de la temperatura del barril en el proceso de fusión se realizaron simulaciones comparativas con ($N =$) 60 rpm, ($G =$) 6 g/s y considerando que el polímero sólido se alimenta a una temperatura de ($T_s =$) 25°C.

La fig. 5.20 muestra el efecto de T_s en el perfil de presión. Como puede observarse, en cada zona la variación de P vs Z es prácticamente lineal, pero la temperatura tiende a definir la pendiente del perfil en cada zona. En una zona dada, una T_s mayor origina una pendiente de P vs Z mayor, de manera que al usar T_s grandes, la presión de salida es mayor para el mismo gasto. En esta fig. puede observarse el perfil obtenido para $T_s = 190, 210, 230$ en donde cada una de las zonas del extrusor (ver fig. 3.2, pag. 42) se encuentra a diferente temperatura. Como puede verse, la pendiente en cada zona es prácticamente paralela a la del perfil obtenido para la temperatura correspondiente en esa zona.

Como resultado de usar este perfil de temperaturas creciente, la presión de salida obtenida es menor.

La fig. 5.21, por otro lado muestra que la longitud de fusión solo es ligeramente afectada por la temperatura, y parece indicar que, en este caso, al aumentar T_s aumenta la longitud requerida para la fusión.

La fig 5.22 nos muestra ambas tendencias en función de una temperatura de barril supuesta constante a todo lo largo del extrusor. Como se observa en este caso al aumentar la temperatura del barril, la longitud de fusión se incrementa, mientras que la presión generada disminuye. La fig. muestra tanto la presión de salida (P_w) - curva superior -, como la que corresponde al punto en que termina la fusión.

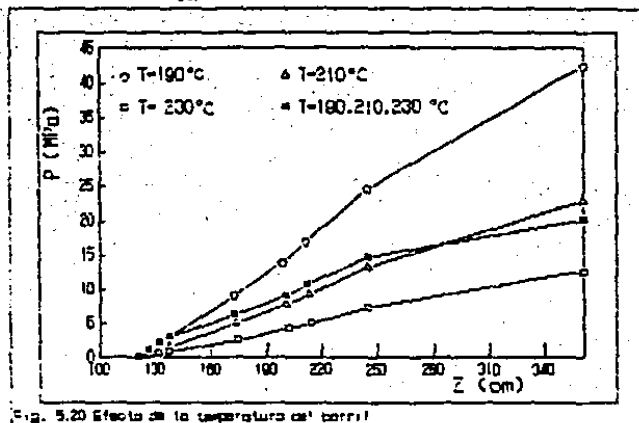


Fig. 5.20 Efecto de la temperatura del corri:

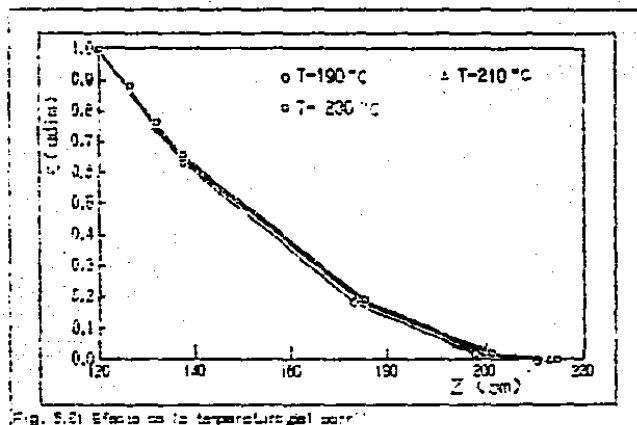


Fig. 5.21 Efecto de la temperatura del corri:

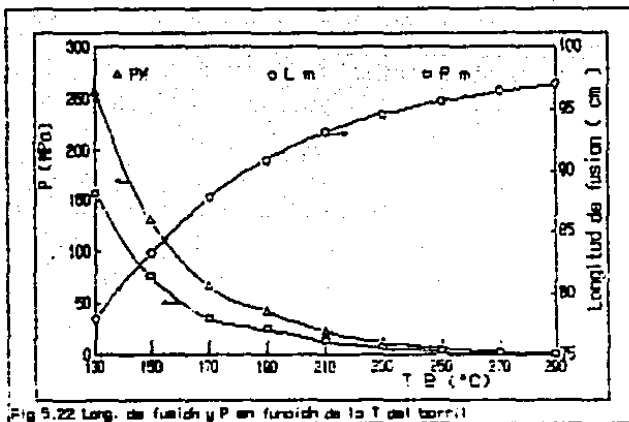


Fig. 5.22 Long. de fusión y P en función de la T del barril

La fig. 5.23 muestra el efecto de la temperatura del barril en la longitud de fusión para la simulación considerando $N=30$ rpm y $G=2$ g/s (curva 1); $N=60$ rpm y $G=3$ g/s (curva 2); $N=90$ rpm y $G=8$ g/s (curva 3) y $N=120$ rpm y $G=12$ g/s.

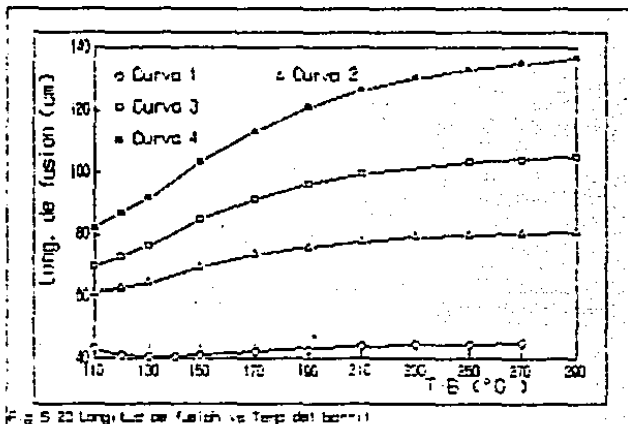


Fig. 5.23 Long. de fusión vs Temp del barril

De particular interes es la curva 1, que en esta simulación es la única, que muestra la presencia de un mínimo. La fig 5.23 muestra la forma de la curva Long. de fusión/Long. de fusión mínima contra T_s . Sin embargo, como puede verse en la fig. 5.24, este punto en que la longitud de fusión es mínima corresponde a un valor de presión de descarga exageradamente alto, y que se encuentra muy por arriba de la presión de operación del extrusor, lo que indica que este óptimo no es factible experimentalmente.

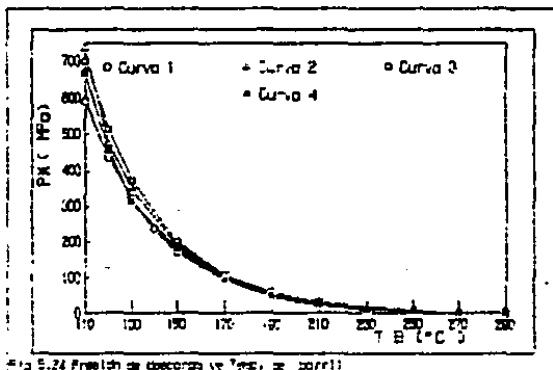


Fig. 5.24 Presión de descarga (Pa) vs. T_s (°C)

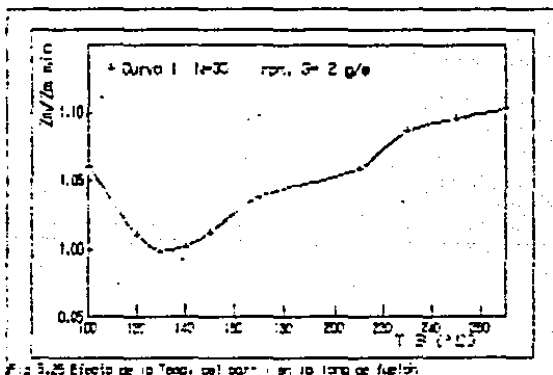


Fig. 5.25 Efecto de T_s en la relación de longitud de fusión

V.2.4) Efecto del precalentamiento del polímero.

El precalentamiento de los sólidos que constituyen la alimentación del extrusor, disminuye la cantidad de calor requerida para la fusión, y por lo tanto, permite una fusión más rápida. En ocasiones el precalentamiento del sólido es requerido para eliminar la humedad presente en el plástico.

El efecto de precalentar el sólido en la longitud de fusión se muestra en la fig. 5.26. El efecto en la presión es despreciable. Como era de esperarse el precalentamiento disminuye la longitud requerida para la fusión del material.

Las corridas mostradas corresponden a la simulación con $N = 30$ rpm, $T_s = 210^\circ\text{C}$ y $G = 6$ g/s.

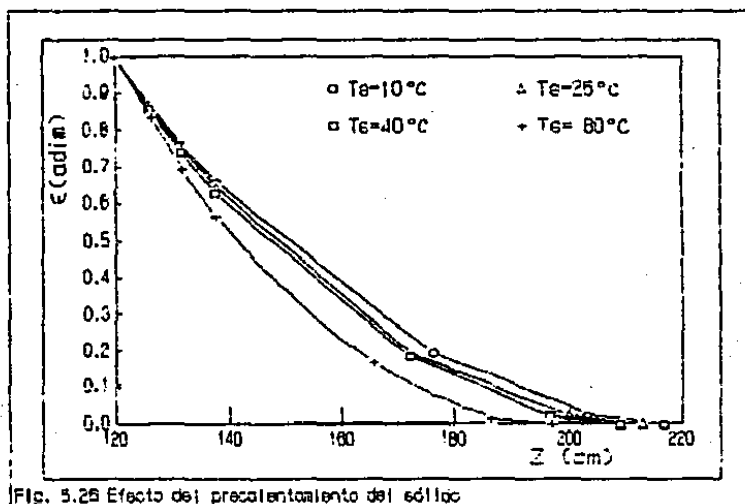


Fig. 5.26 Efecto del precalentamiento del sólido

V. 2.5) Efecto de la pendiente del canal.

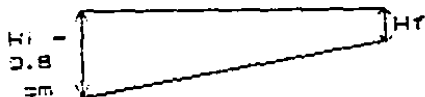
Manteniendo constantes tanto el flujo másico como la rapidez de rotación del tornillo, un cambio en la profundidad del canal puede provocar un cambio en la velocidad del sólido canal abajo, afectando por lo tanto la velocidad relativa, lo que a su vez altera el calor generado por disipación viscosa.

Un incremento en la inclinación del canal reduce la velocidad de la cama sólida aumentando la velocidad relativa, lo cual incrementa la disipación viscosa y por tanto hace más rápida la fusión.

Sin embargo, el efecto no es muy fuerte, especialmente cuando la disipación viscosa es una fracción pequeña del calor requerido para la fusión.

La tabla 5.1 muestra la relación entre la inclinación ' α ' en la ec. 7.67 (apendice 3) - y la altura del canal al final del tornillo ' H_f '. En esta simulación se considero la H inicial constante e igual a 0.8 cm. Como se observa en la fig.

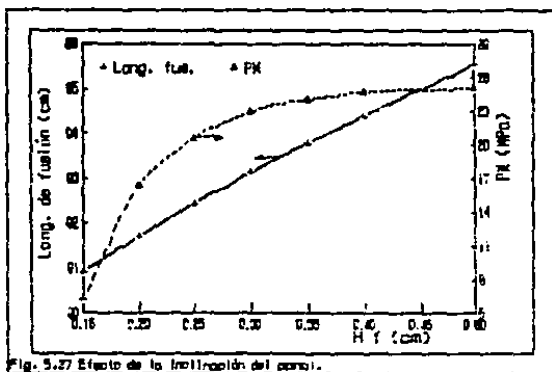
Tabla 5.1



H_f	α
.5	-.0010
.4	-.0014
.35	-.0016
.30	-.0017
.25	-.0019
.20	-.0021
.15	-.0023

Los resultados de la simulación con $G=80\text{g/s}$, $N=60\text{ rpm}$, $T_m=210^\circ\text{C}$ y $T_s=25^\circ\text{C}$ se muestran en la fig. 5.27.

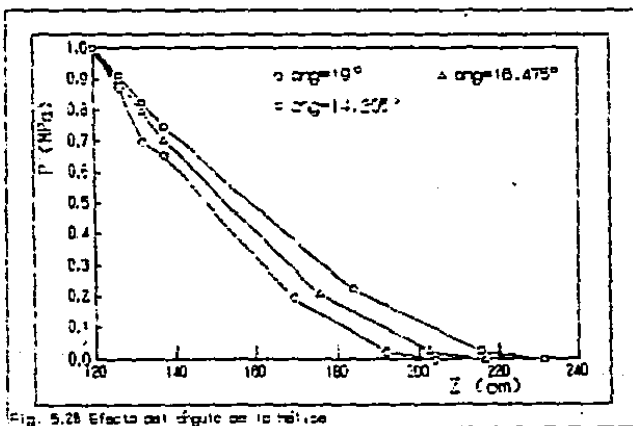
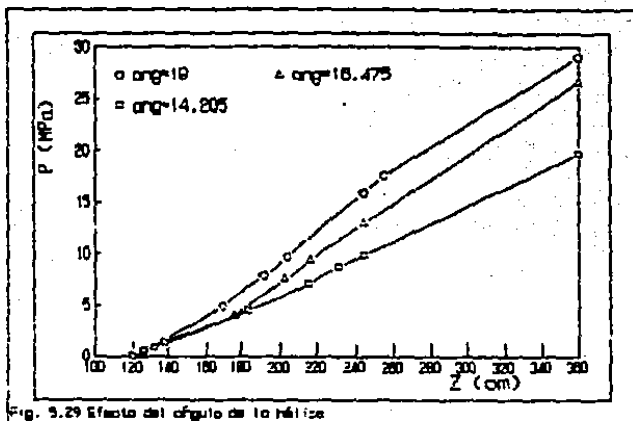
Puede observarse que al disminuir la inclinación la longitud de fusión se incrementa linealmente, mientras que la presión de salida aumenta pero al parecer asintóticamente.



V. 2. 6) Efecto del ángulo de inclinación de la hélice.

El efecto del ángulo de inclinación de la hélice del tornillo es similar al que tiene la inclinación del canal en la velocidad relativa, pero también afecta el ancho del canal, modificando por lo tanto el área transversal disponible para el flujo del polímero. El efecto global es por tanto más complejo.

El efecto en el perfil de fusión se puede observar en la fig. 5.28. Como se ve al disminuir el ángulo de la hélice la longitud de fusión se incrementa. El efecto en el perfil de presión puede verse en la fig. 5.29.



V.2.7) Comportamiento Global del extrusor.

El modelo permite simular el comportamiento del extrusor a fin de obtener las curvas de comportamiento que lo caracterizan. La fig 5.30 representa un ejemplo. para nuestro extrusor, de $(\phi =)$ 5 cm de diametro, a Temperatura del barril constante e igual a 210°C (T_b). En esta fig. se presenta la relación entre gasto volumétrico (Q_v) y la presión de descarga (P_w), utilizando como parámetro la rapidez de rotación del tornillo.

Como se mencionó anteriormente, la presión máxima de operación del extrusor esta determinada por las características del material con que esta construido, de manera que esta gráfica permite establecer los flujos mínimos de operación que mantienen una presión de descarga inferior a está.

Por otro lado, es posible determinar una curva de este tipo (Q vs P) para el dado que se encuentre al final del extrusor. Empíricamente se ha encontrado que una ecuación de la forma $P=CQ^n$ - donde C y n son constantes a una temperatura dada, que se pueden determinar experimentalmente- es satisfactoria en la mayoría de los casos. De modo que la superposición de ambas curvas (la del extrusor y la del dado, cada una a sus propias condiciones de operación) permitiría establecer el comportamiento del sistema en el punto de intersección.

Obviamente, es posible obtener una curva de este tipo para cualquier temperatura, o perfil de temperaturas que se desee.

La curva de comportamiento adimensionalizada se muestra en la fig 5.31, usando como parámetro la rapidez de rotación. Como puede observarse, los puntos correspondientes a los diferentes valores de rapidez de rotación tienden a agruparse en una región muy estrecha.

Omega $-\Omega-$ (definido en la ecuación 2.25) adimensionaliza el flujo volumetrico, mientras que la presión de descarga se muestra adimensionalizada al dividirla entre $\eta_p^0 \gamma^0$.

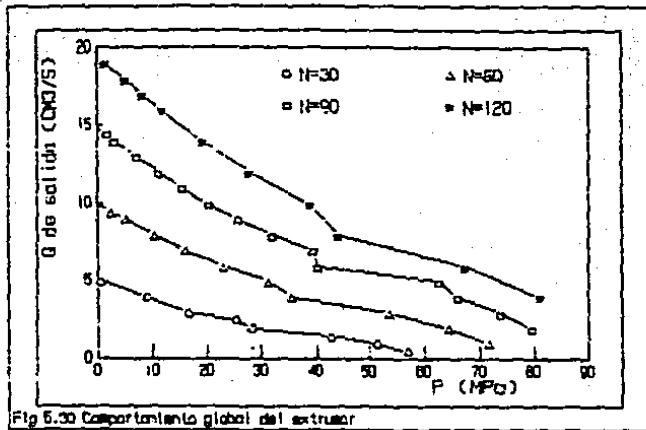


Fig 5.30 Comportamiento global del extrusor

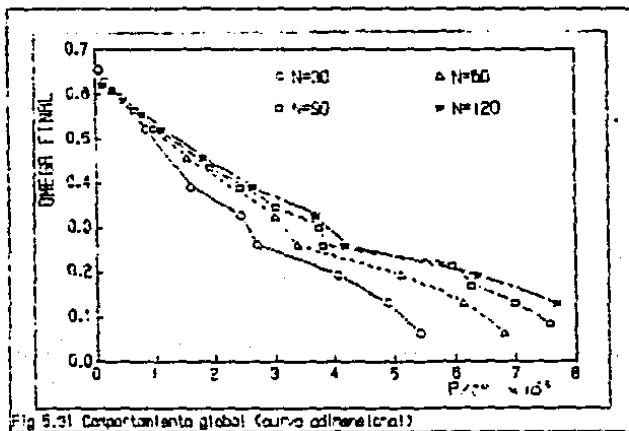


Fig 5.31 Comportamiento global (curvas adimensional)

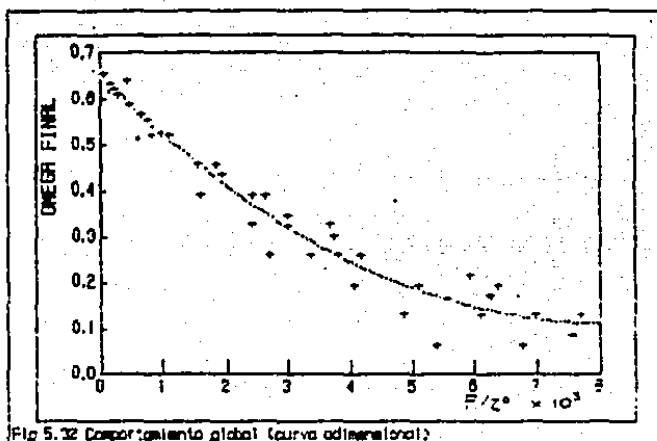


Fig. 5.32 Comportamiento global (curva adimensional).

La curva mostrada en la fig. 5.32 corresponde a la regresión por mínimos cuadrados de un polinomio de 3^{er} grado.

Puede observarse que a valores de presión bajos, practicamente todos los puntos obtenidos se encuentran sobre la curva de regresión. A valores de P mayores, que corresponden a valores de Ω pequeños, la dispersión es considerablemente mayor.

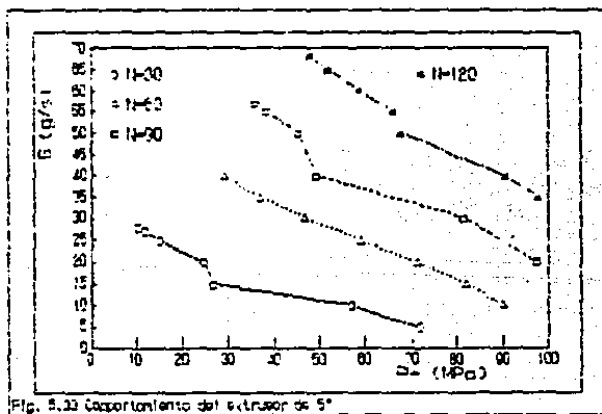
V. 2. B) Efecto del diámetro del barril.

El diámetro del barril constituye uno de los valores que define las características de un extrusor y constituye en la fase de diseño una de las variables más importantes, ya que su valor practicamente determina la capacidad del extrusor. El diámetro no solo determina la capacidad, sino que al modificarse, la magnitud de la velocidad relativa se ve tambien afectada, y por lo tanto la rapidez de fusión .

A fin de observar su efecto, manteniendo las otra variables constantes, se realizó la simulación del procesamiento de PS a $T_s = 210^\circ\text{C}$, con un tornillo tal que su longitud fuera constante (360 cm) con una profundidad del canal inicial de .79 cm y final de .30 cm.

La fig. 5.33 muestra las curvas de comportamiento de un extrusor de 5" de diametro a diferentes velocidades de rotación. Las curvas mostradas están restringidas a aquellos valores para los que es posible alcanzar la fusión total del material. Por esta razón las curvas no presentan los valores correspondientes a P bajas y flujos máscicos altos, ya que en estas condiciones la fusión quedaría incompleta.

Dichas curvas nos permiten establecer un rango de operación para la cantidad de material a extruir. Por ejemplo, la curva correspondiente a 60 rpm permite establecer que no sería posible extruir menos de 20 g/s de PS, ya que en este caso la presión generada por el material sería mayor que la que puede soportar el extrusor. Tampoco sería posible extruir más de 40 g/s si se desea que la fusión sea completa.



Las fig. 5.34 y 5.35 nos muestran los perfiles de presión y de sólido para la operación a 60 rpm. En estas figuras puede corroborarse lo dicho anteriormente. La fig 5.34 muestra que para el procesamiento de 10 ó 20 g/s de material la presión generada es excesiva. De la misma forma, la fig 5.35 muestra que si se procesaran 40 g/s de material, la fusión terminaría alrededor de 340 cm, es decir, quedarían solo 20 cm para la fusión del polímero fundido. Esto nos permite afirmar que el material extruido en estas condiciones sería muy poco homogéneo.

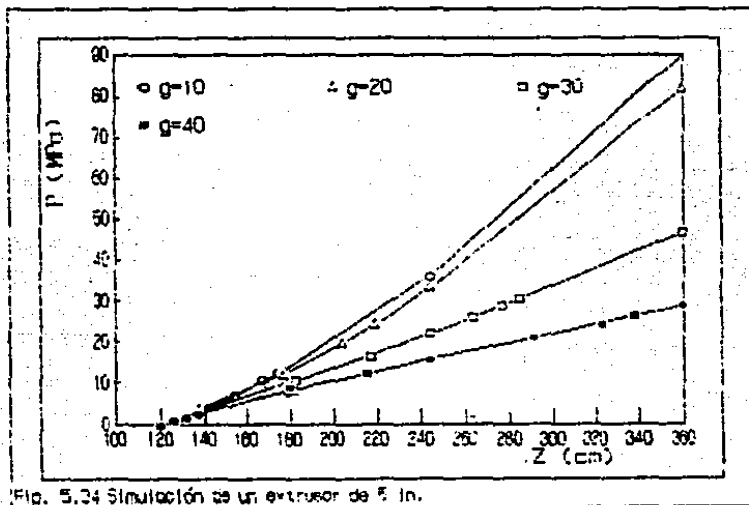
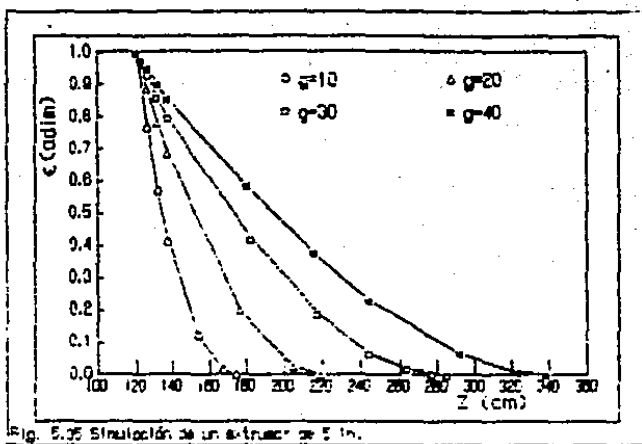
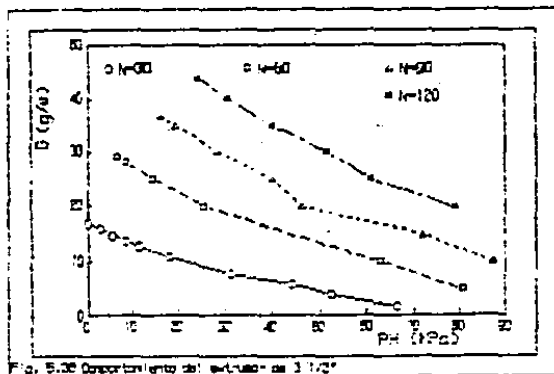


Fig. 5.34 Simulación de un extrusor de 5 in.



La fig. 5.36 presenta las características de operación para un extrusor con $\theta = 3\frac{1}{2}''$. Como puede observarse, el rango de G disminuye. La información que puede obtenerse de esta figura es similar a la del caso anterior.



Las figuras 5.37 y 5.38 presentan los perfiles de presión y de sólido para $N = 60$ rpm . En este caso la operación debe limitarse a $10 \text{ g/s} < G < 25 \text{ g/s}$.

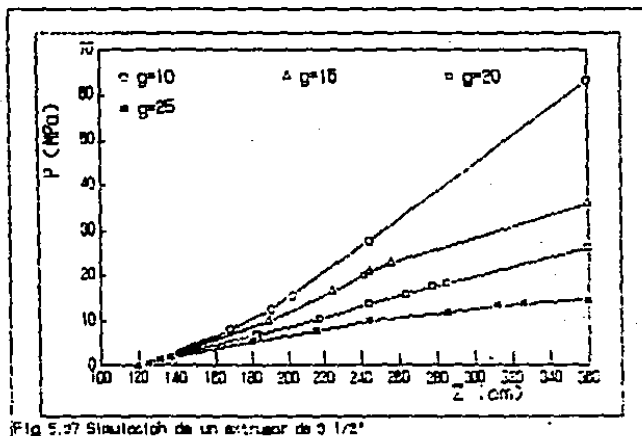


Fig 5.37 Simulación de un extractor de 3 1/2'

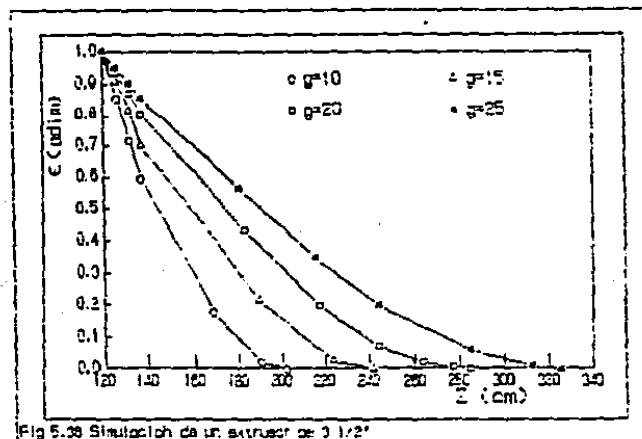


Fig 5.38 Simulación de un extractor de 3 1/2'

Las figuras 5.39, 5.40 y 5.41 corresponden a la operación de un extrusor de $\theta = 1\frac{1}{2}''$. En este caso el rango de flujos máxicos que es posible manejar, obviamente se reduce aún más. Los perfiles de Presión y sólido presentados corresponden también a $N = 60$ rpm.

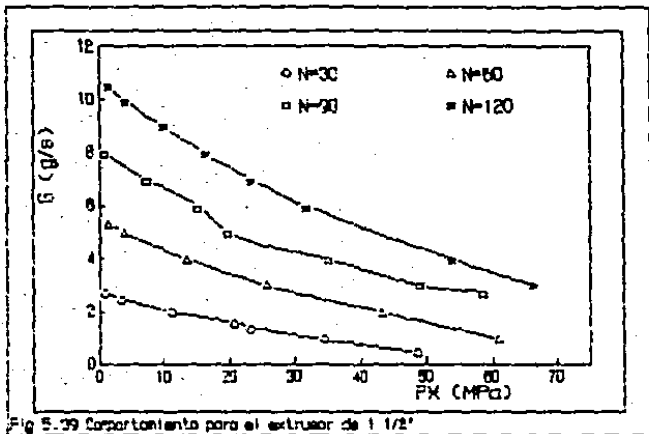


Fig. 5.39 Comportamiento para el extrusor de 1 1/2"

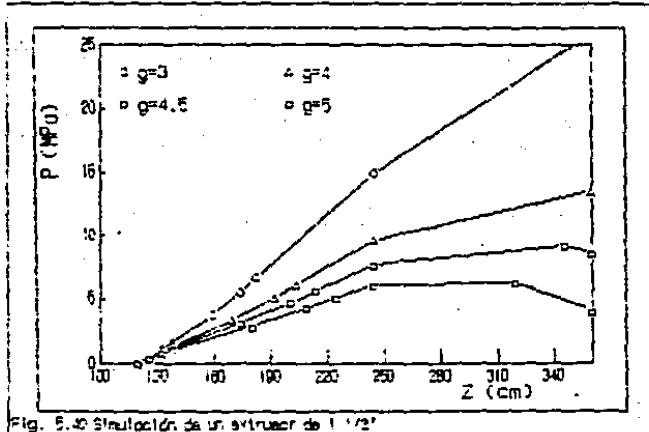


Fig. 5.40 Simulación de un extrusor de 1 1/2"

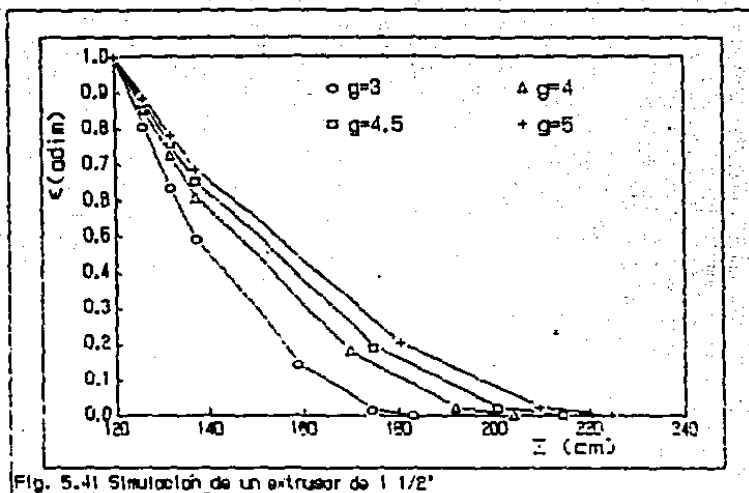


Fig. 5.41 Simulación de un extrusor de 1/2"

V. a. p) Procesamiento de otros polímeros.

A fin de observar el comportamiento del modelo para otros polímeros, se realizó la simulación del procesamiento de polietileno de alta densidad (HDPE). Para ello se obtuvieron los datos de propiedades físicas⁽²⁾ listados a continuación:

$$\rho_s = .9774 \text{ g/cm}^3$$

$$k = .49 \text{ J/ms} \cdot \text{K}$$

$$T_m = 130 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$C_{ps} = 2.3 \times 10^3 \text{ J/Kg}$$

$$h_m = 2.4 \times 10^3 \text{ J/Kg} \cdot \text{K}$$

La ecuación de densidad en función de la temperatura para el polímero fundido se estableció usando la ecuación de estado⁽²⁾:

$$1 - \frac{V(T,P)}{V(T,0)} = .0894 \ln \left[1 + \frac{P}{B(T)} \right]$$

donde:

$$B(T) = B_0 e^{-B_1 T}$$

$$V(T,0) = a_0 + a_1 T + a_2 T^2 \quad T < T_m$$

$$V(T,0) = V_0 e^{\alpha T} \quad T > T_m$$

con:

$$V_0 = .9172 \text{ cm}^3/\text{g}$$

$$B_0 = 1787 \text{ bar}$$

$$\alpha = 7.806 \times 10^{-4} \text{ 1/}^\circ\text{K}$$

$$B_1 = 4.661 \times 10^{-3} \text{ 1/}^\circ\text{C}$$

y:

$$a_0 = 1.2556 \text{ cm}^3/\text{g}$$

$$a_1 = -1.7743 \times 10^{-3} \text{ cm}^3/\text{g} \cdot \text{K}$$

$$a_2 = 3.3368 \times 10^{-6} \text{ cm}^3/\text{g} \cdot \text{K}^2$$

Los parámetros para la ley de la potencia fueron obtenidos a partir de mediciones en el Viscoelastic-tester para el HDPE producido por PEMEX, obteniéndose los siguientes valores:

$$n = .487$$

$$\eta^0 = 94940 \text{ KPa s}$$

$$b_T = 9.124 \times 10^{-3} \text{ 1/}^\circ\text{C}$$

$$y \quad T^0 = 170 \text{ }^\circ\text{C.}$$

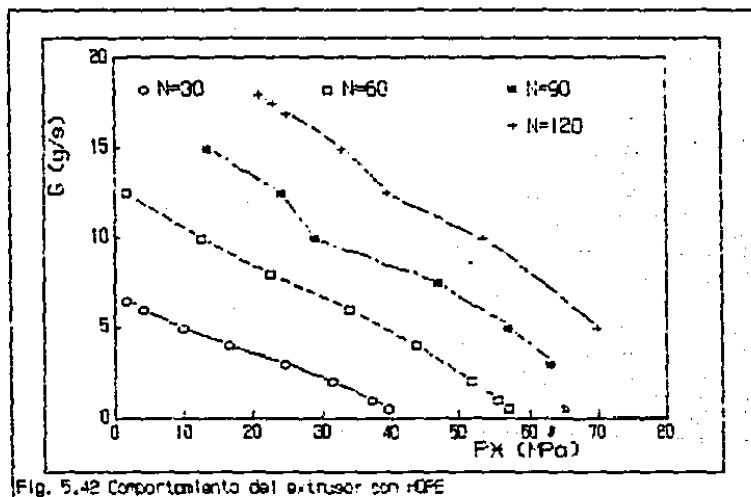
La fig. 5.42 presenta las curvas de comportamiento del extrusor con la rapidez de rotación del tornillo como parámetro.

Como puede verse el rango de operación es muy similar al del poliestireno, presentado en la fig 5.31. El perfil de temperaturas en el barril fue considerado de 210°C, 230°C y 240°C, que son los valores recomendados por el fabricante⁽²⁷⁾.

Sin embargo, el efecto del gasto másico en la longitud de fusión es mucho más acentuado (fig 5.43). De hecho, la cantidad de polímero máxima procesable es menor, dado que la fusión, en general, requiere mayor longitud.

Comparando los valores de la fig 5.43 con los obtenidos anteriormente para el procesamiento del PS es posible establecer que en general la longitud de fusión para el HDPE es mayor.

Las figuras 5.44 y 5.45 muestran los perfiles típicos obtenidos, en este caso para N=60 rpm.



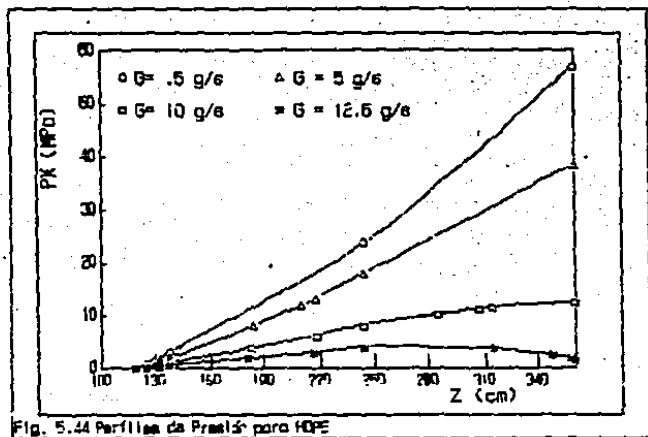


Fig. 5.44 Perfilas da Pressão para HDPE

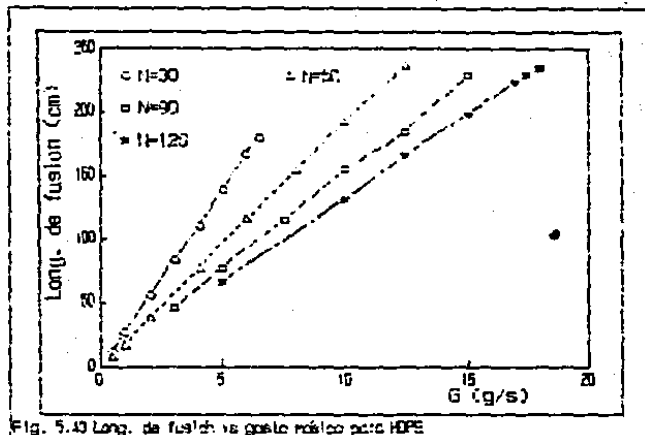


Fig. 5.43 Long. de fusão vs. vazão mássica para HDPE

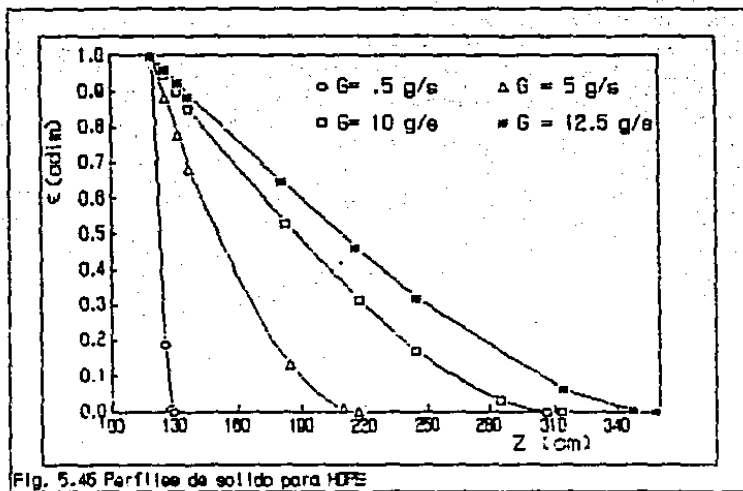


Fig. 5.45 Perfiles de sólido para HDPE

Como puede observarse, la forma de los perfiles no cambia al cambiar el polímero procesado, de manera que el polímero sometido a análisis puede ser amorfo -como el PS- o cristalino -como el HDPE- y solo sus características físicas y térmicas modificarán los valores que determinan si el procesamiento es satisfactorio o no, cosa que el modelo permite definir.

CAPITULO VI

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

La extrusión de termoplásticos constituye un proceso de gran complejidad que contempla 2 objetivos principales: (i) la fusión completa del polímero sólido alimentado con el fin de evitar variaciones en los artículos extruidos y (ii) el bombeo del polímero fundido con el objeto de elevar la presión de descarga y así poder hacerlo fluir a través de dados.

El proceso real involucra flujos helicoidales viscoelásticos no-isotérmicos, tanto en presencia de dos fases (líquido-sólido, durante la fusión) como de una fase (líquida) en un canal helicoidal de dimensiones variables.

El modelo propuesto en este trabajo constituye una modificación al Modelo de fusión de Tadmor e incorpora la existencia de flujo en la zona de dos fases permitiendo estimar el gradiente de presión generado en dicha zona, complementándose con el correspondiente a la zona de una fase. El modelo unidimensional describe el comportamiento de polímero fundido como un fluido incompresible no-newtoniano puramente viscoso (Fluido newtoniano generalizado ^(2,3,5,8)) mediante el modelo de ley-de potencia.

Los resultados obtenidos se consideran satisfactorios porque este modelo :

- describe cualitativamente bien el proceso de fusión con una aproximación de alrededor del 10 % cuando se le compara con resultados similares de modelos previamente reportados.

- genera valores numéricos que permiten explicar, no solo el comportamiento experimental observado sino también el efecto que las variables independientes (gasto másico, perfil de temperaturas en el barril, velocidad de rotación del tornillo, dimensiones del sistema máquina-husillo) tienen sobre las

variables dependientes (presión de descarga y longitud de fusión). Como resultado de ésto es posible establecer un rango para las condiciones de procesabilidad de un polímero en un conjunto máquina-husillo tanto para la fase de diseño de una máquina nueva, como para la fase de producción con una máquina existente.

Estos resultados corroboran las suposiciones hechas en el desarrollo del modelo. Por un lado la existencia de un flujo helicoidal en el proceso real implica que la viscosidad, aún para el modelo de ley de potencia, debe estar en función de más de un componente de la velocidad a través del segundo invariante del tensor de rapidez de deformación. Sin embargo, la simplificación propuesta en este trabajo de utilizar una 'regla de mezclado' para evaluar una viscosidad aparente promedio da resultados satisfactorios con el modelo unidimensional. Por otro lado, el uso de una densidad promedio en cada zona permite utilizar un modelo de flujo basado en la suposición de que el polímero fundido es incompresible, lo que permite efectuar un análisis mucho más sencillo. De acuerdo con la literatura ^(2,6,9,10,13) el efecto de compresibilidad es normalmente despreciable en el proceso de extrusión lo que no ocurre, por ejemplo, cuando se analiza el proceso de inyección. Además, existen efectos contrarios entre la presión y la temperatura sobre la densidad a lo largo del extrusor por lo que se espera que éstos tiendan a compensarse.

La descripción del proceso lograda con el modelo propuesto no solamente permite describir la fusión sino también el flujo de polímero fundido a través de la zona de dosificación; esto constituye tanto una descripción más completa del proceso como una verificación indirecta de que las ecuaciones unidimensionales usadas para la zona de dosificación son válidas, hecho que se observa de la comparación entre el modelo y los resultados experimentales.

Adicionalmente los resultados obtenidos de la simulación y la experimentación con el poliestireno permiten considerar que probablemente el modelo propuesto tiene un carácter más general, ya que el husillo utilizado fué diseñado para polietileno.

Finalmente, podemos señalar que es necesario ampliar la experimentación contando con equipo de procesamiento mejor instrumentado, diferentes materiales y medios para caracterizarlos adecuadamente, a fin de establecer los límites de aplicabilidad y confianza de este modelo.

CAPITULO VII

APENDICE I

NOMENCLATURA

La nomenclatura usada en este trabajo se presenta a continuación. En primer termino se presenta el simbolo que la identifica, a continuación su significado. Las unidades respectivas se incluyen entre paréntesisis 1 . En su caso, la ec. que la define se indica entre / /.

- a - inclinación del canal [cm^{-1}] /ec. 7.38/
- by - coeficiente de dependencia de la temperatura en la ley de potencia [$1/^\circ\text{K}$]
- c - claro [cm]
- Cps - Capacidad calorífica del polimero sólido [$\text{erg/g } ^\circ\text{K}$]
- D - diametro del extrusor [cm]
- e - espesor del álabe [cm]
- f - corrección por el modelo de ley de potencia al modelo newtoniano / ec. 2.21/ [adim]
- f_D /ec. 2.37/ [adim]
- f_p /ec. 2.38/ [adim]
- F_N /ec. 2.20/ [adim]
- g - corrección por el modelo de ley de potencia al modelo newtoniano / ec. 7.33 / [adim]
- G - gasto másico [g/s]
- hm - Calor de fusión [erg/g]
- H - altura ó profundidad del canal [cm]
- H_i - H al inicio de la fusión o de la zona de calculo [cm]
- H_f - u u u u al final del u
- Ho - altura ó profundidad del canal al inicio del extrusor

- k - conductividad térmica del polímero
[erg/s cm °C]
- K - constante de integración que caracterizan el flujo unidimensional -tipo 3- de polímero fundido en la dirección axial [adim]
- M - constante de integración que caracterizan el flujo unidimensional -tipo 2- de polímero fundido en la dirección axial [adim]
- n - índice de ley de potencia [adim]
- N - rapidez rotacional [r.p.m.]
- P - presión [KPa]
- P_M - presión de descarga [MPa]
- q_y - flux de calor hacia la cama sólido [erg/cm² s]
- Q_x - flujo volumétrico de polímero fundido arrastrado hacia la poza desde la película [cm³/s]
- Q_z - flujo volumétrico en la dirección axial de polímero fundido [cm³/s]
- r - rapidez de fusión por unidad de area interfacial [g / cm² s]
- R₀ /ec. 2.16/ [adim]
- R₁ /ec. 2.17/ [adim]
- R₂ /ec. 2.18/ [adim]
- R₃ /ec. 2.19/ [cm]
- s - recíproco del índice de ley de potencia [adim]
- T⁰ - Temperatura de referencia para la ley de potencia [°K]
- T₀ - Temperatura del barril [°C]
constante para cada zona
- T_m - Temperatura de fusión [°K]
- T_s - Temperatura de alimentación del material sólido al extrusor [°C]
- V_a - velocidad del barril [cm/s]

- V_{bx} - componente de la velocidad del barril en la dirección transversal [cm/s]
 V_{bz} - componente de la velocidad del barril en la dirección axial [cm/s]
 V_R - velocidad relativa [cm/s] /definido en la ec. 2.10/
 V_{ax} - velocidad de la cama sólida corriente abajo [cm/s]
 \overline{V}_x - velocidad promedio en la dirección transversal [cm/s]
 \overline{V}_z - velocidad promedio en la dirección axial [cm/s]
 W - anchura del canal [cm]
 X - inverso de K
 X - anchura del canal ocupada por el solido en el Modelo de Tadmor

- α /definido en la ecuación 2.8 / [adim]
 γ^0 - rapidez de deformación de referencia [1 /s]
 θ - diametro del extrusor [cm]
 ψ /ec. 2.9/ [adim]
 δ - profundidad de la película de fundido (zona C) [cm]
 c - fracción de la anchura del canal ocupada por la cama sólida [adim]
 ξ - constante de integración que caracterizan el flujo unidimensional -tipo 3- de polimero fundido en la dirección axial [adim]
 η^0 - viscosidad a las condiciones de referencia [dinas/cm² s]
 η viscosidad de la película de fundido (zona C) evaluada en la superficie del barril / ec. 2.24/ [dinas/cm² s]
 θ - ángulo de la hélice [°]
 constante para cada zona.

- λ - parámetro para la fusión [adim] / ec. 7.9/
- λ_i - valor de λ al iniciarse la fusión o al inicio de la zona de cálculo.
- λ_m - valor de λ al finalizar la fusión [adim] / 7.35/
- Λ /ec. 2.7/ [cm]
- $\bar{\mu}$ - viscosidad promedio [dinas/ cm² s]
- μ_p - viscosidad en la poza (zona B) /2.24/ [dinas/ cm² s]
- ρ_s - densidad del polímero sólido [g/cm³]
- ρ_m - densidad del polímero fundido [g/cm³]
- σ /ec. 2.8/ [adim]
- n - u el flujo en la dirección axial
/ec. 2.25 / [adim]
- η_s viscosidad de la película de fundido evaluada en la superficie del barril / ec. 2.24/ [dinas/ cm² s]

APENDICE 2

MODELO DE LEY DE POTENCIA

Como se establece en la primera sección del capítulo II las ecuaciones 2.1 a 2.5. que son el resultado de la aplicación de las leyes de conservación al proceso de fusión en el extrusor, contienen terminos que dependen de los perfiles de temperatura y velocidad de los flujos presentes en las diferentes zonas. Para proceder al análisis de los flujos es importante remarcar las implicaciones que tiene el modelo unidimensional. La fig. 7.1 muestra una vista superior del canal. La suposición de que las variaciones en la dirección 'x' son debiles ocasiona que los planos señalados P11 y P12 sean planos de presión constante. Es decir:

$$\frac{\partial P}{\partial x} = 0 \quad (7.1)$$

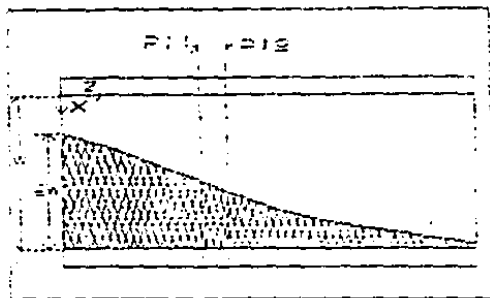


Fig 7.1 Planos de P cte

Como resultado de esta suposición el flujo en la dirección transversal 'x' es ocasionado unicamente por arrastre, no así el flujo en la dirección axial 'z' en la que se tiene también la presencia de un gradiente de presión.

Por otro lado, las figuras 7.2 y 7.3 muestran la descomposición de la velocidad del barril V_b en sus componentes axial y transversal, y la velocidad relativa considerando la velocidad de la cama sólido constante V_{sz} .

Así, el valor de la velocidad relativa esta dado por:

$$V_R = \sqrt{V_b^2 + V_{sz}^2 - 2 |V_b| |V_{sz}| \lg \theta} \quad (7.2)$$

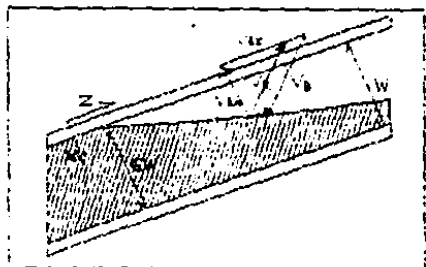


Fig 7.2 Velocidad superior

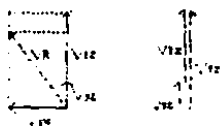


Fig 7.3 Velocidad relativa

Ahora bien, para el flujo del polimero fundido en la película (zona C) puede considerarse que, ya que su espesor es muy pequeño ($\delta \ll H$), el flujo causado por el arrastre es mucho mayor que el que es ocasionado por el gradiente de presión, de manera que el perfil de velocidad en esta zona es muy semejante al que se presentaría si no hubiera gradiente de presión, excepto cuando éste es sumamente elevado.

Bajo estas condiciones, y dado que para un fluido de ley de potencia la viscosidad queda descrita según la ecuación reológica:

$$\eta = \eta^0 \left| \frac{1}{\gamma^0} \frac{d V_r}{dy} \right|^{n-1} e^{-br (T-T^0)} \quad (7.3)$$

donde la viscosidad depende tanto del gradiente de velocidad como de la temperatura, la película (zona C) queda descrita por las ecuaciones:

$$\frac{d V_r}{dy} = 0 \quad (7.4)$$

$$k \frac{d^2 T}{dy^2} + \tau_{yr} \gamma_r = 0 \quad (7.5)$$

con las condiciones de frontera:

$$V_r (y=0) = 0$$

$$V_r (y=\delta) = V_m$$

$$T (y=0) = T_m$$

$$T (y=\delta) = T_e$$

y:

$$\tau_{yr} = \eta \gamma_r = \eta \frac{d V_r}{dy}$$

Sustituyendo con el modelo de ley de potencia se obtiene:

$$\tau_{yr} = \eta^0 \left[\frac{1}{\gamma^0} \frac{d V_r}{dy} \right]^{n-1} e^{-b_r(T-T^0)} \left[\frac{1}{\gamma^0} \frac{d V_r}{dy} \right] \gamma^0$$

$$\tau_{yr} = \tau^0 \left[\frac{1}{\gamma^0} \frac{d V_r}{dy} \right]^n e^{-b_r(T-T^0)}$$

de modo que definiendo las variables:

$$\zeta = \frac{y}{\delta} \quad \phi = \frac{V_r}{V_R}$$

$$\text{con } V_R = \sqrt{V_B^2 + V_{sz}^2 - 2 |V_B| |V_{sz}| \cos \theta}$$

$$\text{y } Br \psi = b_r (T-T^0)$$

se puede expresar:

$$\tau_{yr} = \tau^0 \left[\frac{-V_r}{\gamma^0 \delta} \right] \left[\frac{d\phi}{d\zeta} \right] e^{-Br\psi}$$

Así que la ecuación 7.4 expresa que:

$$\frac{d}{d\zeta} \left[\left[\frac{d\phi}{d\zeta} \right]^n e^{-Br\psi} \right] = 0 \quad (7.6)$$

y la ecuación 7.5 :

$$\frac{d^2 \psi}{d\zeta^2} + \frac{b_r \tau^0 \delta^2 \gamma^0}{k Br} \left[\frac{-V_r}{\gamma^0 \delta} \right] \left[\frac{d\phi}{d\zeta} \right] e^{-Br\psi} = 0$$

$$\text{de manera que si } Br = \frac{b_r \tau^0 \delta^2 \gamma^0}{k} \left[\frac{V_r}{\gamma^0 \delta} \right]^{n+1}$$

se obtiene:

$$\frac{d^2 \psi}{d\zeta^2} + \left[\frac{d\phi}{d\zeta} \right]^{n+1} e^{-Br\psi} = 0 \quad (7.7)$$

La ecuación 7.8 implica que:

$$\frac{d\phi}{d\zeta} = m_1 s Br \psi \quad (7.8)$$

donde $s=1/n$. De manera que sustituyendo en la ecuación 7.7 da:

$$\frac{d^2 \psi}{d\zeta^2} + m_1^{n+1} s Br \psi = 0$$

con condiciones de frontera:

$$\psi(\zeta=0) = \psi_m = \frac{b\gamma}{Br} \quad (T_m - T^0)$$

$$\psi(\zeta=1) = \psi_b = \frac{b\gamma}{Br} \quad (T_b - T^0)$$

que se puede escribir como:

$$s \frac{d}{d\zeta} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{d\psi}{d\zeta} \right)^2 + \frac{m_1^{n+1}}{s Br} e^{-sBr\psi} \right] = 0$$

o sea:

$$\frac{1}{2} \left(\frac{d\psi}{d\zeta} \right)^2 + \frac{m_1^{n+1}}{s Br} e^{-sBr\psi} = E_1$$

constante por determinar, pero que se puede expresar⁽²²⁾ como:

$$E_1 = \frac{m_1^{n+1}}{s Br} e^{sBr \psi_c}$$

donde ψ_c es otra constante no determinada. Así:

$$\begin{aligned} \left[\frac{d\psi}{d\zeta} \right]^2 &= \frac{2 m_1^{n+1}}{s Br} \left[e^{sBr \psi_c} - e^{sBr \psi} \right] \\ &= \frac{2 m_1^{n+1} e^{sBr \psi_c}}{s Br} \left[1 - e^{sBr(\psi - \psi_c)} \right] \end{aligned}$$

Haciendo que: $\cosh^2 u = e^{sBr(\psi - \psi_c)}$
la ecuación anterior se transforma a:

$$\frac{d\psi}{d\zeta} = \sqrt{\frac{sBr}{2} m_1^{n+1} e^{sBr \psi_c}} = \lambda \quad (7.9)$$

el lado derecho de esta ecuación es independiente de ζ y define al parámetro λ . Integrando esta ecuación se tiene que:

$$\psi = \lambda \zeta + E_2$$

Sustituyendo este resultado en 7.8 y despejando se encuentra que:

$$e^{sBr \psi} = e^{sBr \psi_c} \operatorname{sech}^2 (\lambda \zeta + E_2) \quad (7.10)$$

con las condiciones de frontera :

$$e^{sBr(\psi_m - \psi_c)} = \operatorname{sech}^2 E_2$$

$$e^{sBr(\psi_0 - \psi_c)} = \operatorname{sech}^2 (\lambda + E_2)$$

se tiene que:

$$e^{sBr} (\psi_m - \psi_c) = \left[\frac{\operatorname{sech}(\lambda + |Ez|)}{\operatorname{sech} |Ez|} \right]^2$$

o:

$$\begin{aligned} \frac{\operatorname{sech}(\lambda + |Ez|)}{\operatorname{sech} |Ez|} &= \exp \left\{ \frac{sBr}{2} (\psi_m - \psi_c) \right\} \\ &= \exp \left\{ \frac{sbr}{2} (T_m - T_m) \right\} = \alpha \end{aligned}$$

(7.11)

de manera que :

$$\cosh |Ez| = \alpha \cosh(\lambda + |Ez|)$$

y por identidades:

$$= \alpha [\cosh \lambda \cosh |Ez| + \sinh \lambda \sinh |Ez|]$$

de donde:

$$\operatorname{tgh} |Ez| = \frac{1 - \alpha \cosh \lambda}{\alpha \sinh \lambda} \quad (7.12)$$

o según la identidad de tgh^{-1} :

$$|Ez| = \sqrt{\frac{1 - \alpha e^{-\lambda}}{\alpha e^{-\lambda} - 1}} \quad (7.13)$$

La ecuación 7.8 es entonces:

$$\frac{d\phi}{d\xi} = m_1 e^{sBr\psi_c} \operatorname{sech}^2(\lambda + |Ez|)$$

que al ser integrada da:

$$\phi = n_2 + \frac{m_1}{\lambda} e^{sBr\psi_c} \operatorname{tgh}(\lambda + |Ez|) \quad (7.14)$$

usando las condiciones de frontera:

$$\phi(0) = 0$$

$$\phi(1) = 1$$

es posible establecer que:

$$\frac{m_1}{\lambda} e^{sBr\psi_c} \left[\operatorname{tgh} \{Ez - \operatorname{tgh}(\lambda + Ez)\} \right] = -1$$

Usando las identidades trigonométricas y la ecuación 7.12 se encuentra que:

$$\frac{m_1 e^{sBr\psi_c}}{\lambda} \left[\frac{1 + \alpha^2 - 2\alpha \cosh \lambda}{\alpha \sinh \lambda} \right] = -1 \quad (7.15)$$

De la ecuación 7.10:

$$e^{sBr\psi_c} = e^{sBr\psi_m} \cosh \{Ez\}$$

de manera que usando \cosh^{-1} y 7.13 :

$$e^{sBr\psi_c} = \frac{(\alpha^2 \sinh \lambda)^2 e^{sBr\psi_m}}{2\alpha \cosh \lambda - (1 + \alpha^2)} \quad (7.16)$$

Dado que la función exponencial siempre es positiva, se puede acotar a λ , ya que:

$$\cosh \lambda \geq \frac{1 + \alpha^2}{2\alpha} = \beta$$

o usando identidades:

$$\lambda \geq \ln \left(\beta + \sqrt{\beta^2 + 1} \right) \quad (7.17)$$

Despejando de 7.9 se obtiene :

$$m_1 = \left[\frac{2 \lambda^2}{sBr} e^{-sBr y_c} \right]^{1/(n+1)}$$

y usando 7.16:

$$m_1 e^{sBr y_c} = \left(\frac{2 \lambda^2}{sBr} \right)^{1/(n+1)} \left[\frac{(C \alpha \operatorname{senh} \lambda)^2 e^{sBr y_m}}{2 \alpha \operatorname{cosh} \lambda - (1 + \alpha^2)} \right]^{1/(n+1)} \quad (7.18)$$

De manera que la ecuación 7.15 establece:

$$\left(\frac{2 \lambda^2}{sBr} \right)^{\frac{1}{n+1}} \left\{ \frac{(C \alpha \operatorname{senh} \lambda)^2 e^{sBr y_m}}{2 \alpha \operatorname{cosh} \lambda - (1 + \alpha^2)} \right\} (1 + \alpha^2 - 2 \alpha \operatorname{cosh} \lambda) =$$

$$= \alpha \lambda \operatorname{senh} \lambda.$$

O, con sh representando el seno hiperbolico y ch representando el coseno hiperbólico:

$$F(\lambda) = \left\{ (C \alpha \operatorname{sh} \lambda)^2 \exp (sBr y_m) [2 \alpha \operatorname{ch} \lambda - (1 + \alpha^2)]^2 \right\}^{1/(n+1)}$$

$$- \alpha \lambda \left(\frac{sBr}{2 \lambda^2} \right)^{1/(n+1)} \operatorname{sh} \lambda = 0 \quad (7.19)$$

Así 7.14 equivale a:

$$\phi = \frac{m_1}{\lambda} e^{sBr\psi_c} \left[\operatorname{tgh} (\lambda \zeta + E_z) - \operatorname{tgh} E_z \right] \quad (7.20)$$

De manera que:

$$\frac{m_1 e^{sBr\psi_c}}{\lambda} = \frac{1 + \operatorname{tgh} \lambda \operatorname{tgh} E_z}{\operatorname{tgh} \lambda \operatorname{sech}^2 E_z}$$

dado que $\phi(1) = 1$

Usando identidades se obtiene que:

$$\phi = \frac{\operatorname{tgh} \lambda c}{\operatorname{tgh} \lambda} \left[\frac{\operatorname{ctgh} E_z + \operatorname{tgh} \lambda}{\operatorname{ctgh} E_z + \operatorname{tgh} \lambda c} \right]$$

De tal forma que al definir:

$$\gamma = \frac{\operatorname{ctgh} E_z + \operatorname{tgh} \lambda}{\operatorname{tgh} \lambda}$$

se obtiene:

$$\frac{d\phi}{d\zeta} = \frac{\gamma \operatorname{tgh} E_z}{(c \operatorname{ch} \lambda c + \operatorname{tgh} E_z \operatorname{sh} \lambda c)^2} \quad (7.21)$$

Así también para la superficie del barril, donde: $T = T_0$, $\zeta = 1$, $\phi = 1$ y $\psi = \psi_0$, la ecuación 7.10 establece:

$$e^{sBr\psi_0} = e^{sBr\psi_c} \operatorname{sech} (\lambda \zeta + E_z)$$

De manera que:

$$e^{-sBr y} = e^{-sBr y_c} \left[\frac{c(1 + \operatorname{tgh} \lambda \operatorname{tgh} (Ez))^2}{(1 - \operatorname{tgh}^2 \lambda)(1 - \operatorname{tgh}^2 (Ez))} \right]$$

Sustituyendo en la ec. 7.10 $e^{-sBr y_c}$ se obtiene:

$$e^{-sBr y} = e^{-sBr y_c} \left[\frac{1 - \operatorname{tgh}^2 \lambda \zeta}{1 - \operatorname{tgh}^2 \lambda} \right] \left[\frac{1 + \operatorname{tgh} \lambda + \operatorname{tgh} (Ez)}{1 + \operatorname{tgh}(\lambda \zeta) \operatorname{tgh} (Ez)} \right]$$

o:

$$\begin{aligned} e^{-sBr(\psi - \psi_c)} &= \frac{\operatorname{sech}^2 \lambda \zeta}{\operatorname{sech}^2 \lambda} \left[\frac{\operatorname{ctgh} (Ez + \operatorname{tgh} \lambda)}{\operatorname{ctgh} (Ez + \operatorname{tgh} \lambda \zeta)} \right]^2 \\ &= e^{-sbr/2 (T - T_c)} \end{aligned}$$

$$\text{con } \beta = \frac{\operatorname{sech} \lambda}{\operatorname{ctgh} (Ez + \operatorname{tgh} \lambda)}$$

$$e^{-sBr y} = \frac{e^{-sBr y_c}}{\beta^2} \left[\frac{\operatorname{sech} \lambda \zeta}{\operatorname{ctgh} (Ez + \operatorname{tgh} \lambda \zeta)} \right]^2 \quad (7.22)$$

Al sustituir 7.21 y 7.22 en ec. de viscosidad 7.3 :

$$\begin{aligned} \eta &= \eta_0 \left[\frac{1}{\gamma^0} \frac{d V_r}{dy} \right]^{n-1} e^{-br (T - T^0)} \\ &= \eta_0 \left[\frac{V_r}{\gamma^0 \delta} \frac{d \phi}{d \zeta} \right]^{n-1} e^{-Br y} \end{aligned}$$

Se obtiene:

$$\eta = \eta^0 e^{-b_T(T_B - T^0)} \left[\frac{V_r}{\gamma^0 \delta} \right]^{n-1} C \operatorname{ch} \lambda \zeta + \operatorname{tgh} \{Ez \operatorname{sh} \lambda \zeta\}^2$$

$$= \alpha^{2n} \left[\frac{1 + \operatorname{tgh} \{Ez \operatorname{tgh} \lambda\}}{\operatorname{tgh} \lambda} \right]^{n-1}$$

De manera que en la superficie del barril, η_B :

$$\eta_B = \eta \Big|_{\zeta=1} =$$

$$= \eta^0 e^{-b_T(T_B - T^0)} \left[\frac{V_r}{\gamma \delta \operatorname{sh} \lambda (C \operatorname{ch} \lambda + \operatorname{tgh} \{Ez \operatorname{sh} \lambda\})} \right]^{n-1}$$

(7.23)

En terminos de los componentes de la velocidad en la película, se tiene que:

$$\phi = \frac{V_r}{V_B} = \frac{V_x}{V_{Bx}} = \frac{V_z}{V_{Bz}}$$

De manera que la velocidad promedio en la dirección 'x' se evalua según:

$$\bar{V}_x = \frac{\int_0^{\delta} V_x(y) dy}{\int_0^{\delta} dy} = \frac{1}{\delta} \int_0^{\delta} V_x dy$$

$$= -V_{Bx} \int_0^1 \phi d\zeta$$

Así, según 7.20:

$$\begin{aligned} -\bar{v}_x &= \frac{v_{Bx} m_1}{\lambda} e^{sBr\psi_c} \int_0^1 \left\{ \operatorname{tgh}(\lambda \zeta + |Ez|) - \operatorname{tgh}|Ez| \right\} d\zeta \\ &= \frac{v_{Bx} m_1}{\lambda} e^{sBr\psi_c} \left\{ \frac{1}{\lambda} \ln \frac{\cosh(\lambda - |Ez|)}{\cosh |Ez|} - \operatorname{tgh} |Ez| \right\} \end{aligned}$$

Usando identidades es posible demostrar que:

$$\ln \frac{\cosh(\lambda + |Ez|)}{\cosh |Ez|} = \ln(1/\alpha)$$

Con este resultado y la ec. 7.18 se obtiene que:

$$\begin{aligned} -\bar{v}_x &= \frac{v_{Bx}}{2} \left\{ \frac{2}{\lambda} \left(\frac{2\lambda^2}{sBr} \right)^{1/(n+1)} \left[\frac{(C\alpha \operatorname{sh}\lambda)^2 \exp(sBr\psi_m)}{2\alpha \operatorname{ch}\lambda - (1-\alpha^2)} \right]^{1/(n+1)} \right. \\ &\quad \left. * \frac{\alpha \operatorname{sh}\lambda \ln\alpha + \lambda - \alpha\lambda \operatorname{ch}\lambda}{\alpha\lambda \operatorname{sh}\lambda} \right\} \end{aligned}$$

así que, si:

$$\begin{aligned} f &= -\frac{v_{Bx}}{\lambda} \left(\frac{2\lambda^2}{sBr} \right)^{1/(n+1)} \left[\frac{(C\alpha \operatorname{sh}\lambda)^2 e^{sBr\psi_m}}{2\alpha \operatorname{ch}\lambda - (1-\alpha^2)} \right]^{1/(n+1)} \\ &\quad * \left[\frac{\lambda + \alpha(\operatorname{sh}\lambda \ln\alpha - \lambda \operatorname{ch}\lambda)}{\alpha\lambda \operatorname{sh}\lambda} \right] \quad (7.24) \end{aligned}$$

podemos escribir:

$$V_x = -f \frac{V_{\max}}{2} \quad (7.25)$$

De modo que 'f' es un factor de corrección por el flujo no-newtoniano, que modifica la ec 2.2 para dar:

$$r \delta = \frac{\rho_m V_{\max}}{2 W} f \delta \quad (7.26)$$

La ecuación 7.10 establece que:

$$\psi = \psi_c + \frac{2}{s Br} \ln \left[\operatorname{sech} C \lambda \zeta + E z \right] = \frac{b r}{Br} (T - T^0)$$

Así que para el balance de calor:

$$k \frac{dT}{dy} \Big|_{y=0} = \frac{Br k}{b r \delta} \frac{d\psi}{d\zeta} \Big|_{\zeta=0} = - \frac{2 k \lambda}{s b r \delta} \left[\frac{1 - \alpha \operatorname{ch} \lambda}{\alpha \operatorname{sh} \lambda} \right]$$

Que al ser sustituido en la ec. 2.3 da:

$$- \frac{2 k \lambda}{s b r \delta} \left[\frac{1 - \alpha \operatorname{ch} \lambda}{\alpha \operatorname{sh} \lambda} \right] - r C_{ps} (T_m - T_e) = r h_m$$

de manera que definiendo $g = - \frac{2 \lambda (1 - \alpha \operatorname{ch} \lambda)}{s \alpha \operatorname{sh} \lambda} \quad (7.27)$

se obtiene:

$$\frac{g k}{b r \delta} = r [C_{ps} (T_m - T_e) + H_m] \quad (7.28)$$

Es conveniente hacer notar que tanto f (ec. 7.24) como g (ec. 7.27) representan factores de corrección con respecto al fluido newtoniano, y que ambos a su vez son funciones del parámetro λ definido por la ec. 7.9.

Considerando la definición de Br dada en 7.7 por:

$$Br = \frac{b_T \dot{\gamma}^0 \tau^0}{k} \left[\frac{V_R}{\dot{\gamma}^0} \right]^{n+1} \delta^{1-n}$$

y despejando de 7.10:

$$Br = \frac{2 \lambda^{1-n}}{s} (\alpha \operatorname{sh} \lambda)^{n+1} e^{sBr \psi_m} [2\alpha \operatorname{ch} \lambda - (1+\alpha^2)]$$

De forma que δ en términos de λ resulta ser, con:

$$\Lambda = \left[\frac{2 \dot{\gamma}^0 k}{s b_T \tau^0 V_R^{n+1}} \right]^{1/(n+1)} \left[\frac{\exp \left\{ \frac{sBr}{s-1} \psi_m \right\}}{\alpha} \right] \quad (7.24)$$

$$\delta = \frac{\Lambda \lambda}{\operatorname{sh} \lambda} \left[2 \alpha \operatorname{ch} \lambda - (1 + \alpha^2) \right]^{1/(n+1)} \quad (7.30)$$

Ahora bien, despejando r de 7.28 y sustituyendo en 7.28 se obtiene:

$$\frac{g k c}{b_T [C_p (T_m - T_s) + h_m] \delta} = \frac{\rho_m V_{R,x}}{2 W} f \delta$$

por lo que:

$$\delta^2 = \frac{2 W k}{b \gamma \rho_m V_{ax} [C_p (T_m - T_e) + h_m]} \left(\frac{g}{f} \right) e$$

y por tanto, usando 7.30 :

$$e = \frac{f}{g} \left[\frac{b \gamma \rho_m V_{ax} [C_p (T_m - T_e) + h_m]}{2 W k} \right] \\ = \left(\frac{\Lambda \lambda}{\text{sh} \lambda} \right) \left[2 \alpha \text{ch} \lambda - (1 + \alpha^2) \right]^{2\alpha / (2\alpha - 1)} \quad (7.31)$$

El cociente f/g se puede poner en términos de λ usando 7.27 y 7.24, de esta forma definiendo:

$$\sigma = \frac{s b \gamma \rho_m V_{ax} [C_p (T_m - T_e) + h_m] \Lambda^2 \alpha}{2 W k} \quad (7.32)$$

se obtiene:

$$e = P_0(\lambda) = \sigma \frac{[\alpha (\lambda \text{ch} \lambda - \text{sh} \lambda \ln \alpha) - \lambda]}{\text{sh} \lambda (\alpha \text{ch} \lambda - 1)} \\ = \left[2 \alpha \text{ch} \lambda - (1 + \alpha^2) \right]^{(2\alpha - 1) / (2\alpha - 1)} \quad (7.33)$$

De manera que λ y c están relacionados por la función:

$$F(\lambda, c) = \sigma I \alpha (c \lambda \operatorname{ch} \lambda - \operatorname{sh} \lambda \ln \alpha) - \lambda \left[2 \alpha \operatorname{ch} \lambda - (1 + \alpha^2) \right]^{(c+1)/(c-1)} - c \operatorname{sh} \lambda (c \lambda \operatorname{ch} \lambda - 1) = 0 \quad (7.34)$$

Al finalizar la fusión, se tiene que $c = 0$, y por lo tanto:

$$\lambda_m = \cosh^{-1} \left[\frac{1 + \alpha^2}{2 \alpha} \right] \quad (7.35)$$

Lo que implica que $\delta = 0$ (ec. 7.30) al terminar la fusión.

Además, usando $\cosh^{-1} x = \ln | x + \sqrt{x^2 + 1} |$ se obtiene que $\lambda_m = -\ln \alpha$. El uso de identidades permite así mismo establecer que $\operatorname{sh} \lambda_m = (1 - \alpha^2)/2\alpha$. De manera que λ_m es simultáneamente raíz de los 2 paréntesis cuadrados que aparecen en el numerador de la ec. 7.33.

Reacomodando la ec. 2.1, y bajo la suposición de que $\delta \ll H$ se tiene que:

$$\frac{d(Hz)}{dz} = - \frac{r}{\rho_s V_{az}} \quad (7.36)$$

De manera que sustituyendo r en la 7.28 se obtiene:

$$- \frac{d}{dz} (Hz) = \sqrt{\frac{\rho_m V_{ax} k}{2 b \gamma W [C_p (T_m - T_s) + h_m]}} \left(\frac{1}{\rho_s V_{az}} \right) \sqrt{g c}$$

pero:

$$\rho_s V_{az} = \frac{G}{WH_0}$$

y:

$$z = \frac{1}{a} \left[(1+az) \exp \left\{ - \int_1^z \frac{a Ho dz}{aHoz + \psi \sqrt{fgz}} \right\} - 1 \right] \quad (7.38)$$

derivando esta ecuación con respecto a z :

$$\begin{aligned} \frac{dz}{dz} &= \frac{1+az}{a} \left\{ \exp \left[- \int_1^z \frac{aHo dz}{aHoz + \psi \sqrt{fgz}} \right] \right\} \\ &= \frac{d}{dz} \left\{ - \int_1^z \frac{aHo dz}{aHoz + \psi \sqrt{fgz}} \right\} \end{aligned}$$

Aplicando la regla de Leibnitz:

$$\begin{aligned} \frac{d}{dz} \left\{ - \int_1^z \frac{aHo dz}{aHoz + \psi \sqrt{fgz}} \right\} &= \\ &= - aHo \left\{ \int_1^z \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{1}{aHoz + \psi \sqrt{fgz}} \right] dz + \right. \\ &\quad \left. \frac{1}{aHoz + \psi \sqrt{fz} g(z)} \frac{dz}{dz} - \frac{1}{aHo + \psi \sqrt{f(1)g(1)}} \frac{d(1)}{dz} \right\} \\ &= - \frac{a Ho}{aHoz + \psi \sqrt{fgz}} \end{aligned}$$

Por lo que la ecuación 7.38 da:

$$\frac{dz}{dz} = - \frac{Ho}{aHoz + \psi \sqrt{fgz}} \exp \left[- \int_1^z \frac{aHo dz}{aHoz + \psi \sqrt{fgz}} \right] \quad (7.39)$$

Dado que tanto z como f y g son funciones de λ (ec. 7.24, 7.27, y 7.33), el argumento de la integral puede ser expresado en función de λ . La sustitución de las ecuaciones anteriores permite establecer que:

$$\frac{\Psi}{aHo} \sqrt{f g z} = R_1(\lambda) = \frac{\Psi}{aHo} \sqrt{\frac{4\sigma}{5a}} \left| \frac{\lambda + \alpha(1+\alpha) \operatorname{sh} \lambda - \lambda \operatorname{ch} \lambda}{\operatorname{sh} \lambda} \right| \left[2\alpha \operatorname{ch} \lambda - (1+\alpha^2) \right]^{s/(s+1)} \quad (7.40)$$

y dado que $z = R_0(\lambda)$ - ec. 7.33 - y $\frac{dz}{dz} = \frac{dz}{d\lambda} \frac{d\lambda}{dz}$:

$$\frac{d z}{d \lambda} = \frac{d R_0}{d \lambda} = R_2(\lambda) = -\sigma \frac{[2\alpha \operatorname{ch} \lambda - (1+\alpha^2)]^{(s+1)/(s-1)}}{\operatorname{sh}^2 \lambda (\alpha \operatorname{ch} \lambda - 1)^2} \left\{ \operatorname{sh} \lambda (\alpha \operatorname{ch} \lambda) \right. \\ \left. + \left[1 + \alpha \left[\ln \left(\frac{\alpha}{\sigma} \right) \operatorname{ch} \lambda - \lambda \operatorname{sh} \lambda \right] \right. \right. \\ \left. \left. + 2 \left(\frac{s+1}{s-1} \right) \alpha \operatorname{sh} \lambda \frac{[2+\alpha(1+\alpha) \operatorname{sh} \lambda - \lambda \operatorname{ch} \lambda]}{2\alpha \operatorname{ch} \lambda - (1+\alpha^2)} \right] \right. \\ \left. - [\lambda + \alpha(1+\alpha) \operatorname{sh} \lambda - \lambda \operatorname{ch} \lambda] [2\alpha \operatorname{ch}^2 \lambda - \operatorname{ch} \lambda - \alpha] \right\} \quad (7.41)$$

Así que,

$$\begin{aligned}
 - \int_1^{\epsilon} \frac{a H_0 d\omega}{a H_0 \omega + \psi \sqrt{f g \omega}} &= - \int_1^{\epsilon} \frac{d\omega}{\omega + \psi / a H_0 \sqrt{f g \omega}} \\
 &= - \int_{\lambda_1}^{\lambda} \frac{R_2(\lambda) d\lambda}{R_0(\lambda) + R_1(\lambda)} \quad (7.42)
 \end{aligned}$$

donde λ_1 es el valor de λ al inicio de la fusión y λ es el valor que corresponde a un ϵ dado.

Así:

$$dz = - \frac{H_1 R_2}{a H_0 (R_0 + R_1)} \exp \left\{ - \int_{\lambda_1}^{\lambda} \frac{R_2}{R_0 + R_1} d\lambda \right\} d\lambda \quad (7.43)$$

De la ec. 2.4, y usando \bar{V}_x (ec. 7.25) se tiene que:

$$Q_z = \frac{V_{0x}}{2} \int_0^z \delta f dz \quad (7.44)$$

de manera que si:

$$R_3(\lambda) = \delta f \quad (7.45)$$

la sustitución de las ecuaciones 7.43, 7.30 y 7.24 en la 7.45 dan, en términos de λ :

$$Q_z = - \frac{V_{0x} H_1}{2 a H_0} \int_{\lambda_1}^{\lambda} \frac{R_2 R_3}{R_0 + R_1} \exp \left\{ - \int_{\lambda_1}^{\lambda} \frac{R_2}{R_0 + R_1} d\lambda \right\} d\lambda \quad (7.46)$$

Sustituyendo 7.40 en 7.38 se obtiene:

$$H = H_0(1 + az) = H_0(1 + a z_i) \exp \left\{ - \int_{\lambda_i}^{\lambda} \frac{R_2}{R_0 + R_1} d\lambda \right\}$$

$$H = H_i \exp \left\{ - \int_{\lambda_i}^{\lambda} \frac{R_2}{R_0 + R_1} d\lambda \right\} \quad (7.47)$$

Partiendo de la ecuación para el modelo newtoniano ⁽²⁾:

$$Q_z = \frac{w v_z H}{2} - \frac{w H^3}{12 \bar{\mu}} \frac{dP}{dz} \quad (7.48)$$

se obtiene:

$$\int_{P_0}^P dP = \int_{\lambda_i}^{\lambda} - \left[\frac{6}{H^2} \bar{\mu} v_{az} - \frac{12 \bar{\mu} Q_z}{w H^3 (1-c)} \right] \frac{H_i R_1}{a H_0 (R_0 + R_1)} \\ = \exp \left\{ - \int_{\lambda_i}^{\lambda} \frac{R_2}{R_0 + R_1} d\lambda \right\} d\lambda \quad (7.49)$$

dónde todas las variables se pueden expresar en términos de

λ .

El resumen final de este modelo forma parte del cap 3.

APENDICE 3

FLUJO DE POLIMERO FUNDIDO

Según el modelo de ley de potencia:

$$\tau_{yz} = \eta^0 \left| \frac{1}{\gamma^0} \frac{dV_z}{dy} \right|^{n-1} \frac{dV_z}{dy}$$

y dado que:

$$\frac{d\tau_{yz}}{dy} = -\frac{dP}{dz} \quad (7.50)$$

Adimensionalizando con:

$$\zeta = \frac{y}{H} \quad \text{y} \quad \phi = \frac{V_z}{\Gamma V_{Bz}}$$

donde:
$$\Gamma = \frac{\gamma^0 H}{V_{Bz}} \left[\frac{H}{r^0} \frac{dP}{dz} \right]^{\frac{1}{n}}$$

la ec 7.50 da:

$$\frac{d}{d\zeta} \left[\left| \frac{d\phi}{d\zeta} \right|^{n-1} \frac{d\phi}{d\zeta} \right] = 1 \quad (7.51)$$

Sin embargo, se pueden presentar varios tipos de perfiles de velocidad según las condiciones de flujo por arrastre y flujo de presión que se tengan:

Caso I.

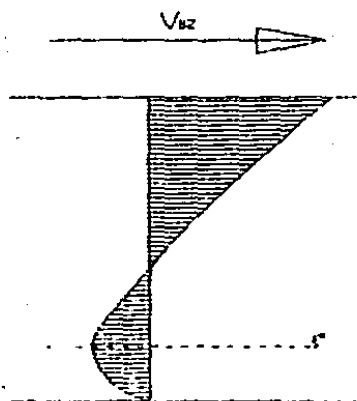


Fig 7.4
esquema
del perfil
de
velocidad
Caso I

El caso I, en el que se tiene flujos mezclados se muestra en la fig. 7.4.

En este caso, existe un punto identificado con ζ^* donde

$$\left. \frac{d V_x}{dy} \right|_{V_x=0} = 0. \text{ Arriba de este punto } \frac{d V_x}{dy} > 0, \text{ y abajo}$$

$$\frac{d V_x}{dy} < 0. \text{ Por esta razón, la ecuación 7.51 debe ser resuelta}$$

en 2 partes:

zona inferior:

En esta zona:

$$\frac{d V_x}{dy} < 0 \quad \text{o} \quad \frac{d \phi_L}{d \zeta} < 0$$

Así que 7.51 queda expresada como:

$$-\frac{d}{d\xi} \left[-\frac{d\phi_L}{d\xi} \right]^n = 1$$

ecuación que con las condiciones de frontera; $\phi_L(0) = 0$ y $\phi_L'(\xi^M) = 0$ tiene como solución:

$$\phi_L = \frac{1}{s+1} \left[c\xi^M - \xi^{s+1} - c\xi^M \right]^{s+1} \quad 0 \leq \xi \leq \xi^M$$

a) zona superior:

La ec. 7.51 exprese en esta zona que:

$$\frac{d\phi_U}{d\xi} > 0 \quad \text{con} \quad \xi^M \leq \xi \leq 1$$

con condiciones de frontera ; $\phi_U'(\xi^M) = 0$ y $\phi_U(1) = 1/\Gamma$, de manera que su solución es:

$$\phi_U = \frac{1}{\Gamma} + \frac{1}{s+1} \left[c(\xi - \xi^M)^{s+1} - c(1 - \xi^M)^{s+1} \right] \quad \xi^M \leq \xi \leq 1$$

en ξ^M $\phi_U = \phi_L$ y por tanto:

$$c(1 - \xi^M)^{s+1} - c(\xi^M)^{s+1} = \frac{s+1}{\Gamma}$$

El flujo en la dirección 'z' está dado por:

$$\begin{aligned}
 Q_z &= \int_0^{(1-c)W} \int_0^H V_z \, dy \, dx \\
 &= (1-c)WHV_{\max} \Gamma \left\{ \int_0^{\xi^*} \phi_L \, d\xi + \int_{\xi^*}^1 \phi_U \, d\xi \right\} \\
 &= \frac{(1-c)WHV_{\max} \Gamma}{(s+1)(s+2)} \left[(1-\xi^*)^{s+2} + (\xi^*)^{s+2} - (s+2)(\xi^*)^{s+1} \right]
 \end{aligned}$$

El presente caso tiene dos extremos posibles, esquematizados en la fig 7.5. De manera que definiendo Ω como:

$$\Omega = \frac{Q_z}{(1-c)WHV_{\max}}$$

se tiene que si $\Omega = 0 \Rightarrow \xi^* = \xi^*_{\max}$, y si $\Omega = \frac{1}{s+1} \Rightarrow \xi^* = 0$.

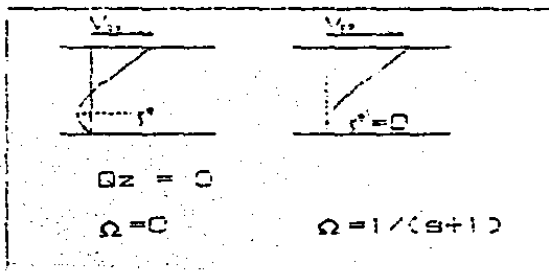


Fig 7.5 Representación esquemática de los perfiles de velocidad para Ω como Ω

Entre estos límites se puede escribir, en términos de la constante de integración (ξ^M) que:

$$\mu_p = \frac{A (s+1)^n}{\delta (1-2\delta)} \left[\frac{V_{Bz}}{H} \right]^{n-1} \left[(1-\xi^M)^{s+1} - \xi^{M+s+1} \right]^{-n}$$

$$H = \frac{Qz (s+2)}{V_{Bz} W} \left[\frac{(1-\xi^M)^{s+1} - \xi^{M+s+1}}{(1-\xi^M)^{s+2} + \xi^{M+s+2} - (s+2) \xi^{M+s+1}} \right]$$

y

$$dz = \frac{Qz (s+2)}{aH_0 V_{Bz} W} \left\{ \frac{-(s+1)[(1-\xi^M)^s + \xi^{Ms}]}{(1-\xi^M)^{s+2} + \xi^{M+s+2} - (s+2)\xi^{M+s+1}} + (s+2) [(1-\xi^M)^{s+1} - \xi^{M+s+1}][(1-\xi^M)^{s+1} - \xi^{M+s+1}(s+1)\xi^{Ms}] \right\} d\xi^M$$

Mientras que ξ^M se relaciona con Ω a través de :

$$(s+2)\Omega [(1-\xi^M)^{s+1} - \xi^{M+s+1}] - [\xi^{M+s+2} + (1-\xi^M)^{s+1} - (s+2) \xi^{M+s+1}] = 0$$

Caso II .

Similarmente, para el caso II, en la fig. 7:8 se presenta la forma de los límites y el perfil correspondiente, expresando ahora la constante de integración como Ω .

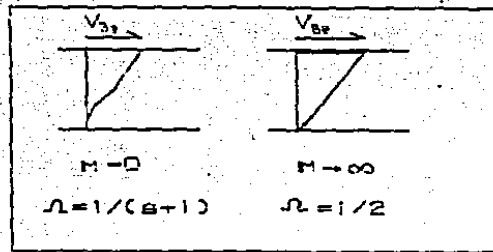


Fig 7.6 Representación esquemática del perfil de velocidades $\langle C_{cep} II \rangle$

$$\mu_p = \frac{A (s+1)^n}{8\zeta(1-2n)} \left[\frac{V_{Bz}}{H} \right]^{n-1} \left[(1+M)^{s+1} - M^{s+1} \right]^{-n}$$

$$H = \frac{Q_z (s+2)}{V_{Bz} W M} \left[\frac{(1+M)^{s+1} - M^{s+1}}{(1+M)^{s+2} - M^{s+2} - (s+2)M^{s+1}} \right]$$

y:

$$dz = \frac{Q_z (s+2)}{aH_0 V_{Bz} W} \left\{ \frac{[(1+1/M)^{s+2} - 1 - (s+2)/M]}{M^2 [(1+1/M)^{s+2} - 1 - (s+2)/M]^2} \right. \\ \left. + \frac{(s+2)}{M} \left[(1+1/M)^{s+1} - 1 \right]^2 \right\} dM$$

con M determinada por:

$$(s+2)\Omega \left[(1+M)^{n+1} - M^{n+1} \right] - \left[(1+M)^{n+2} - M^{n+2} - (s+2)M^{n+1} \right] = 0$$

Para el caso III, y usando como variable de integración K se presentan los casos limites esquematizados en la fig 7.7.

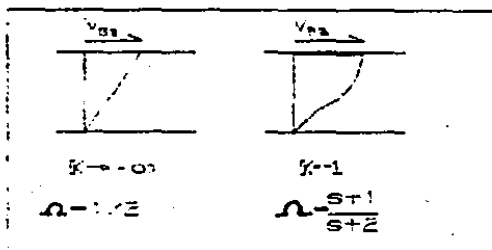


Fig 7.7 Representación esquemática del perfil de velocidades <Case III>

De manera que usando $X = -K$ tal que $X \in (1, \infty)$, se tiene que:

$$\mu_p = \frac{A (s+1)^n}{S (1-2\Omega)} \left(\frac{V_{0z}}{H} \right)^{n-1} \frac{1}{X^{n+1}} \left\{ \frac{[(1-1/X)^{n+1} - 1]^{1-n}}{[(1-1/X)^{n+1} - 1]} \right\}$$

$$H = - \frac{Q_z (s+2)}{V_{0z} W X} \frac{[(1-1/X)^{n+1} - 1]}{[(1-1/X)^{n+2} - 1 + (s+2)/X]}$$

$$dz = - \frac{Qz (s+2)}{aH_0 V_{bz} W} \left\{ \frac{[(1-1/X)^{s+2} - 1 - (s+2)/X]}{X^2 [(1-1/X)^{s+2} - 1 - (s+2)/X]} \right. \\ \left. - (s+2) \left[(1-1/X)^{s+1} - 1 \right]^2 \right\} dX$$

y:

$$(s+2) \Omega [(X-1)^{s+1} - X^{s+1}] + [(X+1)^{s+2} - X^{s+2} + (s+2) X^{s+1}] = 0$$

Así, aplicando la sustitución adecuada a cada caso en la ec. 7.48 se tiene que:

$$\Delta P = \rho V_{bz} \Omega_1 - \frac{\rho Qz}{W} \Omega_2$$

con:

$$\Omega_1 = \int_{c_1}^{c_2} \frac{\mu_p}{H^2} d c \qquad \Omega_2 = \int_{c_1}^{c_2} \frac{\mu_p}{H^2} d c$$

donde c_1 y c_2 son los valores de la constante adecuada en los extremos de la zona en la que se esta evaluando el ΔP .

APENDICE 4

CARACTERISTICAS DEL MODELO PROGRAMADO

El modelo fue programado en FORTRAN IV y alimentado a la computadora Burroughs con el nombre 'F'.

Los datos son alimentados a través de un archivo llamado 'D' en formato libre con la siguiente secuencia:

No. de corrida, N, G, Ts, Pexp.

Ts1, Ts2, Ts3

evaluación de ρ_m C 1 para dato constante, 2 para promediar con la temperatura.

Unombreu, ρ_s , ρ_m , ks, Tm, Cps, hm

n, η^0 , by, T⁰

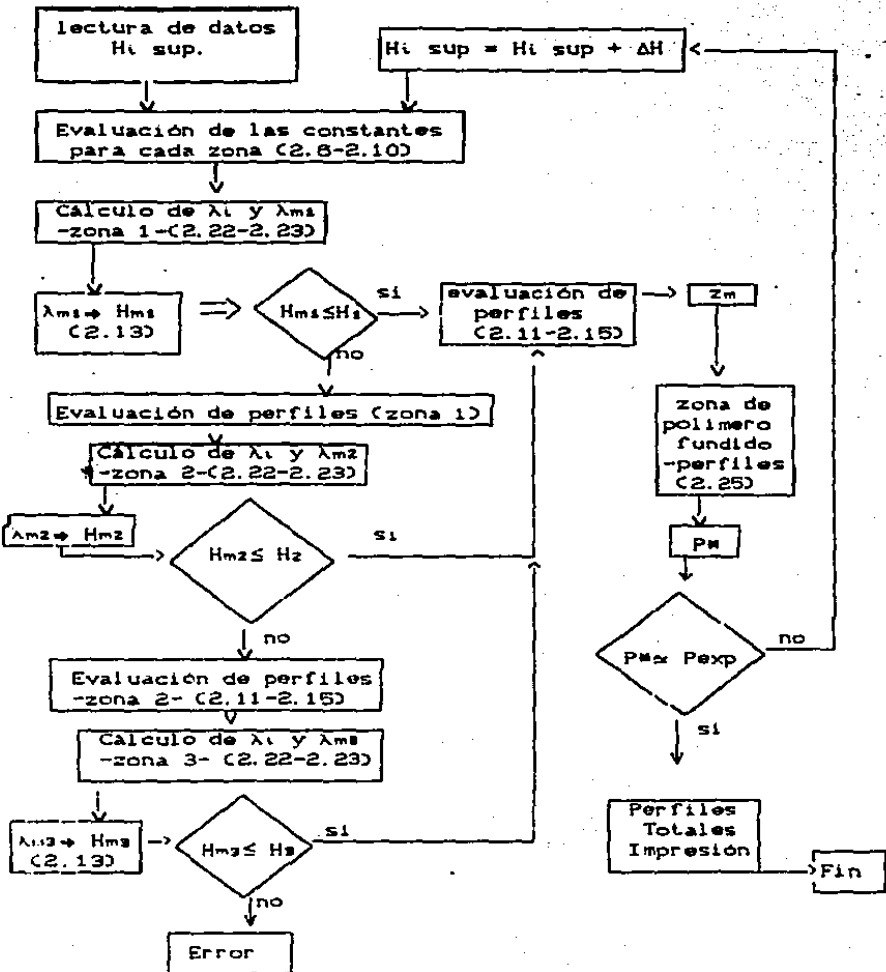
H_i supuesta, ΔH

En el caso en que la ρ_m sera evaluada a la temperatura promedio el programa llama a la subrutina DENM, que debe contener la función con la que se evalua $\rho_m(T)$.

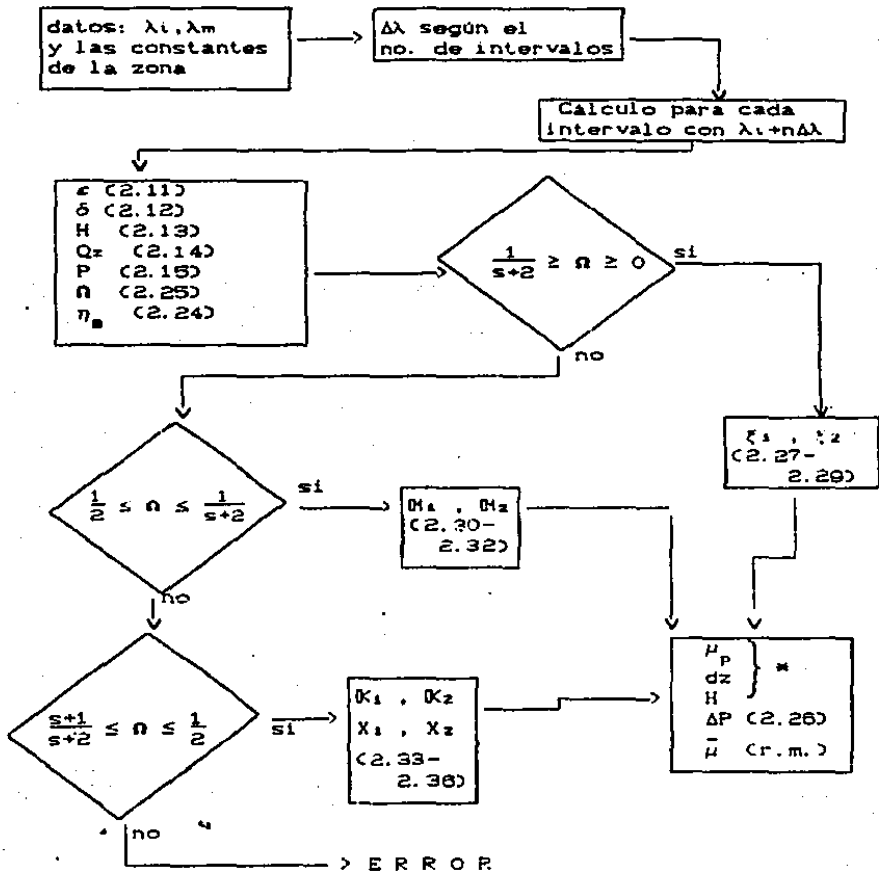
Los ultimos datos alimentados corresponden al valor de H en que se supone se inicia la fusión, y el incremento en este valor que tomara el programa para encontrar la solución.

El programa busca el valor de H_i que permita que la presión de salida P* coincida con la presión experimental reportada Pexp, dentro de una tolerancia preficada (en nuestro caso .1%).

La secuencia de cálculo se presenta en los siguientes esquemas. El primero establece la secuencia general, mientras que el segundo esquematiza la secuencia en que se obtienen los perfiles en la zona de fusión. Los numeros entre parentesis se refieren a las ecuaciones usadas en cada calculo. En el segundo esquema (r.m.) es dada por la regla de mezclado, y * indica que ese paso depende de la variable de entrada.



Cálculo de perfiles (para cada zona en que se tenga la presencia de 2 fases):



Al concluir la zona de 2 fases, los perfiles son evaluados directamente a partir del valor de Ω , que permite encontrar los valores de las constantes (ξ, M o K) y por lo tanto obtener μ , H , dz , y ΔP . Es importante recalcar que en esta condición (flujo de una sola fase), el valor de Q_z permanece constante, por lo que la evaluación de Ω es directa y permite encontrar los límites de integración.

A continuación se anexa el listado del programa, así como uno de los listados de salida, a fin de observar la manera en que se obtienen los resultados. Debe observarse que en los valores correspondientes al cambio de zona, se tiene 2 valores, el correspondiente al último valor (frontera) de la zona anterior, y el primero de la zona que se inicia.

También los cambios en el régimen de flujo, si se presentan una vez terminada la fusión son reportados.

C: VALORES CTE'S POR ZONA

```
100 GO TO 100 IF I=1
THE(I,Z)=THEG(I,Z)=PI/180.
W(I,Z)=PI+D=SIGN(THE(I,Z))-.67
VB(I,Z)=PI+D+M*ACOS(THE(I,Z))
VBI(I,Z)=PI+D+M*SIGN(THE(I,Z))
TB(I,Z)=TBD(I,Z)+273.1
100 K=K+1
300 WRITE(IIS,431) VC,ICV,ICW,MFC,NICI
431 FORMAT(15X,'CORRIDO EXPERIMENTAL',#,"I2,3X,"VISC=",I2,3X,"CORP="
1 I#,"#3,72X,"# P.C.",3X,I2,3X,"# I#,"#3,72X,I2,77)
IT=1
CALL CEXT(X,PSPM,FX,AUXERR)
310 K1=X+DX
CALL CEXT(X1,PSPM,FX1,AUXERR)
IT=IT+1
IF (AUXERR.EQ.2) GO TO 26
PRD=FX*FX1
IF (PRD) 301,312,303
IF (FX.EQ.0.) KR=FX
IF (FX1.EQ.0.) KR=X1
GO TO 320
303 IF(DX) 309,305,303
309 IF(X1.GE.X4) GO TO 305.
305 IF(X1.GE.X1) GO TO 305
311 FX=FX1
GO TO 310
WRITE(IIS,/) "NO HAY PAIZ EN EL INTERVALO PADO"
301 IF ((FX-FX1).LE.20) GO TO 30
YV=(X+X1)/2
GO TO 317
30 XV=X + (FX*(X1-X)/(FX-FX1))
CALL CEXT(XV,PSPM,FV,AUXERR)
IT=IT+1
FV=ABS(FV)
IF (FV.LE.1E-5) GO TO 100
WRITE(IIS,/) "LA FUNCION TIENE UN VALOR INFINITO"
32 STU=1
WRITE(IIS,/) "MAXIMA APROXIMACION ALCANZADA EN "#,IT," ITER."
IF (ABS(FX)) .LT. ABS(FX1) GO TO 33
IF (ABS(FX1)) .LT. ABS(FX) GO TO 33
XV=X
GO TO 100
IF (ABS(FX)) .LT. ABS(FX) GO TO 35
35 FR=FV
GO TO 100
37 FR=X1
GO TO 100
39 X4=X1
IVMAX=IVMAX+1
DX=DX/3.55
IF (IVMAX.GT.5) GO TO 22
GO TO 310
----- NO CONVERGE ----- LA PRESION EXPERIMENTAL ESTA FUERA DEL
22 WRITE(IIS,/) "PRESION FUERA DEL RANGO DE CALCULO"
WRITE(IIS,/) "NO HAY CONVERGENCIA"
30 CALL EXIT
309 IF(AV.LT.TOL) GO TO 307
```



```

AQ1(Z)=NIS*SQRT(AQ1)*G
IF (IMPR.EQ.1) WRITE (IS,405)IZ,AV(IZ),ANC(IZ),AP(IZ),A2(IZ)
405 FORMAT(/,5X,"CTES. PAPA LA ZONA ",I3,5X,"I3,5X",I3,5X,"ALFAE ",F15,9,5X
1 PLAW = ",F15,10,76X," SIGMA = ",F15,9,5X," PSI = ",F15,10,76X)
RETURN
END

```

COPY

```

=====SUBROUTINA PARA EL CALCULO DE RAICES=====
SUBROUTINE PARZ(X0,X1,DX,F,FM,XP,IT,FAST)
COMMON/BL/D,G,TS,TW,DEMS,DENM,C5,C6,DHF,APC,NVIS,NWO,BQ,TO,S,A,
1 F3(S),H2(K),H0(C),LINT,THE(S),CC,CC,FILEE,IT,INC,EPS,GIF,
2 ICV,ICG,NOR,I3,ZI,NTF,L=IA(C),P7F,V(C),VIST(4),I*RA
300 X=X0
IT=1
FX=F(X)
310 X1=X+DX
FX1=F(X1)
IF (FAST.EQ.1) WRITE (IS,/) "X = ",X1, "FA=", FX1
PRO=FX+FX1
302 IF (PRO.EQ.0.0) X=X1
IF (FX1.EQ.0.0) X=X1
GO TO 320
303 IF (DX) X=X0
304 IF (X1-GET(X)) GO TO 305
GO TO 311
309 IF (M.GE.X1) GO TO 305
311 X=X1
FX=FX1
IT=IT+1
GO TO 310
305 WRITE (IS,/) "NO HAY RAIZ EN EL INTERVALO DADO"
STOP
307 XV=(X+X1)/2
FV=F(XV)
WRITE (IS,/) "X = ",XV, "FV=" FV
IF (ABS(FV)) .LT. EPS .OR. ABS(X1-X0) .LT. EPS) GO TO 311
IT=IT+1
AV=AVC(FV)
IF (AV.LT.FM) GO TO 305
WRITE (IS,/) "LA FUNCION TIENDE A INFINITO"
313 IF (AV.LT.EPS) GO TO 307
PRO=FX+FV
312 X=XV
FX=FX1
GO TO 311
315 X1=XV
FX1=FV
GO TO 301
317 X=XV
318 RETURN
END
FUNCTION DPM(T)
COMMON / LOCK, N, NAME, NICK, P, P, I, S, F, N, N, C, P, D, M
DPM = 1. / (ADM + DPM**T)
RETURN
END

```

COPY

COPY

=====CALCULO DE LAS RTB (FUNCIONES DE L)=====

```

SUBROUTINE EPRBS(X, R0, P1, R2, R3, F)
COMMON /BL1/D, S, TS, TM, DEN, DENM, VS, CS, DFF, NPE, NVIS, MD, BU, TO, S, A,
1 TB(3), HZ(3), H0(3), LIN(3), THE(3), EC, REC, PI, PE, IZ, LINC, RGS, AIF,
2 ICV, IC, HOP, ZI, RTF, LFM(3), PZF, VPC(3), VPC(4), IADR
COMMON /BLOCKX/AM(3), AR(3), AP(3), AS(3), LFFC(3)
AA=AM(IZ)
B=AP(IZ)
C=AQ(IZ)
DD=AN(IZ)
CX=COSH(A)
SX= SINH(X)
RL1=2*AA*CX-(1.+AA**2)
RL2=AA*(X*CX-ALOG(AA)*SX)-X
RL3=AA*CX-1
R21=(RL2/(SX+RL3))*F
IF (RL1.LT.D) RL1=D.
R22=RL1*(S+1.)/(S-1.)
R23=C*SQRT(4.*B/(S+1.))
R24=RL1*(1./S-1.)
R1=RP1*RD4*ABS((-RL2)/SX)
PK1=AA*(Y+X+CX-ALOG(AA)*C)-1.
PK2=CX*RL3+AA*SX**2
PK1=PK1+PK2*(1/(SX+RL3)+2)
TM1=RL1*(2./S-1.)
TM2=TM1*(1.+AA*RL2*(S+1.)/(RL3*(S-1.))
R3=DD*(RL1*(S/(S-1.)))/F
IF (X.EQ.0) LFFC(IZ)=S*TB
F=(RL2/RL1)/X
GO TO 2
END

```

*****CALCULO DE PERFILES*****

```

SUBROUTINE PERP (X, NI, L, E, DEL, T, P, VPEL, VPOZ, L1, C, S, F)
REAL L
COMMON /BL1/D, S, TS, TM, DEN, DENM, VS, CS, DFF, NPE, NVIS, MD, BU, TO, S, A,
1 TB(3), HZ(3), H0(3), LIN(3), THE(3), EC, REC, PI, PE, IZ, LINC, RGS, AIF,
2 ICV, IC, HOP, ZI, RTF, LFM(3), PZF, VPC(3), VPC(4), IADR
COMMON /BLOCKX/AM(3), AR(3), AP(3), AS(3), LFFC(3)
DIMENSION L(4), E(4), DEL(4), VPEL(4), VPOZ(4), EFA(4)
1 VISA(4), P(5), VPEL(5), VPOZ(5), EFA(5), C(5)
COMMON /BL1/VPE, VPO, IADR
CATEP=AL FCF=DD F6=2
DK=(X-LIN(IZ))/NI
NIA=LINC
NIF=LINC+1
NIF=LINC+NI+1
DO I=1, NI LINC=I, NIF
L(I,INC)=LINC(IZ)+((LINC-41)-1)*DX
IF (L(I,INC).EQ.1) AND (LINC.EQ.NIF) L(I,INC)=F
CALL EPRBS (X, R0, P1, R2, R3, F)
E(I,INC)=R0
DEL(I,INC)=R1
F(I,INC)=F2(A)
Z(I,INC)=((H(LINC)/HGR)-1)/A
R7(I,INC)=R3(Z)

```

CC

```

P1 = -6. VMBZ(1) + GAUSS(1, IN(12), X, N(12), 6.0297E-14, 1.125)
P2 = (P1 + P2) / 2. EOT
IF (I(1) - P1) .NE. 0.0 WRITE (IS, /) "IZ = ", IZ, " INCL = ", IINC, " DP, A = ", DP,
1 P(IINC) = P1 + P2 + PZF
VISC(IINC) = VISC(X)
ETA(IINC) = -EF
IF (CM(IINC) .EQ. 3) FTA(IINC) = -EF
CM(IINC) = CM
MPOL(IINC) = MPOL
305 CONTINUE
IINC = IINC + 1
GZF = GZF(IINC)
PZF = PZF(IINC)
EE = EE(IINC)
IF (I(7) .NE. 124) GO TO 304
302 GO TO (3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11, 12, 13, 14, 15, 16, 17, 18, 19, 20, 21, 22, 23, 24, 25, 26, 27, 28, 29, 30, 31, 32, 33, 34, 35, 36, 37, 38, 39, 40, 41, 42, 43, 44, 45, 46, 47, 48, 49, 50, 51, 52, 53, 54, 55, 56, 57, 58, 59, 60, 61, 62, 63, 64, 65, 66, 67, 68, 69, 70, 71, 72, 73, 74, 75, 76, 77, 78, 79, 80, 81, 82, 83, 84, 85, 86, 87, 88, 89, 90, 91, 92, 93, 94, 95, 96, 97, 98, 99, 100)
303 IF (I(1) .NE. 124) WRITE (IS, 10) IZ, ER, E(IINC)
10 FOR MAT (I) = 1, 15 DO FUSION ENCL 70N, " 12, " COM E = "
11 GO TO 310
304 IF (I(1) .NE. 124) WRITE (IS, 11) IZ, ER, E(IINC)
11 FOR MAT (I) = 1, 15 DO FUSION ENCL 70N, " 12, " COM E = "
307 IF (I(1) .NE. 124) WRITE (IS, 12) IZ, ER, E(IINC)
12 FOR MAT (I) = 1, 15 DO FUSION ENCL 70N, " 12, " COM E = "
311 GO TO 310
312 GO TO 310
313 STOP
314 END

```

CC

***** INTEGRATION FOR CLASSIC *****

FUNCTION	GAUSS	(1 - A)	B	M	FUN
1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	1
3	1	1	1	1	1
4	1	1	1	1	1
5	1	1	1	1	1
6	1	1	1	1	1
7	1	1	1	1	1
8	1	1	1	1	1
9	1	1	1	1	1
10	1	1	1	1	1
11	1	1	1	1	1
12	1	1	1	1	1
13	1	1	1	1	1
14	1	1	1	1	1
15	1	1	1	1	1
16	1	1	1	1	1
17	1	1	1	1	1
18	1	1	1	1	1
19	1	1	1	1	1
20	1	1	1	1	1
21	1	1	1	1	1
22	1	1	1	1	1
23	1	1	1	1	1
24	1	1	1	1	1
25	1	1	1	1	1
26	1	1	1	1	1
27	1	1	1	1	1
28	1	1	1	1	1
29	1	1	1	1	1
30	1	1	1	1	1
31	1	1	1	1	1
32	1	1	1	1	1
33	1	1	1	1	1
34	1	1	1	1	1
35	1	1	1	1	1
36	1	1	1	1	1
37	1	1	1	1	1
38	1	1	1	1	1
39	1	1	1	1	1
40	1	1	1	1	1
41	1	1	1	1	1
42	1	1	1	1	1
43	1	1	1	1	1
44	1	1	1	1	1
45	1	1	1	1	1
46	1	1	1	1	1
47	1	1	1	1	1
48	1	1	1	1	1
49	1	1	1	1	1
50	1	1	1	1	1
51	1	1	1	1	1
52	1	1	1	1	1
53	1	1	1	1	1
54	1	1	1	1	1
55	1	1	1	1	1
56	1	1	1	1	1
57	1	1	1	1	1
58	1	1	1	1	1
59	1	1	1	1	1
60	1	1	1	1	1
61	1	1	1	1	1
62	1	1	1	1	1
63	1	1	1	1	1
64	1	1	1	1	1
65	1	1	1	1	1
66	1	1	1	1	1
67	1	1	1	1	1
68	1	1	1	1	1
69	1	1	1	1	1
70	1	1	1	1	1
71	1	1	1	1	1
72	1	1	1	1	1
73	1	1	1	1	1
74	1	1	1	1	1
75	1	1	1	1	1
76	1	1	1	1	1
77	1	1	1	1	1
78	1	1	1	1	1
79	1	1	1	1	1
80	1	1	1	1	1
81	1	1	1	1	1
82	1	1	1	1	1
83	1	1	1	1	1
84	1	1	1	1	1
85	1	1	1	1	1
86	1	1	1	1	1
87	1	1	1	1	1
88	1	1	1	1	1
89	1	1	1	1	1
90	1	1	1	1	1
91	1	1	1	1	1
92	1	1	1	1	1
93	1	1	1	1	1
94	1	1	1	1	1
95	1	1	1	1	1
96	1	1	1	1	1
97	1	1	1	1	1
98	1	1	1	1	1
99	1	1	1	1	1
100	1	1	1	1	1


```

C SUM = SUM + (D1+D2)
C CONTINUE
C CORR = CORR + INTERNA
C GAUIN = (1./2.)*SUM
C RETURN
C END

```

```

=====FOR=====PARA=====CALCULAR=====EL=====DADO=====

```

```

FUNCTION FL (X)
COMMON /BL1/ D, G, TS, TM, DENS, DENM, KG, CS, DHF, NPC, NVIS, W, B, T, S, A,
1 T3(3), HZ(3), HO(3), LIV(3), TLE(3), EC, CEC, P, EE, IZ, INC, EPS, GFF,
2 ICV, ICA, HCR, IS, ZI, KTF, LFFIN(3), PZF, VR(3), VIS(4), IADD,
CO = 404 / BLOCK 2 / AM(3), AN(3), AP(3), AQ(3), LMF(3)
CX = COSH(X)
SX = SINH(X)
AA = A*(IZ)
B = AP*(IZ)
F1 = AA*(CX - SX * ALOG(AA)) - 1
F2 = AA*(CX + SX) - (1 + AA**2)
IF (CX**2 - 1) .EQ. 0 F2 = 1
F3 = T3*(1 + (T3 + 1)/(S - 1))
F4 = B * F1 * F3
F5 = EE * SX * (AA * CX - 1)
FL = F1 - F4
RETURN
END

```

```

C FUNCION DE CONVERGENCIA PARA H
C

```

```

FUNCTION FM1 (X)
COMMON /BL1/ D, G, TS, TM, DENS, DENM, KG, CS, DHF, NPC, NVIS, W, B, T, S, A,
1 T3(3), HZ(3), HO(3), LIV(3), TLE(3), EC, CEC, P, EE, IZ, INC, EPS, GFF,
2 ICV, ICA, HCR, IS, ZI, KTF, LFFIN(3), PZF, VR(3), VIS(4), IADD,
CO = 404 / BLOCK 2 / AM(3), AN(3), AP(3), AQ(3), LMF(3)
REAL KG
KMF = FM1(X)
FM1 = X - HZ(IZ)
DET = JFN
END

```

```

C EVALUACION DE H
C

```

```

FUNCTION F (X)
COMMON /BL1/ D, G, TS, TM, DENS, DENM, KG, CS, DHF, NPC, NVIS, W, B, T, S, A,
1 T3(3), HZ(3), HO(3), LIV(3), TLE(3), EC, CEC, P, EE, IZ, INC, EPS, GFF,
2 ICV, ICA, HCR, IS, ZI, KTF, LFFIN(3), PZF, VR(3), VIS(4), IADD,
CO = 404 / BLOCK 2 / AM(3), AN(3), AP(3), AQ(3), LMF(3)
REAL KG
KMF = F(X)
F = X - HZ(IZ)
DET = JFN
END

```

```

FUNCTION F2 (X)
COMMON /BL1/ D, G, TS, TM, DENS, DENM, KG, CS, DHF, NPC, NVIS, W, B, T, S, A,
1 T3(3), HZ(3), HO(3), LIV(3), TLE(3), EC, CEC, P, EE, IZ, INC, EPS, GFF,
2 ICV, ICA, HCR, IS, ZI, KTF, LFFIN(3), PZF, VR(3), VIS(4), IADD,
CO = 404 / BLOCK 2 / AM(3), AN(3), AP(3), AQ(3), LMF(3)
REAL KG
KMF = F2(X)
F2 = X - HZ(IZ)
DET = JFN
END

```



```

EXTERNAL FQ1
FQ1 = VBX(I2) * WJ(I2) / (HOR * Z * A) * GAUSS(LIN(I7), X, NPC, FQ1) + QZF
RETURN
END

```

FUNCION AUXILIAR PARA EVALUAR Q

```

FUNCTION FQ(X)
COMMON /BL/D, G, TS, TP, DENG, DENM, KS, CS, DHF, NPC, NVIS, MU, BD, TD, S, A
1 TB(3), HZ(3), WJ(3), LIN(3), THE(3), EC(3), EC(3), SI(3), IZ(3), INC, EPS, GZF
2 ICV, ICQ, HOR, YS, ZS, RIF, LFIN(3), DZF, VR(3), VIS(4), IMPR
REAL KS, GAUF
EXTERNAL FN
CALL ERRES(X, R0, R1, P2, R3, F)
FQ1 = R2 * R3 / (R0 * R1) * F
FQ2 = EXP(-GAUS(LIN(I2), X, NPC, FN))
FQ = FQ1 * FQ2
WRITE(15,/) "X, FQ1, FQ2, FQ", X, FQ1, FQ2, FQ
RETURN
END

```

CALCULO DE DP/ DL ARGUMENTO DEL ARRASTRE

```

FUNCTION FDP(X)
REAL KS, GAUS
COMMON /BL/D, G, TS, TP, DENG, DENM, KS, CS, DHF, NPC, NVIS, MU, BD, TD, S, A
1 TB(3), HZ(3), WJ(3), LIN(3), THE(3), EC(3), EC(3), SI(3), IZ(3), INC, EPS, GZF
2 ICV, ICQ, HOR, YS, ZS, RIF, LFIN(3), DZF, VR(3), VIS(4), IMPR
COMMON /BLOCK/ W(1), W(2), W(3), W(4), W(5), VZ(3), VR(3), V(4), M, O, P, Q, R
X = F(X)
FQ1 = F(X)
FQ2 = (1 - (C * C / F)) * (1 - (X * W(1)))
1 FQ = (THE(I2)) * (1 - (C * C / F)) * (1 - (X * W(1))) * (1 + (F1 * C * (C * F / A)) * F / (C *
FDP = VISC(A) * F(X) * FQ1 * FQ2
VX = V * C(F)
VY = FN(X)
1 WRITE(15,/) "X, FQ1, FQ2, FQ", X, FQ1, FQ2, FQ
RETURN
END

```

CALCULO DE DP/ DL ARGUMENTO DEL ARRASTRE

```

FUNCTION FDP(X)
REAL KS, GAUS
COMMON /BL/D, G, TS, TP, DENG, DENM, KS, CS, DHF, NPC, NVIS, MU, BD, TD, S, A
1 TB(3), HZ(3), WJ(3), LIN(3), THE(3), EC(3), EC(3), SI(3), IZ(3), INC, EPS, GZF
2 ICV, ICQ, HOR, YS, ZS, RIF, LFIN(3), DZF, VR(3), VIS(4), IMPR
COMMON /BLOCK/ W(1), W(2), W(3), W(4), W(5), VZ(3), VR(3), V(4), M, O, P, Q, R
X = F(X)
FDP = F(X)
XH = FN(X)
FDP1 = F(X)
IF (ICV, CS, 3) FDP = (1 - (C * XH / W(1))) * (1 + (F1 * C * (C * F / A)) * F / (C *
1 SIN (THE(I2)))
FDP2 = VISC(X) * F1(X) * FN(X) / ((1 - EE) * XH * P2)
FDP = FDP1 * FDP2
VX = VISC(X)
VY = FN(X)
IF (IMPR, EQ, 1) WRITE(15,/) "X, FQ1, FQ2, FQ", X, FQ1, FQ2, FQ
1 RETURN
END

```



```

500 (IINC)=IINC+PLW
510 (IINC)/(HGR)-1)/(A)
520 IF (IINC) NE 0) WRITE (IS, 3) OM, H(IINC), VIS(IINC), P(W
530 CALL INT (CT2, CT1, 2, X11, Y12, CW)
540 IF (IMPR) X11 = (I2 = 3167) W(I1F)) * A12
550 IINC=IINC+1
560 GO TO 11
570 (IINC)=IINC+1
580 VIS(IINC)=VIS(CT2)
590 ETAC(IINC)=CT2
600 IF (IINC) NE 0) ETAC(IINC)=-CT2
610 (IINC)=IINC+1
620 (IINC)/(HGR)-1)/(A)
630 GO TO 11
640 (IINC)=IINC+1
650 (IINC)/(HGR)-1)/(A)
660 GO TO 11
670 (IINC)=IINC+1
680 (IINC)/(HGR)-1)/(A)
690 GO TO 11
700 (IINC)=IINC+1
710 (IINC)/(HGR)-1)/(A)
720 GO TO 11
730 (IINC)=IINC+1
740 (IINC)/(HGR)-1)/(A)
750 GO TO 11
760 (IINC)=IINC+1
770 (IINC)/(HGR)-1)/(A)
780 GO TO 11
790 (IINC)=IINC+1
800 (IINC)/(HGR)-1)/(A)
810 GO TO 11
820 (IINC)=IINC+1
830 (IINC)/(HGR)-1)/(A)
840 GO TO 11
850 (IINC)=IINC+1
860 (IINC)/(HGR)-1)/(A)
870 GO TO 11
880 (IINC)=IINC+1
890 (IINC)/(HGR)-1)/(A)
900 GO TO 11
910 (IINC)=IINC+1
920 (IINC)/(HGR)-1)/(A)
930 GO TO 11
940 (IINC)=IINC+1
950 (IINC)/(HGR)-1)/(A)
960 GO TO 11
970 (IINC)=IINC+1
980 (IINC)/(HGR)-1)/(A)
990 GO TO 11

```



```

170
171
172
173
174
175
176
177
178
179
180
181
182
183
184
185
186
187
188
189
190
191
192
193
194
195
196
197
198
199
200
201
202
203
204
205
206
207
208
209
210
211
212
213
214
215
216
217
218
219
220
221
222
223
224
225
226
227
228
229
230
231
232
233
234
235
236
237
238
239
240
241
242
243
244
245
246
247
248
249
250
251
252
253
254
255
256
257
258
259
260
261
262
263
264
265
266
267
268
269
270
271
272
273
274
275
276
277
278
279
280
281
282
283
284
285
286
287
288
289
290
291
292
293
294
295
296
297
298
299
300
301
302
303
304
305
306
307
308
309
310
311
312
313
314
315
316
317
318
319
320
321
322
323
324
325
326
327
328
329
330
331
332
333
334
335
336
337
338
339
340
341
342
343
344
345
346
347
348
349
350
351
352
353
354
355
356
357
358
359
360
361
362
363
364
365
366
367
368
369
370
371
372
373
374
375
376
377
378
379
380
381
382
383
384
385
386
387
388
389
390
391
392
393
394
395
396
397
398
399
400
401
402
403
404
405
406
407
408
409
410
411
412
413
414
415
416
417
418
419
420
421
422
423
424
425
426
427
428
429
430
431
432
433
434
435
436
437
438
439
440
441
442
443
444
445
446
447
448
449
450
451
452
453
454
455
456
457
458
459
460
461
462
463
464
465
466
467
468
469
470
471
472
473
474
475
476
477
478
479
480
481
482
483
484
485
486
487
488
489
490
491
492
493
494
495
496
497
498
499
500
501
502
503
504
505
506
507
508
509
510
511
512
513
514
515
516
517
518
519
520
521
522
523
524
525
526
527
528
529
530
531
532
533
534
535
536
537
538
539
540
541
542
543
544
545
546
547
548
549
550
551
552
553
554
555
556
557
558
559
560
561
562
563
564
565
566
567
568
569
570
571
572
573
574
575
576
577
578
579
580
581
582
583
584
585
586
587
588
589
590
591
592
593
594
595
596
597
598
599
600
601
602
603
604
605
606
607
608
609
610
611
612
613
614
615
616
617
618
619
620
621
622
623
624
625
626
627
628
629
630
631
632
633
634
635
636
637
638
639
640
641
642
643
644
645
646
647
648
649
650
651
652
653
654
655
656
657
658
659
660
661
662
663
664
665
666
667
668
669
670
671
672
673
674
675
676
677
678
679
680
681
682
683
684
685
686
687
688
689
690
691
692
693
694
695
696
697
698
699
700
701
702
703
704
705
706
707
708
709
710
711
712
713
714
715
716
717
718
719
720
721
722
723
724
725
726
727
728
729
730
731
732
733
734
735
736
737
738
739
740
741
742
743
744
745
746
747
748
749
750
751
752
753
754
755
756
757
758
759
760
761
762
763
764
765
766
767
768
769
770
771
772
773
774
775
776
777
778
779
780
781
782
783
784
785
786
787
788
789
790
791
792
793
794
795
796
797
798
799
800
801
802
803
804
805
806
807
808
809
810
811
812
813
814
815
816
817
818
819
820
821
822
823
824
825
826
827
828
829
830
831
832
833
834
835
836
837
838
839
840
841
842
843
844
845
846
847
848
849
850
851
852
853
854
855
856
857
858
859
860
861
862
863
864
865
866
867
868
869
870
871
872
873
874
875
876
877
878
879
880
881
882
883
884
885
886
887
888
889
890
891
892
893
894
895
896
897
898
899
900
901
902
903
904
905
906
907
908
909
910
911
912
913
914
915
916
917
918
919
920
921
922
923
924
925
926
927
928
929
930
931
932
933
934
935
936
937
938
939
940
941
942
943
944
945
946
947
948
949
950
951
952
953
954
955
956
957
958
959
960
961
962
963
964
965
966
967
968
969
970
971
972
973
974
975
976
977
978
979
980
981
982
983
984
985
986
987
988
989
990
991
992
993
994
995
996
997
998
999
1000

```



```

04= 72P/(VZ(13)+W(3)+H2(3))
CALL INTEG(CT1,CT2,3,X11,X12,CM)
POK=6*VZ(12P)+X11-(12.025/W(12P))+X12
IF(IHPR.NE.0) WRITE(15,51) C,CT2,POK
IINC=IINC+1
QZ(IINC)=QZP
H(IINC)=HZ(3)
VIL(IINC)=VISC*(CT2)
ETA(IINC)=CT2
IF(CM.NE.0) ETA(IINC)=-CT2
OME(IINC)=OM
C(IINC)=CM
P(IINC)=P(IINC-1)+POK
Z(IINC)=((H(IINC)/HOP)-1)/(C)
P23=V1+PUM+P24
GO TO 540

```

52

```

C4=2
S4=SP2
CALL INTEG(CT1,CT2,3,X11,X12,CM)
POK=6*VZ(12P)+X11-(12.025/W(12P))+X12
IINC=IINC+1
QZ(IINC)=QZP
H(IINC)=H2P/(VZ(12P)+W(12P)+SP2)
VIL(IINC)=VISC*(1000)
ETA(IINC)=CT2
IF(CM.NE.0) ETA(IINC)=-CT2
OME(IINC)=OM
C(IINC)=P(IINC-1)+POK
Z(IINC)=((H(IINC)/HOP)-1)/(C)
IF(IHPR.NE.0) WRITE(15,51) C,H(IINC),VIL(IINC),OM
C4=1

```

```

5= 72P/(VZ(13)+W(3)+H2(3))
CALL INTEG(CT1,CT2,3,X11,X12,CM)
POK=6*VZ(12P)+X11-(12.025/W(12P))+X12
IF(IHPR.NE.0) WRITE(15,51) C,CT2,POK
IINC=IINC+1
QZ(IINC)=QZP
H(IINC)=HZ(3)
VIL(IINC)=VISC*(CT2)
ETA(IINC)=CT2
IF(CM.NE.0) ETA(IINC)=-CT2
OME(IINC)=OM
C(IINC)=C(IINC-1)+POK
Z(IINC)=((H(IINC)/HOP)-1)/(C)
P23=V1+PUM
GO TO (125,126,127) CM

```

54

56

58

60

62

64

66

68

70

72

74

76

78

80

82

84

86

88

90

92

94

96

98

100

===== INTERSECCION DE PASES DE CALCULO DE DECISION =====
===== RUN EL TIEMPO DE VALIDACION =====
===== ROUTINE INTEG(X1,X2,CT1,CT2,3) =====


```

PRZ=(P01*(P03+P06)/(1+(X+PH)**2))
FP=(1-(C.75*PH)/(1+ZP))**2*(CEC/FH)+3/(CEC*IN(THE(130)))
IF(ICM.EQ.4 OR.ICM.EQ.1) FP=1.
VII=VISCPI(X)
FPM2=VII*PDZ/(F0+PH**3)
IF(IMPR.NE.U)WRITE(15,/) " A P1 = ",A," FPM2 = ",FPM2," TH = ",PH,
1 = VISC, VII, D7, PDZ
RETURN
END

```

A continuación se muestra el listado de
salidas obtenidas para los datos de la corrida
experimental 2.

CORRIDA EXPERIMENTAL # 2 VISC= 6 CORRIDA 3
P.C. = 4 # INC. = 1

P =	20.747	H HI =	0.5060	ZI =	76.55
P M =	18.375	H M =	1.3278	Z M =	195.25
P F =	1.373	L M =	119.90	ERR =	249.943 X
P =	17.357	H HI =	0.2440	ZI =	117.21
P M =	16.763	H M =	0.2496	Z M =	217.68
P F =	-0.905	L M =	127.26	ERR =	180.273 X
P =	1.952	H HI =	6.5907	ZI =	149.58
P M =	-1.606	H M =	0.2981	Z M =	290.48
P F =	-1.683	L M =	140.65	ERR =	22.506 X
P =	4.495	H HI =	1.6152	ZI =	137.55
P M =	4.193	H M =	1.6107	Z M =	287.69
P F =	-1.192	L M =	155.55	ERR =	33.482 X
P =	2.447	H HI =	0.5022	ZI =	141.71
P M =	2.132	H M =	0.5124	Z M =	291.13
P F =	-1.424	L M =	157.62	ERR =	31.497 X
P =	3.270	H HI =	0.4928	ZI =	136.17
P M =	-1.242	H M =	1.1211	Z M =	275.11
P F =	-1.242	L M =	161.61	ERR =	4.768 X
P =	1.277	H HI =	0.5177	ZI =	138.44
P M =	1.427	H M =	1.4226	Z M =	278.42
P F =	-1.414	L M =	154.58	ERR =	13.810 X
P =	3.466	H HI =	1.5103	ZI =	136.91
P M =	3.179	H M =	1.5231	Z M =	292.08
P F =	-1.454	L M =	157.69	ERR =	3.659 X
P =	3.518	H HI =	0.6098	ZI =	133.38
P M =	4.030	H M =	1.5226	Z M =	277.65
P F =	-1.630	L M =	157.26	ERR =	0.035 X

CONVERGENCIA ALCANZADA EN 9, ITERACIONES.

3 PUNTOS DE COLOCACION CON 3 INCREMENTOS
 LA VISCOSIDAD ES EVALUADA PUNTUALMENTE CON M Y O
 LA VISCOSIDAD PROMEDIO EN LA ZONA DE DOS FASES ES
 EL PROMEDIO PESADO EN EL AREA CORREGIDA
 CORRECCIONES POR L
 M, FO Y PP EN AMBAS ZONAS

DATOS DE LA CORRIDA EXPERIMENTAL : 3

VEL. DE ROTACION : 0.847 R.P.M.
 GASTO BASICO : 9.0275 G/S
 TEMP. ENTRADA DEL SOLIDO : 298.10 K
 PP : 3.517 MPa

DATOS DEL MATERIAL :

PS 1
 DENS. DEL SOLIDO : 1.0556 G/CM³ @ T= 25 C
 DENS. DEL POLIMERO FUNDIDO : 0.9730 G/CM³ @ T PROM = 473.10
 COND. TERCICA : 0.6267E+04 ERG/S-CM-C
 TEMP. DE FUSION : 373.10 K
 CAP. CALORIFICA : 8.1687E+04 ERG/G-C
 CALOR DE FUSION : 8.1687E+08 ERG/G

VIS. APARENTE DADA POR LA LEY DE POTENCIA SEGUN :

$1.0544E+05 \cdot (\dot{\gamma}/0.3)^{0.4} = 0.3333 \cdot \dot{\gamma}$

$\mu = 0.02882100 \cdot (\dot{\gamma} - 493.000) \text{ DINAS-S/CM}$

DATOS INICIALES PARA ZONA 1 THETA= 0.3406 W= 4.7735
 VHZ= 12.8115 VHX= 4.5677 IR= 433.1000 K

DATOS INICIALES PARA ZONA 2 THETA= 1.2875 W= 3.9869
 VHZ= 13.0547 VHX= 3.3508 IR= 494.1000 K

DATOS INICIALES PARA ZONA 3 THETA= 0.2470 W= 3.3808
 VHZ= 13.1973 VHX= 3.3407 IR= 498.1000 K

ZONA: C-----433.10-----433.10-----498.10-----
 M : .7924 .6067 .4668 .3029

*: ::::: M INICIAL .67976 :::::

CTES. PARA LA ZONA 1 :

ALFA= 13.351344503 LAM M= 0.0003254602
SIGMA= 0.00146752 PSI= 0.0119435206

LAMBDA INICIAL= 3.2114544000 B HM= 0.6099
EN ZONA 1

LAMBDA AL FINAL DE LA ZONA 1 = 3.2779223196 B M = 1.6067

INICIA ZONA 2 CON E= 0.0771 Y OFF= 0.7337 M1 = 0.2380

CTES. PARA LA ZONA 2 :

ALFA= 143.075764776 LAM M= 0.000245880
SIGMA= 0.00015965 PSI= 0.3096025367

LAMBDA INICIAL= 5.1076661124 B HM= 1.4047
EN ZONA 2

LAMBDA AL FINAL DE LA ZONA 2 = 5.0278694006 B M = 0.4608

INICIA ZONA 3 CON E= 0.0711 Y OFF= 0.4483 M1 = 0.0422

CTES. PARA LA ZONA 3 :

ALFA= 221.828801131 LAM M= 0.0004333209
SIGMA= 0.00001091 PSI= 0.0004333209

LAMBDA INICIAL= 5.4452013513 B HM= 1.6704
EN ZONA 3

FIN DE FUSION EN LA ZONA 3 CON M1 = 3.3525
CON E = 4.14237E-11

11 L M=142.38
12 L M=0.4129
13 L M=0.4129

M1 PUS= 3.352167 CON ONIGA= 0.431950
INTEGRAL POR CUADRIPLA AL INFINITO DESDE 3.3525
INTEG= 0.00424703 INTEG= 1.36403106

CAMBIO DE REGIMEN DE FLUIDO CON ZONAS 3 Y 4
B M = 0.3800 VISTO = 2.9473 EPS = 0.133470

INTEGRAL POR CUADRIPLA AL INFINITO DESDE 3.0753
INTEG= 0.13701083 INTEG= 2.95671006

HASTA ONIGA=0.5943 - M1 = 3.3753 EPS = -1.2313E+07

FIN DE ZONA 3 CON - M1 = 5.1753 OM = 0.5943 EPS = -1.3768E+07

* LARGO *	* E *	* DELTA (CM) *	* H (CM) *	* RZ (CM/3) *	* Z (CM) *	* P (MPA) *	* VISCADREDAZ(CM)
3.283081	1.000000	1.151509	0.408703	0.000000	134.163	0.101	311963
3.281541	0.992153	1.151907	0.408033	0.078455	134.454	0.247	30796.3
3.279642	0.984707	1.150307	0.407364	0.156369	137.143	0.410	30358.5
3.277922	0.977122	1.149707	0.406700	0.233741	137.432	0.592	29977.7
3.107666	0.977122	1.261504	0.406700	0.233741	137.432	0.592	4213.7
3.082394	0.969479	1.159154	0.404543	0.497104	143.207	2.408	3474.9
3.053122	0.222077	0.125009	0.496946	7.334304	214.192	3.600	3417.9
3.027849	0.070098	-0.070372	0.466800	8.482716	244.413	4.582	3489.1
3.443201	0.070098	0.070372	0.466800	8.482716	244.413	4.582	2562.0
3.492805	0.020749	0.041257	0.438059	8.824194	251.288	4.804	2674.2
3.498409	0.002594	0.014601	0.421572	8.941973	273.377	4.940	2748.5
3.402013	0.000000	0.000000	0.417891	8.958079	278.742	4.998	2822.1
0.000000	0.000000	0.000000	0.348007	8.958079	318.520	4.933	2947.3
0.000000	0.000000	0.000000	0.302904	8.958379	340.394	3.421	2317.1

* Z *	* E *	VISC.PEL	VISC.P02	VISC.P000	* OMEGA *	E*/M*/K1	CM
136.34	1.000000	31154.3	37289.1	31146.3	1.00000000	0.377273	1
136.45	0.992153	31796.1	24337.2	30742.3	1.24433918	0.237194	2
137.34	0.984707	31781.1	28312.6	30350.5	1.24441418	0.237401	2
137.43	0.977122	31630.4	28288.0	29977.7	1.24448938	0.294007	2
137.43	0.977122	0145.3	3371.4	4213.7	1.24051190	0.303636	2
183.21	0.509879	2352.4	4872.4	3474.9	1.31401294	0.488293	2
218.18	0.222077	5754.1	4513.4	3417.9	1.32735823	0.798040	2
244.41	0.070098	2314.9	4744.3	3601.1	1.34131379	0.942183	2
244.41	0.070098	1247.9	3074.7	2362.0	1.39778748	1.462264	2
261.29	0.020749	1931.1	2953.2	2674.2	1.41335339	2.315090	2

273.38	0.002396	444.2	2848.1	2744.4	1.42732549	2.881433	2
279.74	0.000000	1199.6	2822.1	2822.1	1.43594770	3.352469	2
318.52	0.000000	0.0	0.0	2367.3	1.50000000	*****	2
340.39	0.000000	0.0	0.0	2317.1	0.59426984	-3.073233	2

PRESSION DE SALIDA CALCULARA = 3.421

PRESSION EXP. DADA = 3.421

ERRORE EN LA PRESSION = 0.011

CAPITULO VI

BIBLIOGRAFIA

1. - "Introduction to extrusion"
Paul N. Richardson
Soc. of Plastics Engineers, Inc.
Greenwich, Conn. U.S.A.
1974. 2nd Printing.
2. - "Principles of Polymer Processing"
Z. Tadmor & C. G. Gogos
J. Wiley & Sons. 1979.
3. - "A dynamic melting model for a single-screw extruder"
J. T. Lindt
Polymer Eng. & Sc., 16, 284. (1976)
4. - "Pressure development in the melting zone of a S.S.E."
J. T. Lindt
Polymer Eng. & Sc., 21, 1162. (1981)
5. - "Mathematical modeling of melting of polymers in S.S.E. A critical review"
J. T. Lindt
Polymer Eng. & Sc., 25, 585. (1985). también en ANTEC'84, 73, (1984)
6. - "Melting in S.S.E's"
J. Shapiro, A. L. Halmos & R. A. Pearson
Polymer, 17, 905. (1976)

- 7.- Thermal transport in the contact melting of solids''
O. M. Griffin
Polymer Eng. & Sc., 12, 265, (1972)
- 8.- ''Dynamic model of a Plasticating Extruder''
Z. Tadmor, S. D. Lipshitz & R. Lavie
Polymer Eng. & Sc., 14, 112, (1974)
- 9.- Melting of Thermoplastics in S.S.E.'s''
I. R. Edmonson & R. T. Fenner
Polymer, 16, 49, (1975)
- 10.- ''Melting performance in S.S.Extrusion of thermoplastics''
A. P. D. Cox & R. T. Fenner
Polymer Eng. & Sc., 20, 562, (1980)
- 11.- ''On modeling the solid conveying zone of a plasticating extruder''
G. Atalia & P. Podio-Guidigli
Poly. Eng. & Sc., 20, 709, (1980)
- 12.- ''The melting behavior of a L.D.P.E. powder in a screw extruder''
A. P. D. Cox, J. G. Williams & D. P. Isherwood
Poly. Eng. & Sc., 21, 86, (1981)
- 13.- ''Mathematical modeling of melting of polymers in barrier-screw extruders''
B. Elbirli, J. T. Lindt, S. R. Gottgetren & S. M. Baba
Poly. Eng. & Sc., 23, 86, (1983)

- 14.- "Shear stress at polymer/metal interface during melting in extrusion"
R. E. McClelland & C. I. Chung
Poly. Eng. & Sc., 23, 100, (1983)
- 15.- "Analytical melting model for extrusion: stress of fully compacted solid polymers"
K. H. Chung & C. I. Chung
Poly. Eng. & Sc., 23, 191, (1983)
- 16.- "On the scale-up of plasticating extruder screws"
C. I. Chung
Poly. Eng. & Sc., 24, 626, (1984)
- 17.- "Effect of the cross-channel flow on the melting performance of a S.S.E."
J. T. Lindt & B. Elbirli
Poly. Eng. & Sc., 25, 412, (1985)
- 18.- "A plasticating model for a S.S.E."
H. Fukase, I Kuno, S Shinga & A. Nomura
Poly. Eng. & Sc., 22, 578, (1982)
- 19.- "Mathematical modeling of melting in a S.S.E."
B. Elbirli, J. T. Lindt, S. R. Gottgetreu & S. M. Baba
Poly. Eng. & Sc., 24, 988, (1984)
- 20.- "The melting performance of S.S.E's"
J. F. Ingerhousz & H. E. H. Meijer
Poly. Eng. & Sc., 21, 352, (1983)
- 21.- "Analytical melting model for extrusion: melting

rate of fully compacted solid polymers''

E. M. Mount III, J. G. Watson & C. I. Chung
Poly. Eng. & Sc., **22**, 729, (1982)

22. - ''Some analytical solutions for viscometric flows
of power law fluids with heat generation and
temperature dependent viscosity''

B. Martin

Int. J. Non-linear Mechanics, **2**, 289, (1987)

23. - R. S. Spencer & J. Gilmore

J. Appl. Phys., **20**, 502, (1949); **21**, 523, (1950)

24. - ''Polyesters and their applications''

Bjorksten Research Laboratories, Inc.

Reinhold Pub. Corp., N. Y., 1956

25. - ''Polyesters'', Vol. I. Saturated polymers

I. Goodman & J. A. Rhys

Iliffe Books Ltd., London, 1965

26. - ''Extrusion processing of polymers''

J. M. McKelvey

A. C. S. Audio Courses, The American Chemical
Society, 1976

27. - Manual de operación . Extrusor.

Niato. México. 1987