

Trabajo Final de Máster
Máster en Mecánica de Fluidos Computacional

Simulación por elementos finitos del proceso de extrusión de silicona HCR

Presentado por: Valbuena Montejano, Carlos Rubén

Directora: Salueña Pérez, Clara

Fecha: 24/07/2019

AGRADECIMIENTOS

En primer lugar me gustaría dar las gracias a Cristian Guasch y Rafael Jiménez, Gerente y Director industrial respectivamente de la empresa Merefesa (<http://bit.ly/2M930dd>), por darme la oportunidad y los medios para la realización de este trabajo. También agradecer el apoyo recibido por parte del equipo de la empresa para ayudarme en la realización del mismo.

No debo olvidarme de mi familia y mi pareja, los cuales han estado siempre apoyándome, sobre todo en los momentos más difíciles, y me han ayudado a llegar a donde me encuentro hoy en día.

Por último, agradecer el apoyo y disponibilidad de las tutoras María España y Ainara Revuelta de UNIR, a todo el profesorado docente del Máster que pertenece a la URV, y en especial a Clara Salueña y Sylvana Varela, que me han guiado a lo largo de todo el trabajo.

ÍNDICE

ÍNDICE DE FIGURAS	a
ANEXOS	b
ÍNDICE TABLAS	b
GLOSARIO	c
RESUMEN	1
1. INTRODUCCIÓN	2
2. CONTEXTO Y ESTADO DEL ARTE	3
3. OBJETIVOS Y METODOLOGÍA	4
3.1 Objetivo General	4
3.2 Objetivos Específicos	4
3.3 Metodología de Trabajo	6
4. MODELOS MATEMÁTICOS	8
4.1 Modelo Power Law	8
4.2 Modelo Carreau-Yasuda	9
4.3 Modelo Phan-Thien-Tanner	10
5. SILICONA	11
5.1 Descripción del Material	11
5.2 Ensayos Realizados	12
5.2.1 Ensayo de Viscosidad	12
5.2.2 Ensayo de Densidad	16
5.3 Regresiones según los modelos matemáticos propuestos	17
5.3.1 Regresión según modelo Power Law	17
5.3.2 Regresión según modelo Carreau-Yasuda	18
5.3.3 Regresión según modelo PTT	19
6. SIMULACIONES	24
6.1 Modelo físico y modelo numérico	24
6.2 Estudio de independencia del mallado	26

6.2.1	Estudio de malla estructurada	27
6.2.2	Estudio de malla tipo mariposa	28
6.3	Formulación teórica	29
6.3.1	Ecuaciones de conservación	29
6.3.2	Ecuaciones constitutivas	30
6.4	Tipo de simulaciones mediante Polyflow	30
6.5	Condiciones de contorno	32
6.6	Resultado de las simulaciones	33
6.6.1	Hilera obtenida con el modelo Power Law	33
6.6.2	Hilera obtenida con el modelo Carreau-Yasuda	35
6.6.3	Hilera obtenida con el modelo PTT	36
7.	VALIDACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO MEDIANTE EXPERIMENTACIÓN	41
7.1	Validación del modelo Power Law	43
7.2	Validación del modelo Carreau-Yasuda	44
7.3	Validación del modelo PTT	46
8.	CONCLUSIONES Y ACCIONES FUTURAS	50
8.1	Conclusiones	50
8.2	Acciones futuras	51
9.	REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	54
10.	BIBLIOGRAFÍA COMPLEMENTARIA	58
	ANEXO A. REGRESIONES DE MODELOS MATEMÁTICOS	I
	ANEXO B. ESTUDIO DE INDEPENDENCIA DE MALLADO	VI

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1. Diagrama de flujo.	7
Figura 2. Diagrama de la curva de flujo ideal y los modelos relevantes para describirla.[32].....	9
Figura 3. Unidad de repetición siloxano. [58].....	11
Figura 4.Polidimetilsiloxano. [58].....	11
Figura 5. Síntesis de la silicona. [59, pp. 98-101]	12
Figura 6. Geometría de platos paralelos. [18]	13
Figura 7. Módulos de carga y pérdida obtenidos del ensayo.	14
Figura 8. Viscosidad compleja vs Frecuencia.....	14
Figura 9. Datos obtenidos de los ensayos realizados.	15
Figura 10. Preparación de las muestras.	16
Figura 11.Tarado del densímetro.	16
Figura 12. Ensayo de densidad.	17
Figura 13. Regresión modelo Power Law (Anexo A Fig A.1).....	18
Figura 14. Regresión modelo Carreau-Yasuda. (Anexo A Fig A.2)	19
Figura 15. Regresión modelo PTT-1 modo. (Anexo A Fig A.3).....	20
Figura 16. Regresión modelo PTT-3 modos, $\lambda_{max}=5$ segundos. (Anexo A Fig A.4)	21
Figura 17. Regresión modelo PTT-5 modos. (Anexo A Fig A.5).....	22
Figura 18. Volumen de control escogido para el estudio. [69].....	24
Figura 19. Boquilla de extrusora de silicona HCR. [70]	25
Figura 20. Volumen de control.	25
Figura 21. Ejemplos de diversos perfiles complejos. [71].....	26
Figura 22. Mallado de la hilera y perfil extruido (acortado).....	27
Figura 23. Tasa de corte local. Hilera obtenida Power Law.....	34
Figura 24. Contorno de velocidad. Hilera obtenida Power Law.	34
Figura 25. Tasa de corte local. Modelo Power Law $n=0.6$	35
Figura 26. Contorno de velocidad. Modelo Power Law $n=0.6$	35
Figura 27. Tasa de corte local. Hilera obtenida Carreau-Yasuda.....	36
Figura 28. Contorno de velocidades. Hilera obtenida Carreau-Yasuda.....	36
Figura 29. Tasa de corte local. Hilera obtenida PTT-1 modo.....	37
Figura 30. Contorno de velocidades. Hilera obtenida PTT-1 modo.	37
Figura 31. Tasa de corte local. Hilera obtenida PTT- 3 modos.....	39
Figura 32. Contorno de velocidades. Hilera obtenida PTT- 3 modos.	39
Figura 33. Hileras mecanizadas.	41
Figura 34. Extrusión de los perfiles en silicona HCR.	41

Figura 35. Tabla de tolerancias dimensionales (ISO 3302-1:2014). [71]	42
Figura 36. Estudio dimensional. Perfil obtenido mediante Power Law $n=0.6$	43
Figura 37. Estudio geométrico. Perfil obtenido mediante Power Law $n=0.6$	44
Figura 38. Perfil obtenido mediante el modelo Carreau-Yasuda.	45
Figura 39. Estudio dimensional. Perfil obtenido mediante Carreau-Yasuda.	45
Figura 40. Estudio geométrico. Perfil obtenido mediante Carreau-Yasuda.	46
Figura 41. Estudio dimensional. Perfil obtenido mediante PTT 1-modo.	47
Figura 42. Estudio geométrico. Perfil obtenido mediante PTT 1-modo.....	47
Figura 43. Estudio dimensional. Perfil obtenido mediante PTT 1-modo elevando el caudal de alimentación.	48
Figura 44. Estudio geométrico. Perfil obtenido mediante PTT 1-modo elevando el caudal de alimentación.	49

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 1. Resultados del ensayo de densidad.	17
Tabla 2. Resultado de la regresión. Modelo Power Law	18
Tabla 3. Resultado de la regresión. Modelo Carreau-Yasuda	19
Tabla 4. Resultado de la regresión modelo PTT-1 modo.....	21
Tabla 5. Resultado de la regresión modelo PTT-3 modos.....	22
Tabla 6. Resultado de la regresión modelo PTT-5 modos.....	23
Tabla 7. Errores de las regresiones realizadas para el modelo PTT.....	23
Tabla 8. Resultados del estudio de mallado.....	28
Tabla 9. Resumen de las simulaciones realizadas.	40
Tabla 10. Tolerancias geometrías para extrusión de cauchos (ISO 3302-2:2014).	42

ANEXOS

Fig. A.1 Regresión modelo Power Law	I
Fig. A.2 Regresión modelo Carreau-Yasuda	II
Fig. A.3 Regresión modelo PTT-1 modo.....	III
Fig. A.4 Regresión modelo PTT-3 modos, $\lambda_{max}=5$ segundos	IV
Fig. A.5 Regresión modelo PTT-5 modos	V
Fig. B.1 Mallado estructurado grueso.....	VI
Fig. B.2 Mallado estructurado medio	VII
Fig. B.3 Mallado estructurado fino	VIII
Fig. B.4 Mallado estructurado refinado	IX
Fig. B.5 Mallado tipo mariposa grueso	X
Fig. B.6 Mallado tipo mariposa fino	XI
Fig. B.7 Mallado tipo mariposa refinado.....	XII

GLOSARIO

- $\dot{\gamma}$ Tasa de corte (*Shear rate*) [s^{-1}].
- η^* Viscosidad dinámica (*Dynamic viscosity*) [s^{-1}].
- G' Módulo de carga/elástico (*Storage modulus*) [Pa].
- G'' Módulo de pérdida/viscoso (*Loss modulus*) [Pa].
- g Gravedad (*Gravity field*) [$m*s^{-2}$].
- k Coeficiente de fricción (*Slip coefficient*) [$kg*m^2*s^{-1}$].
- η Viscosidad de corte (*Shear viscosity*) [Pa*s].
- λ_N Constante de tiempo (*time constant*) [s].
- n Exponente de la Power Law (*Power Law index*) [-].
- α Exponente de Carreau-Yasuda (*Carreau-Yasuda index*) [-].
- τ_1 Componente viscoelástica del tensor de esfuerzos (*viscoelastic component*) [Pa].
- τ_2 Componente viscosa del tensor de esfuerzos (*viscous component*) [Pa].
- λ Tiempo de relajación (*Relaxation time*) [s].
- $f(\tau_1)$ Tasa de creación / destrucción de las cadenas poliméricas (*Creation / destruction rate of polymer chains*) [-].
- T Tensor de esfuerzos (*Stress tensor*) [Pa].
- D Tensor de ratios de deformación (*Rate of deformation tensor*) [s^{-1}].
- $\bar{\tau}_1$ Derivada convectiva superior de Oldroyd (*Oldroyd's upper convection derivative*) [Pa].
- ε Parámetro de tensión (elasticidad) del modelo PTT (*Strain parameter of PTT model*) [-].
- ω Frecuencia de oscilación (*Oscillator frequency*) [$rad*s^{-1}$].
- p Presión (*Pressure*) [Pa].
- ζ Parámetro de fricción del modelo PTT. (*Slip parameter of PTT model*) [-].
- V Campo de velocidades (*Velocity field*) [$m*s^{-1}$].
- e Coeficiente de la ley de fricción de Navier (*Slip Navier's law coefficient*) [-].
- t Tiempo (*time*) [s].
- Q Flujo volumétrico (*Flow rate*) [m^3*s^{-1}].
- Wi Número de Weissenberg (*Weissenberg number*) [-].
- Re Número de Reynolds (*Reynolds number*) [-].
- N_1 Primer coeficiente del esfuerzo (*First normal stress difference*) [Pa].
- B Base del perfil (*Die width*) [mm].
- H Altura del perfil (*Die height*) [mm].
- C Espesor de la hilera (*Die thickness*) [mm].
- β Coeficiente de deslizamiento de la ley de Navier (*Navier' slip coefficient*) [$kgm^{-2}s^{-2}$].
- α Exponente de la ley de Navier (*Navier law index*) [$kgm^{-2}s^{-2}$].

RESUMEN

La extrusión es uno de los procesos más extendidos en la industria del caucho, pero el comportamiento viscoelástico de estos materiales dificulta la obtención de perfiles complejos. Este trabajo tiene como objetivo el diseño de la hilera que proporciona el perfil extruido deseado. Se realizará un estudio del proceso de extrusión de silicona HCR mediante elementos finitos utilizando el software comercial Ansys Polyflow. Se emplearán diversos modelos matemáticos para caracterizar el material a partir de resultados de ensayos reológicos. El propósito de las simulaciones es determinar la correcta geometría de la hilera, que serán mecanizadas para realizar la extrusión del perfil y validar el modelo numérico basándonos en la experimentación. Los modelos Power Law y Carreau-Yasuda no fueron capaces de describir el correcto comportamiento de la silicona. El modelo PTT modelizó correctamente la viscosidad y los módulos, pero no el primer coeficiente del esfuerzo debido a la falta de datos.

Palabras clave: Diseño inverso de hileras; Extrusión perfil polidimetilsiloxano; Ensayos reológicos; Modelo PTT; Simulación Ansys Polyflow.

Extrusion is one of the most extended processes in the rubber industry, but the viscoelastic behavior of these materials makes it difficult to obtain complex profiles. This work aims at the design of the die that provides the desired extruded profile. For this purpose, a study based on FEM of the HCR silicone extrusion process will be carried out using the commercial software Ansys Polyflow. Several mathematical models will be used to characterize the material from the results of rheological tests. The objective of the simulations is to determine the correct geometry of the die, which will be mechanized to perform the profile extrusion and validate the numerical model based on the experimentation. The Power Law and Carreau-Yasuda models were not able to describe the correct behavior of the silicone. The PTT model correctly modeled viscosity and modules, but not the first normal stress due to lack of data.

Keywords: Inverse die design; Polydimethylsiloxane profile extrusion; Rheological test; PTT model; Ansys Polyflow simulation.

1. INTRODUCCIÓN

El uso del caucho natural se remonta a finales del siglo XV cuando Colón descubrió este material en su viaje a América, pero no fue hasta el siglo XIX, y gracias al proceso de vulcanización descubierto en 1849 por Charles Goodyear [1, 2], cuando se pudieron aprovechar mejor las características y propiedades de este compuesto.

El caucho natural proviene del látex, obtenido de la savia de algunas plantas, siendo el árbol *Hevea brasiliensis* de donde se obtiene el 99% del caucho natural consumido mundialmente [3, pp. 3-4]. Además, la producción y consumo del caucho natural superaba con creces el consumo de otros elastómeros en la década de los 90 "véase la figura 80.1 en [3]".

A finales del siglo XIX, varios investigadores trabajaban en el método de obtención del caucho sintético a partir de la polimerización de varios monómeros, pero no fue hasta inicios de los años 30, cuando el científico ruso Serguéi Lébedev consiguió el primer polímero de caucho sintetizado a partir del butadieno [4]. Esto tuvo lugar en una etapa de gran escasez de caucho natural debido a la primera guerra mundial, por lo que el uso de este caucho sintetizado se expandió mundialmente. No fue hasta unos años más tarde donde este material predominaría sobre el consumo de caucho natural debido a la posibilidad de mejorar sus propiedades mecánicas mediante aditivos.

En la actualidad, el consumo de caucho sintético supera al consumo de caucho natural, y el de ambos sigue creciendo debido a la demanda de las nuevas tecnologías y aplicaciones que han ido apareciendo. Es evidente que la evolución de estos cauchos sintéticos y, la mejora de las propiedades físico-químicas de los mismos, serán necesarias para adaptarse a la demanda actual [5, Fig. 80.2, 6].

Entre todos los cauchos sintéticos existentes en la actualidad, este trabajo se centra en el caucho de silicona, pues tiene unas mejores propiedades que el caucho natural [7]. Aquél se obtiene de la sílice, uno de los materiales presentes en mayor cantidad en la Tierra, pero su difícil proceso de síntesis eleva su coste frente a otros cauchos como EPDM o NBR [8]. Sin embargo, la facilidad de incluir grupos orgánicos en la cadena polimérica que constituye la silicona permite "personalizar" el material, y así conseguir las propiedades específicas para las diversas aplicaciones deseadas bajo demanda [9, 10].

Gracias a la facilidad de modificar sus propiedades físico-químicas es la que convierte a la silicona en el caucho por excelencia dentro del mercado, sobre todo en su capacidad de trabajar a elevadas temperaturas [9], hasta 350°C, gracias a la incorporación de aditivos, o a su baja reactividad frente a agentes químicos [11, 12].

2. CONTEXTO Y ESTADO DEL ARTE

Uno de los procesos de producción más extendidos mundialmente para la fabricación de piezas acabadas o semielaborados es el proceso de extrusión. Los materiales empleados en este proceso abarcan desde metales fundidos, véase la extrusión de aluminio, hasta los cauchos, pasando por los plásticos técnicos.

Uno de los mayores hándicaps en el proceso de extrusión es la obtención de la geometría del perfil deseado con la mayor precisión, pues, en última instancia, este perfil desempeñará funciones específicas dentro de las diversas aplicaciones en el mundo de la industria donde la geometría juega un papel fundamental. Entre ellas podemos destacar la fabricación de guías de aluminio, o la fabricación de juntas de caucho para la creación de estanqueidad o sellado.

Para lograr la geometría del perfil deseado, una de las partes más importantes es la matriz de extrusión o hilera. Esta pieza es la colocada al final de la cámara de extrusión, y posee un orificio similar al perfil deseado por el que el material es forzado a fluir adaptando la forma predefinida. Si bien existen otros factores que afectan a la geometría final del perfil, como por ejemplo los efectos de la gravedad, las cintas transportadoras, las velocidades de curado o enfriado... un buen diseño de la hilera asegura en un 90% la obtención de la geometría deseada. Por ello, existen multitud de estudios enfocados en el diseño de las hileras, donde destacamos el uso de programas que simulan la dinámica del fluido en el proceso de extrusión para predecir el perfil obtenido. La implementación de softwares CFD (*Computational Fluids Dynamics*) en la industria se ha visto incrementada en estos últimos años debido a los avances tecnológicos, mejoras del cálculo computacional y numerosos casos de éxito tras su implementación, lo que conlleva un incremento de los beneficios económicos para la empresa.

Podemos destacar estudios realizados con el objetivo del diseño de hileras en los procesos de extrusión de aluminio [13–16] y plásticos como el HDPE o LDPE [17–21]. Dentro del mundo de los cauchos, en función de qué material empleado, varían las condiciones de extrusión para conseguir el perfil deseado, independientemente de ello, el conjunto de estos materiales presentan un comportamiento viscoelástico similar. Destacamos estudios para el diseño de hileras empleando cauchos como el EPDM, NBR, SBR o caucho natural [22–26], donde la extrusión se realiza en caliente, y por otro lado tenemos el diseño de hileras empleando siliconas de alta consistencia [27–31], donde la extrusión se realiza en frío.

Dados los numerosos estudios mediante el uso de softwares CFD, cuyo fin es la predicción y diseño de la hilera en los procesos de extrusión para obtener el perfil deseado, y siendo multitud de ellos exitosos tras haber sido validados mediante experimentación, este trabajo se centrará en la obtención de la geometría necesaria de la hilera para la obtención del perfil deseado siguiendo las metodologías utilizadas en los estudios citados, siendo de mayor interés aquellos donde el material empleado es silicona de alta consistencia.

3. OBJETIVOS Y METODOLOGÍA

3.1 Objetivo General

El presente trabajo consta de tres grandes bloques, donde se estudia el proceso de extrusión de silicona HCR mediante simulación basada en elementos finitos para conseguir la hilera que proporciona la geometría del perfil deseada. Para ello se analizará tanto el material que tratamos como las variables que intervienen en el proceso de extrusión. Y, finalmente, se contrastará el perfil obtenido con el deseado para validar los modelos matemáticos y simulaciones realizadas.

El primer bloque consistirá en determinar todas las propiedades necesarias de la silicona con la que trabajaremos; se realizarán diversos ensayos con el instrumental requerido con el fin de modelizar la viscosidad bajo distintos modelos matemáticos, y de esta forma, estudiar si éstos son capaces de reflejar correctamente el comportamiento de la silicona en el proceso de extrusión.

Una vez conocidas las propiedades del material, estaremos en posición de poder simular todo el proceso de extrusión mediante un programa de CFD. A la hora de trasladar la configuración y disposición real de los componentes que constituyen la extrusora, se tendrán en cuenta unas simplificaciones y suposiciones que serán explicadas en detalle en el segundo bloque. Estas simplificaciones se realizarán con el objetivo de reducir el coste computacional, ya que interesa un tiempo de computación bajo para poder aplicar este proceso a la industria.

Finalmente, se procederá a mecanizar el útil de extrusión resultado de las simulaciones realizadas. A continuación realizaremos la extrusión de la silicona analizada a través de las hileras mecanizadas, y compararemos el perfil obtenido con el perfil deseado mediante instrumental de alta precisión que será visto en detalle en el último bloque.

Fruto del resultado de la contrastación del perfil obtenido con el deseado, se podrá validar el modelo numérico empleado o conocer que parámetros del modelo numérico, ya sean del modelo matemático escogido para caracterizar el material o de las condiciones de contorno, debemos corregir para conseguir una mejor aproximación del comportamiento de nuestro material, y por consiguiente unos resultados óptimos.

3.2 Objetivos Específicos

Explicados a grandes rasgos los objetivos generales del presente trabajo, podemos indagar más en los objetivos específicos que se pretenden alcanzar dentro de cada bloque.

- **Determinar las propiedades físicas de la silicona.**

Al considerar que nuestro proceso de extrusión es isoterma, muy acorde a la realidad, las únicas propiedades de interés se reducen a la densidad y la viscosidad,

simplificando mucho los estudios y tipo de simulaciones que tendrán lugar más adelante.

Puesto que la característica que más influencia tiene en el comportamiento del flujo desarrollado es la viscosidad de nuestra silicona, se realizará un estudio profundo mediante instrumental sofisticado para poder modelizar esta variable correctamente.

Para ello, haremos uso de diversos instrumentales como viscosímetro de Mooney, viscosímetros extensionales, reómetros y densímetros, con el fin de conocer todas las propiedades de interés y conseguir una modelización que sea fiel al comportamiento real del material.

- **Establecer el modelo reológico más apropiado.**

Es conocido que la silicona se trata de un material viscoelástico. Siendo así, se emplearán diversos modelos matemáticos en la modelización de la viscosidad, ya sean éstos elegidos por el ahorro de tiempo computacional (modelos Power Law, Yasuda-Carreau...) o por la necesidad de representar correctamente la componente viscoelástica (modelos Phan Thien-Tanner, Giesekus...).

- **Simular el proceso de extrusión de la silicona.**

Definido completamente el material, se procederá a realizar la simulación del proceso de extrusión mediante el programa ANSYS Polyflow. Éste tiene unos módulos específicos de extrusión que facilitarán en gran medida la realización de los *setups* realizados para las simulaciones.

Se realizará un estudio de independencia de mallado con diferentes tipos del mismo, con la mirada puesta en que estas simulaciones intervendrán en un proceso de fabricación productivo en la industria, y por consiguiente, se pondrá en debate la necesidad de una malla refinada, que asegure la independencia de mallado, en contraposición a una malla más gruesa que disminuya los tiempos de computación a un nivel aceptable para los procesos industriales en los que participan.

- **Validar el modelo numérico mediante la extrusión y comparación del perfil obtenido y el deseado.**

Se realizará la extrusión con las diversas hileras obtenidas mediante simulación en función de los modelos y condiciones de contorno elegidas. Posteriormente, se contrastará el perfil obtenido con el deseado mediante el uso de un visualizador de geometrías pseudo-tridimensional de alta precisión, procediendo a aceptar o rechazar la geometría obtenida según las normas ISO 3302-1:2014 (E) Clase E2 e ISO 3302-2:2014 Clase N y por ende validar o no en modelo numérico.

3.3 Metodología de Trabajo

Partiendo de que la muestra a estudiar se trata de silicona HCR de dureza 60Sh A repastada y acelerada, lista para la extrusión, la metodología seguida para conseguir los objetivos de los diferentes módulos es la siguiente:

- **Determinación de las propiedades físicas de la silicona.**
Empleando diferentes instrumentales, como un densímetro para obtener la densidad del material, así como reómetros oscilatorios y rotacionales para la obtención de la viscosidad, módulos de carga y de pérdida, coeficiente del primer esfuerzo normal, necesarios para caracterizar el material.
- **Elección del modelo reológico más apropiado.**
Tras los ensayos, se realizarán regresiones para distintos modelos matemáticos (Power Law, Carreau-Yasuda, PTT), mediante la herramienta Polymat implementada en ANSYS Polyflow, donde se discutirá la precisión y ventajas/inconvenientes de cada modelo.
- **Simulación del proceso de extrusión.**
Por medio de un estudio de simulación, basado en el método de elementos finitos, utilizando el software comercial ANSYS Polyflow, se analizará el proceso de extrusión de la silicona. En este apartado se harán una serie de suposiciones y simplificaciones del modelo físico, a la vez que se emplean los datos obtenidos del apartado anterior. Estas simulaciones se realizarán utilizando el módulo de extrusión inversa incorporado en el software. El uso de este módulo radica en que su objetivo final es la determinación de la geometría de la hilera necesaria para lograr alcanzar la geometría del perfil deseado. Además, se definirá un esquema de evolución, donde para cada iteración se obtendrá una solución estacionaria del proceso de extrusión. Gracias a la unión de módulo de extrusión inversa y el esquema de evolución, se podrá visualizar la deformación sufrida en la hilera para cada iteración en función de algún parámetro que “evoluciona” hasta alcanzar la geometría final.
- **Validación del modelo numérico.**
Mediante el programa de CAD SolidWorks, se post-procesará la geometría de la hilera, resultado de las simulaciones, para proceder a un mecanizado mediante un proceso de electroerosión o EDM (*Electrical Discharge Machining*). Se extrusionarán los perfiles para cada hilera con la misma materia prima que la ensayada, y en las mismas condiciones de contorno que las impuestas en las simulaciones.
Una vez obtenido este perfil, será examinado mediante un escáner de geometrías pseudo-tridimensional de alta precisión. Comprobando si el perfil obtenido está dentro de las tolerancias dimensionales y geométricas según las normativas ISO 3302-1:2014

(E2) e ISO 3302-2:2014 (N), así como su desviación respecto al perfil deseado, y se determinará qué modelo matemático es el más adecuado para el estudio de la extrusión de siliconas de alta consistencia.

Podemos englobar las acciones y metodologías desarrolladas a lo largo del trabajo para conseguir los objetivos planteados en el siguiente diagrama de flujo:

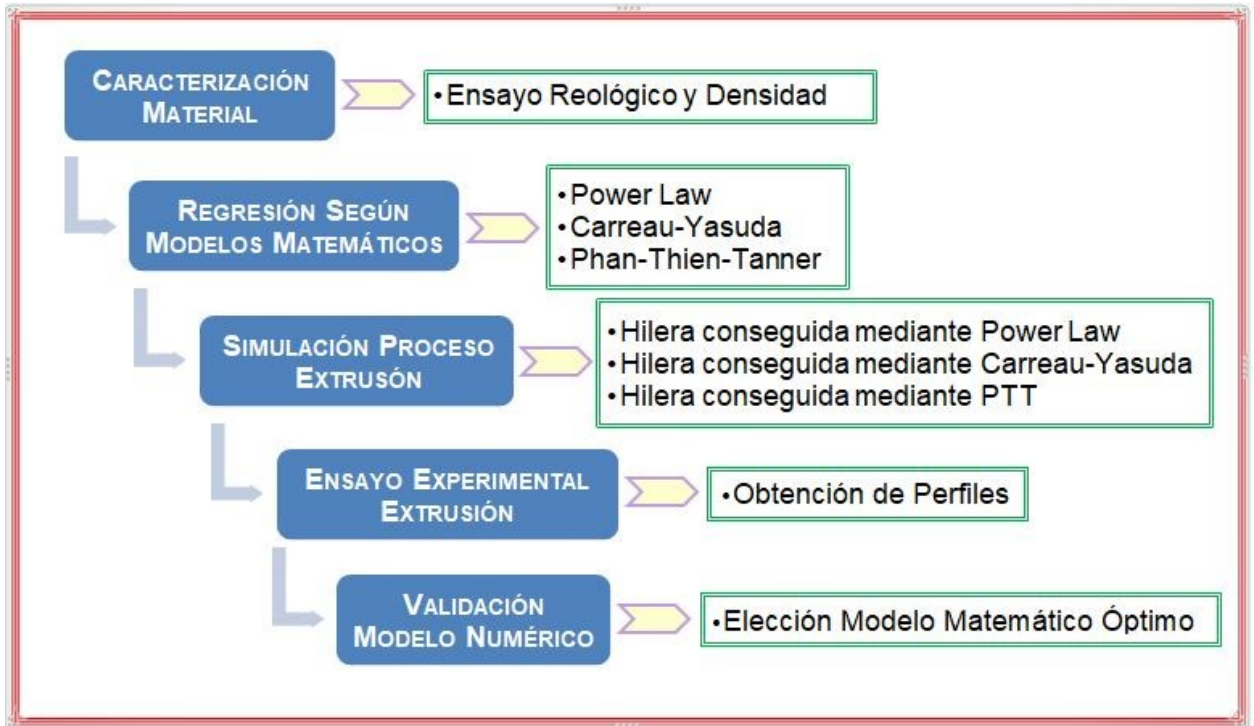


Figura 1. Diagrama de flujo.

4. MODELOS MATEMÁTICOS

Bien es conocido que en todo estudio que se quiera realizar, donde intervenga un fluido, las propiedades físico-químicas del mismo son de vital importancia. Así lo es en nuestro caso, donde se pone el foco en conocer las propiedades de la silicona.

Sabiendo que la silicona es un fluido no newtoniano, es decir, la viscosidad es función de la tasa de corte, además de la temperatura, aquella se tendrá que caracterizar a través de diferentes modelos matemáticos para determinar cuál de ellos consigue capturar el comportamiento de nuestro fluido correctamente.

En el presente estudio se han escogido tres modelos matemáticos, donde dos de ellos son modelos no newtonianos simplificados, y el tercero se trata de un modelo viscoelástico diferencial, modelo más complejo que puede llegar a representar correctamente el comportamiento viscoelástico de la silicona.

Este último modelo será interesante, puesto que es capaz de capturar el comportamiento elástico de nuestro material, así como de predecir correctamente la expansión que sufre la silicona al atravesar la hilera (*Die swell*), principal inconveniente a la hora de conseguir una geometría deseada en los procesos de extrusión.

4.1 Modelo Power Law

Un fluido newtoniano es aquel en el que, a unas determinadas condiciones de temperatura y presión, la viscosidad permanece constante a lo largo del tiempo para cualquier velocidad de deformación. Sin embargo la mayoría de fluidos existentes en la industria (aceites, emulsiones, fundidos...) no se comportan de esta manera, sino que su viscosidad es función de la velocidad de corte, y por ello, se han desarrollado numerosos modelos para caracterizar este comportamiento no newtoniano.

Entre todos ellos encontramos la Ley de Potencia (Power Law), el modelo no newtoniano más simple, el cual calcula la viscosidad como una función exponencial de la velocidad de corte. Este modelo tiene el defecto de no representar bien el comportamiento no newtoniano a tasas de corte muy bajas o muy elevadas, como se aprecia en la figura 2.

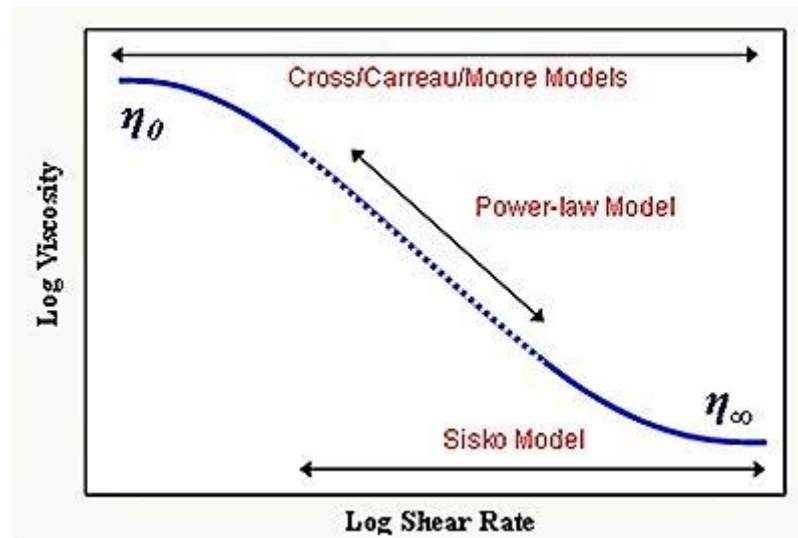


Figura 2. Diagrama de la curva de flujo ideal y los modelos relevantes para describirla.[32]

El bajo coste computacional que presentan estos modelos, los ha convertido en la primera herramienta para el estudio de fluidos con comportamientos viscoelásticos como el que nos atañe. Multitud de estudios donde se aplicaban estos modelos en las simulaciones numéricas de los procesos de extrusión de cauchos y otros materiales de comportamiento similar, han logrado resultados favorables para conseguir un diseño óptimo de la hilera, o ayudar a comprender en mayor profundidad el comportamiento del material objeto de estudio. Entre los modelos no newtonianos existentes podemos destacar:

- Modelo *Bird-Carreau* [23, 25, 33–36]
- Modelo *Power Law* [24, 28, 37, 38]
- Modelo *Carreau-Yasuda* [17, 18, 31, 39]

Definimos el modelo Power Law mediante la siguiente expresión:

$$\eta = k_0 \dot{\gamma}^{n-1} \quad (1)$$

Donde n es el exponente de la Power Law, k_0 es la constante del material y $\dot{\gamma}$ es tasa de corte local.

4.2 Modelo Carreau-Yasuda

Dentro de los modelos no newtonianos generalizados, el modelo de Carreau-Yasuda ha sido utilizado por otros autores en diversos estudios de extrusión de materiales viscoelásticos [18, 31, 40, 41], consiguiendo resultados aceptables. Por lo tanto, este es otro de los modelos escogidos para captar el comportamiento puramente viscoso de la silicona, definido por la expresión:

$$\eta = \eta_\infty + (\eta_0 - \eta_\infty) [1 + (\lambda_N \dot{\gamma})^a]^{(n-1)/a} \quad (2)$$

Donde η es la viscosidad de corte para tasas de corte muy bajas (η_0) y muy elevadas (η_∞), λ_N es la inversión de la tasa de corte, n es el exponente de la ley de potencia no newtoniana, a es el índice de Carreau y $\dot{\gamma}$ es tasa de corte local.

4.3 Modelo Phan-Thien-Tanner

Puesto que los modelos no newtonianos generalizados solo representan el comportamiento viscoso de la silicona, y esta tiene una elevada componente elástica, se recurrirá a modelos más complejos para contabilizar el efecto de la componente elástica de nuestra silicona.

Encontramos los modelos viscoelásticos simplificados, utilizados en estudios de extrusión de caucho [23], y los modelos viscoelásticos diferenciales [42], siendo éstos los más empleados a la hora de caracterizar fluidos viscoelásticos.

De entre toda la diversidad de modelos viscoelásticos diferenciales existentes, ya sean éstos lineales o no lineales, podemos encontrar que los más empleados para simulaciones de extrusión son:

- *Modelo Giesekus* [27, 40, 43, 44]
- *Modelo PTT* [22, 31, 34, 44–50]
- *Modelo Pom-Pom* [20, 34, 51, 52]
- *Modelo Kaye-Bernstein-Kearsley-Zapas* [19, 52–54]
- *Modelo Algebraic Extra – Stress* [18, 34, 55]

De todos los modelos viscoelásticos diferenciales, únicamente los no lineales son capaces de describir correctamente el comportamiento de las siliconas [31], y de entre ellos, el modelo de Phan Thien-Tanner es el único capaz de solventar los problemas originados al utilizar los modelos de White-Metzner o Giesekus en estudios anteriores [56], por lo que será el empleado en este trabajo. Otra ventaja es su gran robustez para simulaciones mediante elementos finitos [57].

Así, mediante múltiples modos de relajación, se puede conseguir un buen ajuste para los datos experimentales empleando el modelo Phan Thien-Tanner. Su expresión matemática es:

$$f(\tau_1)\tau_1 + \lambda\bar{\tau}_1 = 2\eta_i\mathbf{D} \quad (3)$$

$$f(\tau_1) = \exp\left[\left(\frac{\varepsilon\lambda}{\eta_i}\right)tr(\tau_1)\right] \quad (4)$$

Donde τ_1 es la componente viscoelástica del tensor de esfuerzos, λ es el tiempo de relajación característico del material, la función $f(\tau_1)$ está relacionada con las tasas de creación y destrucción de las cadenas de polímeros, \mathbf{D} es el tensor de ratios de deformación, $\bar{\tau}_1$ es la derivada convectiva superior de Oldroyd y, ε es un parámetro libre para ajustar la viscosidad extensional.

5. SILICONA

5.1 Descripción del Material

Como se ha comentado en el capítulo 1, la silicona es uno de los cauchos más versátiles, dado que admite gran diversidad de aditivos, y ello da pie a poder conseguir multitud de características físico-químicas diferentes, cubriendo una gran cantidad de sectores (aeronáuticos, farmacéuticos, automóvil...) en función de sus necesidades.

Ésta se compone de cadenas de polímeros, donde el monómero es del tipo (R_2SiO_2) como se muestra en la figura 3, siendo R grupos orgánicos como metilo, fenilo o etileno entre otros. En función de la longitud de la cadena de grupos siloxanos (Si-O), la reticulación y las terminaciones nos encontraremos siliconas con diferentes propiedades [11, 12, 58].

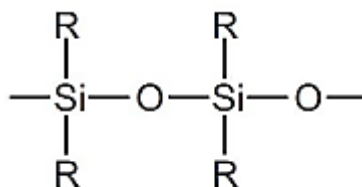


Figura 3. Unidad de repetición siloxano. [58]

La configuración más típica de las siliconas, y la que trataremos en este trabajo, se corresponde a aquella en que los grupos orgánicos son metilos, conocidas como polydimetilsiloxano reflejada en la figura 4.

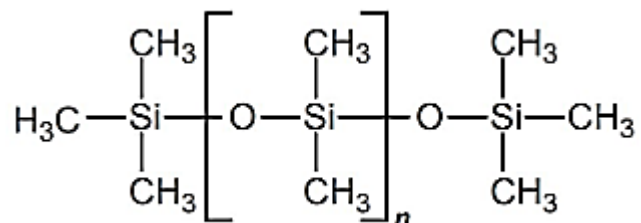


Figura 4. Polidimetilsiloxano. [58]

La silicona se consigue a partir del silicio, presente en la arena. Este elemento químico es el segundo en mayor cantidad encontrado en la Tierra, después del oxígeno, pero no por ello es más económico a otras formas de conseguir caucho, pues el coste de su proceso de obtención es muy elevado [8].

La síntesis de la silicona [59, pp. 98-101] se realiza a través de la reacción de silicio (se obtiene mediante fusión del sílice SiO_2 con carbón en un horno eléctrico) con cloruro de metilo, que conduce al dimetildiclorosilano que, posteriormente, se hidroliza a dimetilsilanol inestable, condensándose para dar polidimetilsiloxano, según el esquema de la figura 5:

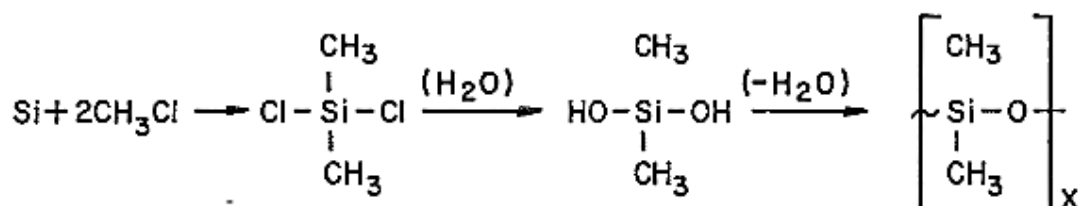


Figura 5. Síntesis de la silicona. [59, pp. 98-101]

En función de la longitud de estas cadenas de polímeros, y la cantidad de ramificaciones existentes, podemos encontrar de menor a mayor longitud de la cadena polimérica los fluidos de silicona, geles de silicona, elastómeros de silicona y resina de silicona.

En concreto, se trabajará con un elastómero de silicona, clasificada como HCR (*High Consistency Rubber*) con terminación en grupos vinil (VMQ). En cuanto a los términos de curación encontramos las HTV (*High Temperature Vulcanization*) y las RTV (*Room Temperature Vulcanization*), siendo del primer tipo la escogida para este trabajo [60].

5.2 Ensayos Realizados

Una vez explicados los modelos matemáticos bajo los que caracterizaremos nuestro material, se realizarán los ensayos pertinentes para la obtención de las curvas necesarias para la correcta modelización.

5.2.1 Ensayo de Viscosidad

Entre todas estas propiedades físico-químicas, la de mayor interés y, además, la que más afecta sobre el tipo y características del flujo que se desarrollará, es la viscosidad. Otras propiedades (térmicas, químicas...) no aplican al estudio realizado, puesto que, una de las principales suposiciones realizadas es que el flujo es isoterma, como ya se ha mencionado en el capítulo 3 y que será explicado en el capítulo 6, y tampoco es objeto de este trabajo la reacción química que tiene lugar en la silicona una vez entra al horno, dando lugar al endurecimiento del mismo, proceso conocido como de curado de la silicona.

La elevada viscosidad y comportamiento viscoelástico de las siliconas HCR, suponen un hándicap para su estudio, por lo que el instrumental requerido para ello es muy específico, y se aleja de los viscosímetros o reómetros más convencionales. Esto es así debido a que nuestra silicona es un fluido que no quiere fluir, y presenta comportamientos especiales. Algunos de ellos son, por ejemplo, el efecto Weissenberg [61, 62], el cual tiene lugar en los viscosímetros de cilindros coaxiales. En contradicción a la configuración de flujo esperada para un fluido newtoniano, donde el fluido se alejaría del cilindro interior formando una superficie parabólica, la silicona tiende a "trepar" por el cilindro.

Otro tipo de viscosímetro utilizado en la industria del caucho es el viscosímetro de Mooney. Éste consta de dos platos rugosos paralelos con geometría definida según norma, entre los que se coloca la muestra. El plato superior empezará a girar, registrando el esfuerzo que el material opone en función del par motor necesario, hasta alcanzar una velocidad de rotación fija y establecida según norma. El problema es que no se crea un gradiente de velocidades al fluir por el efecto elástico de la silicona. La parte de material cercana al plato inferior, que está fijo, no se ve afectada por la rotación superior, y si esta rotación aumenta, el fluido se “rompe”, conocido como “*edge failure*”, saliéndose en forma de churros fuera de la zona de ensayo, proporcionando de esta manera datos erróneos.

Con todo ello, y basándonos en los estudios previos para materiales similares al nuestro [63], se ha recurrido al uso de un reómetro oscilatorio con capacidad de variar la frecuencia de oscilación. Este instrumental se basa en el mismo sistema que el viscosímetro de Mooney, con la diferencia de cambiar la rotación por pequeñas oscilaciones. De esta manera, podemos alcanzar altos valores de tasa de corte sin que la muestra se deteriore.

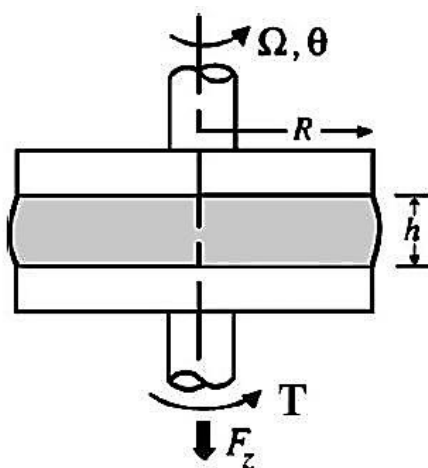


Figura 6. Geometría de platos paralelos. [18]

La configuración utilizada para el ensayo de nuestras muestras ha sido 20mm plato-plato como se muestra en la figura 6, con sistema de temperatura Peltier (fija a 30°C) y un barrido en frecuencias de 5×10^{-3} hasta $5 \times 10^2 \text{ s}^{-1}$ con un paso de 0.1 décadas.

De esta forma se han conseguido los valores del módulo de carga o elástico G' (*Storage Modulus*), módulo de pérdida o viscoso G'' (*Loss Modulus*) y viscosidad compleja o dinámica η^* (*dynamic viscosity*). La viscosidad de corte, mostrada en la figura 8, ha sido calculada a partir de la viscosidad compleja mediante la regla de Cox-Merz [64, 65], mismo procedimiento usado por otros autores que utilizan siliconas y gomas como objeto de estudio [22, 63].

$$\eta(\dot{\gamma}) = |\eta^*(\omega)| = \frac{\sqrt{G'^2 + G''^2}}{\omega} ; \text{ donde } \dot{\gamma} = \omega \quad (5)$$

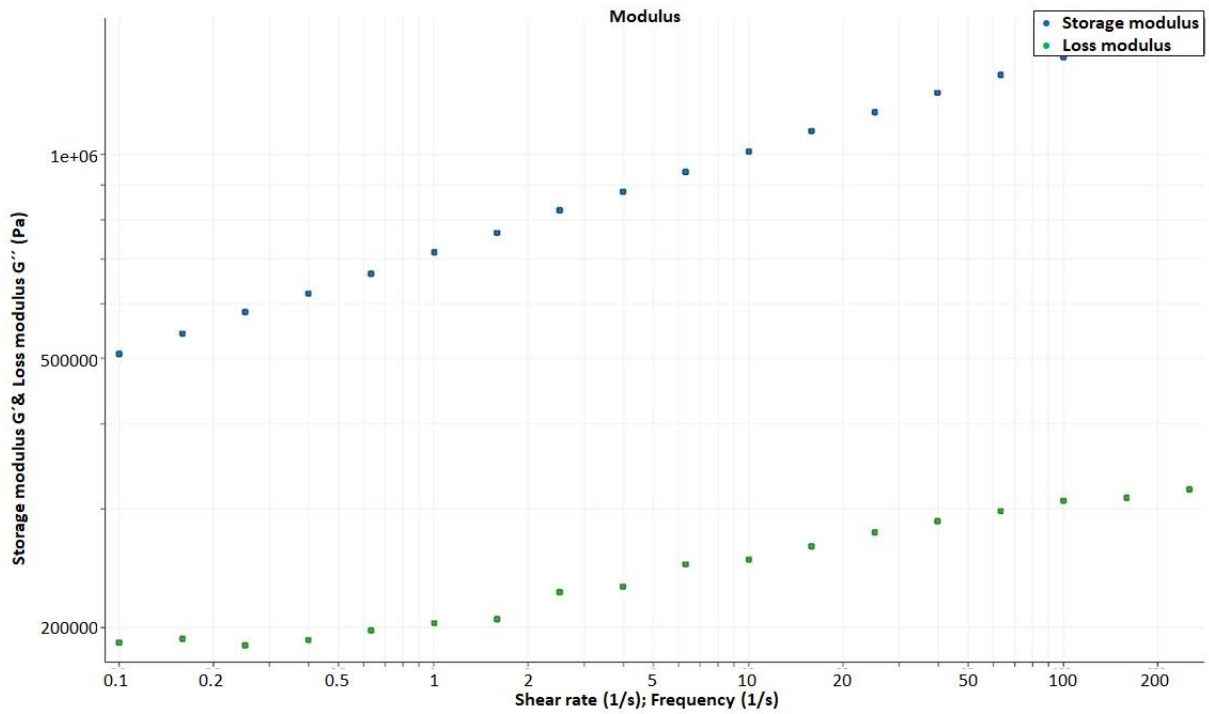


Figura 7. Módulos de carga y pérdida obtenidos del ensayo.

La figura 7 muestra el resultado habitual para siliconas HCR de elevado peso molecular. En el rango de frecuencias medido el modulo elástico es mayor que el modulo viscoso. Si bajásemos las frecuencias de medición, entraríamos en el cruce de módulos y en región terminal, como ocurre en el estudio de goma de silicona realizada por Crawford [31]. En todo el rango de frecuencias nos encontramos en la región viscoelástica.

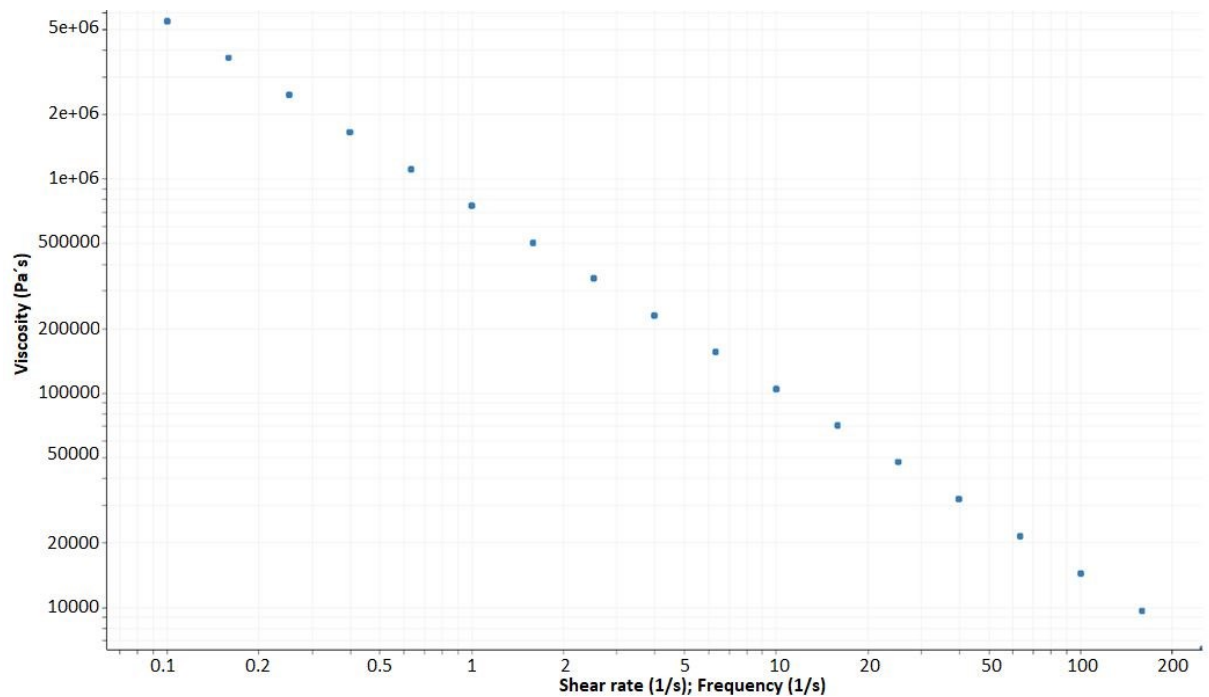


Figura 8. Viscosidad compleja vs Frecuencia.

Otro de los valores de interés para poder modelizar la viscosidad mediante modelos viscoelásticos no lineales (Giesekus, PTT), es el valor de la componente normal del esfuerzo N_1 . Para conseguir este valor se tiene que cambiar el tipo de ensayo, pasando de un ensayo reométrico oscilatorio a uno reométrico rotacional, pues al trabajar con amplitudes muy bajas dentro del régimen laminar en la zona viscoelástica lineal no hay valor de N_1 en oscilatorio, y se necesita que el ensayo sea en rotación (creando flujo).

La diferencia existente entre el viscosímetro de Mooney y el reómetro rotacional empleado es, que este último tiene la capacidad de poder variar la velocidad de rotación siendo definida por el usuario. Se ha realizado un ensayo de reometría rotacional en barrido de frecuencias registrando el valor de N_1 .

Lamentablemente, como se visualiza en la figura 9, el ensayo falló a frecuencias muy bajas debido al comportamiento tan elástico de nuestro material, el cual hace que éste se salga del plato sin fluir en régimen laminar debido al valor de la componente tangencial del esfuerzo N_2 , siendo los datos recogidos insuficientes para caracterizar correctamente el material. Por tanto, no es posible obtener datos del primer esfuerzo normal N_1 mediante reometría rotacional debido a la gran elasticidad y el efecto Weissenberg.

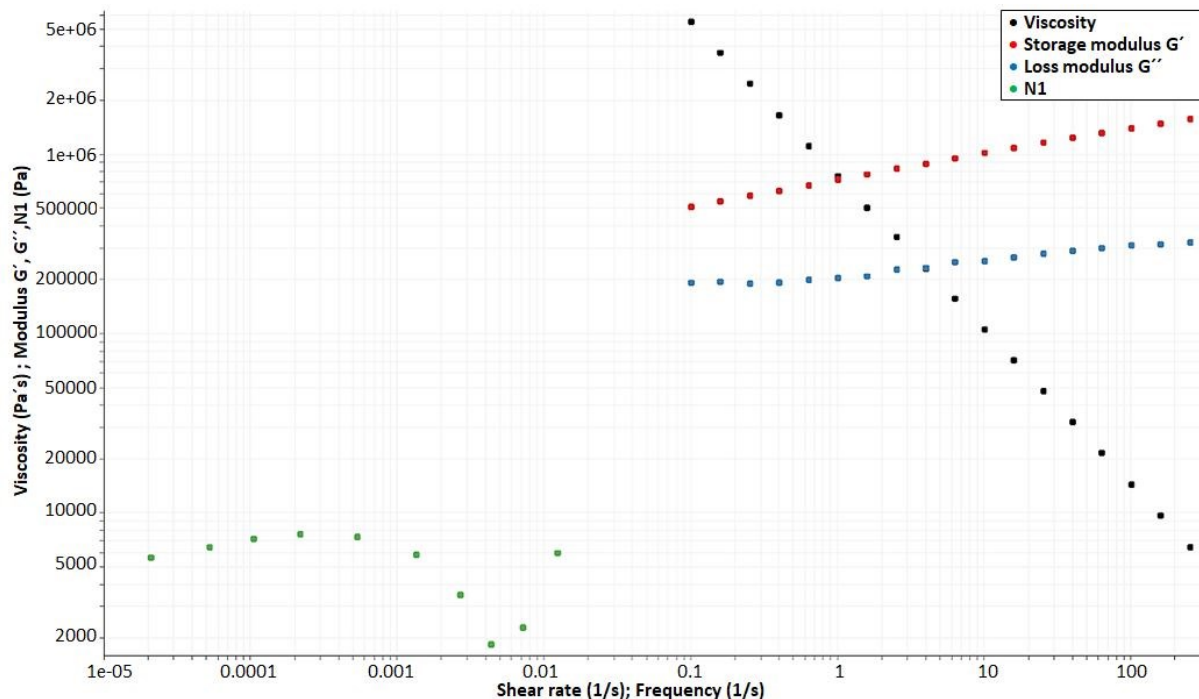


Figura 9. Datos obtenidos de los ensayos realizados.

Existe otra regla de Cox-Merz para el cálculo del valor de la componente normal del esfuerzo, donde N_1 puede aproximarse para bajas tasas de corte siguiendo la siguiente expresión:

$$N_1(\dot{\gamma}) = 2G'(\omega); \text{ donde } \dot{\gamma} = \omega \tag{6}$$

Puesto que los valores de las tasas de corte obtenidos en las simulaciones que presentaremos son de valor medio-alto, esta relación puede no ser precisa. Por tanto prescindiremos de ella en el actual trabajo, dejando su uso como una opción de mejora en caso de resultados negativos.

5.2.2 Ensayo de Densidad

Otra de las propiedades de interés de la silicona es su densidad, y para obtener este dato, se ha utilizado un densímetro. El procedimiento ha sido el siguiente:

- Se han tomado 5 muestras de silicona repastada y acelerada para tener varios valores y poder obtener una media.



Figura 10. Preparación de las muestras.

- Previamente a colocar la muestra en la aguja, se ha llenado un vaso con agua destilada y se ha introducido la densidad de este líquido, 0,9980kg/l, para tarar el instrumental.



Figura 11. Tarado del densímetro.

- Una vez la muestra está en posición y el instrumental correctamente tarado, se ha subido el vaso de tal forma que la muestra queda completamente dentro del líquido como se muestra en la figura 12.

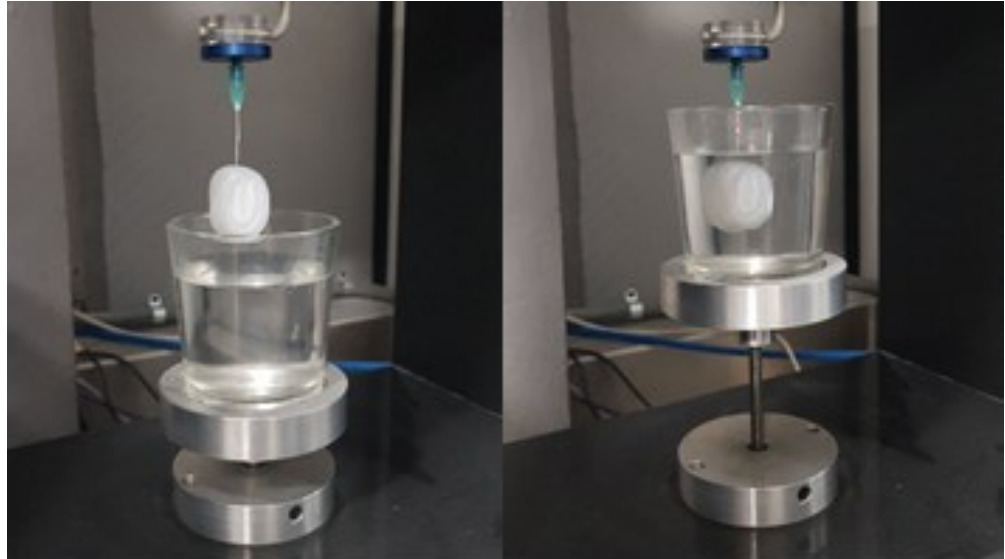


Figura 12. Ensayo de densidad.

Con la muestra completamente sumergida podemos ver por pantalla el valor de la densidad de nuestro material. Recogiendo en la tabla 1 los valores obtenidos:

Tabla 1. Resultados del ensayo de densidad.

	Muestra 1	Muestra 2	Muestra 3	Muestra 4	Muestra 5	Media
Densidad	1,1509	1,1514	1,1541	1,1565	1,1528	1,1531

Conseguidos mediante los ensayos los datos de viscosidad y densidad de nuestro material, se procederá a realizar las simulaciones numéricas caracterizando nuestro material bajo los modelos matemáticos explicados en el capítulo 4.

5.3 Regresiones según los modelos matemáticos propuestos

Realizaremos la regresión de las curvas de viscosidad compleja, módulos elástico y viscoso y valores de N_1 mediante la herramienta Polymat que incorpora ANSYS Polyflow. Se estudiarán y analizarán las ventajas/inconvenientes de tres modelos matemáticos diferentes para la modelización de la viscosidad.

5.3.1 Regresión según modelo Power Law

El modelo Power Law es uno de los modelos más básicos para explicar el comportamiento de un fluido no newtoniano. Como se puede observar en la figura 13, la regresión realizada es muy precisa, con un error entre la solución y los datos experimentales de $5e^{-6}$.

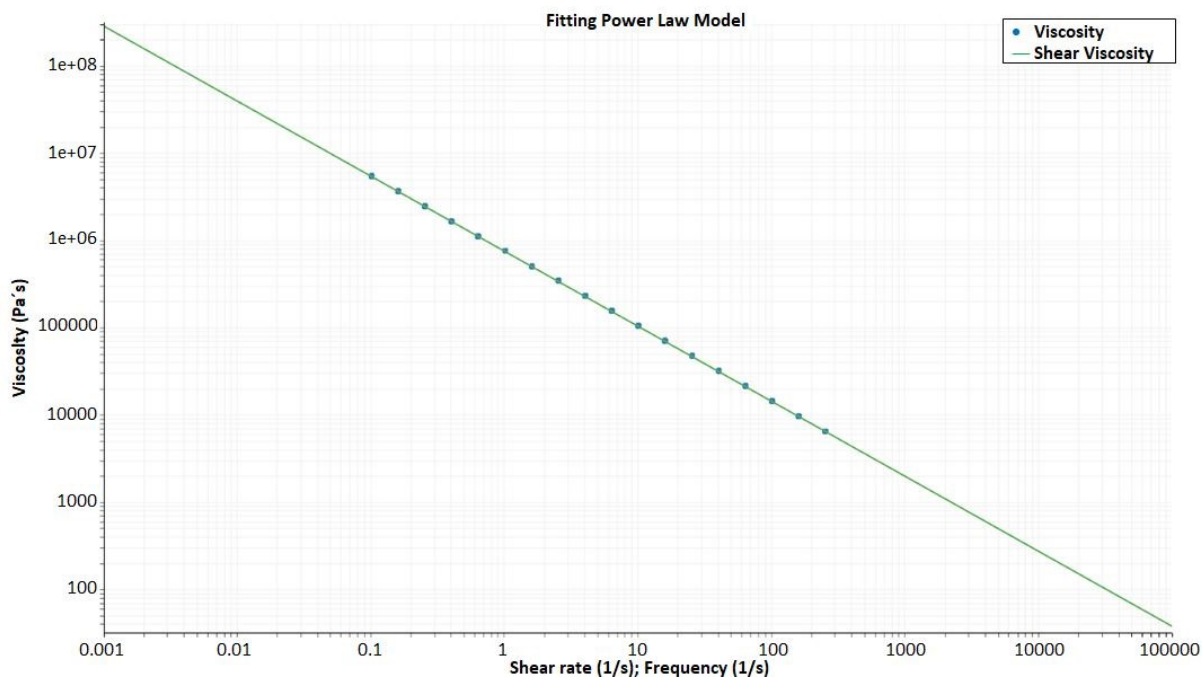


Figura 13. Regresión modelo Power Law (Anexo A Fig A.1)

Los valores de las constantes resultantes para el modelo Power Law se recogen en la tabla 2:

Tabla 2. Resultado de la regresión. Modelo Power Law

k_0	n
0.374172 E+07	0.1403636

Podemos observar como el exponente n toma valores similares a los obtenidos con otras siliconas HCR [66, 67, p. 452]. Estos valores tan bajos del exponente, menores que 0.25, indican un elevado comportamiento pseudoplástico (*shear-thinning*) que conllevará un sobrecoste a la hora de realizar la simulación, explicado más adelante.

5.3.2 Regresión según modelo Carreau-Yasuda

La regresión mostrada en la figura 14 para el modelo Carreau-Yasuda, nos muestra la falta de datos experimentales en la región de transición entre un comportamiento newtoniano a un comportamiento según una Power Law. Esta región de transición tiene lugar para tasas de corte inferiores a $0.02s^{-1}$. Aun así, puesto que en los procesos de extrusión nos encontramos en un rango de valores de tasa de corte de $40-150s^{-1}$, y en este rango el error de la regresión es del mismo orden que el modelo anterior, ambos modelos darán resultados similares.

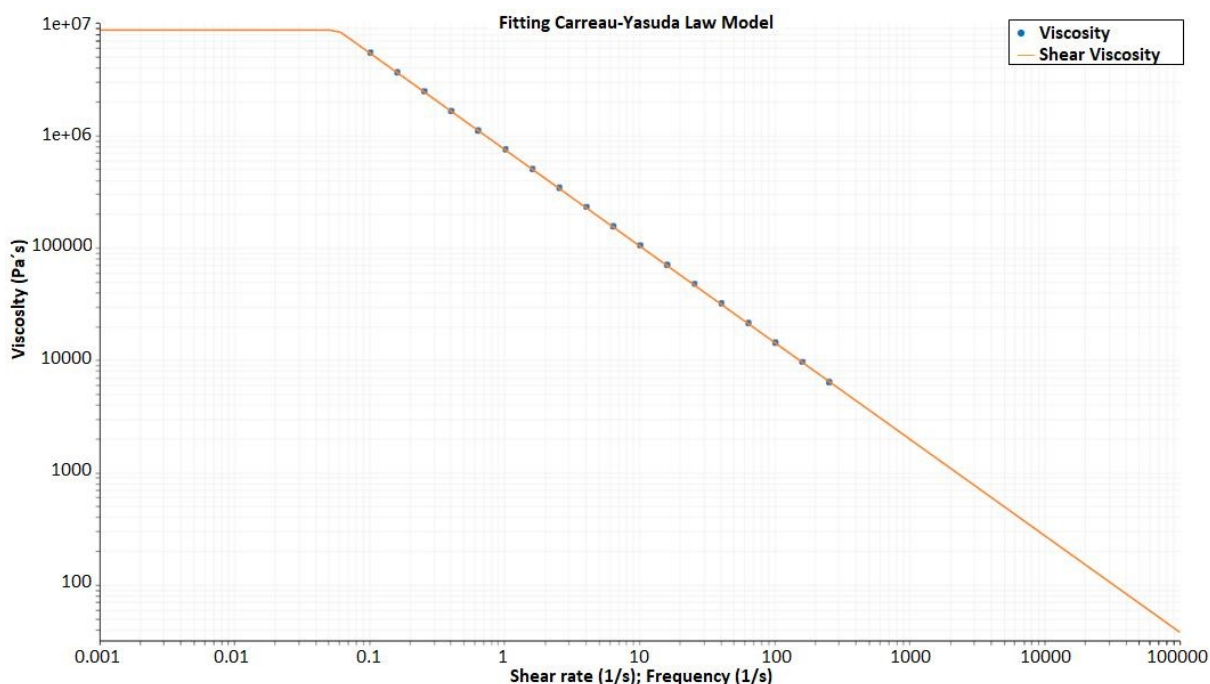


Figura 14. Regresión modelo Carreau-Yasuda. (Anexo A Fig A.2)

Los parámetros resultantes para el modelo Carreau-Yasuda se recogen en la tabla 3:

Tabla 3. Resultado de la regresión. Modelo Carreau-Yasuda

η_0	λ_N	n	η_∞	a
0.8687434 E+07	0.1740251 E+02	0.1403649	0	0.2495250 E+02

Se ha fijado el valor de η_∞ , la viscosidad para el valor de tasa de corte infinito a 0, del mismo modo que lo hizo Crawford [31, p. 896], obteniendo resultados semejantes para una silicona parecida a la utilizada en el presente trabajo.

5.3.3 Regresión según modelo PTT

Para el modelo PTT se han realizado varias regresiones con diferentes números de modos siguiendo el procedimiento realizado por Crawford [31]. Sin embargo, éste dispone de más curvas para poder mejorar la regresión, como lo son la curva de viscosidad extensional, y la curva de los valores de N_1 en el mismo rango de frecuencias que el resto de curvas.

Puesto que la falta de datos de N_1 en los rangos de frecuencias del resto de variables pueden originar errores en la solución, a la hora de realizar la regresión se le ha dado a la curva de los valores de N_1 un peso (influencia) menor, de $1e-0.3$, frente a un peso de 1 para el resto de las curvas.

Se han ido modificando los parámetros libres ε y ζ para conseguir el mejor ajuste posible con los datos experimentales, donde ε es un parámetro libre para ajustar la viscosidad extensional,

y ζ es un parámetro que controla la cantidad de movimiento entre las cadenas poliméricas del fluido.

Otra de las variables que se han de tener en cuenta a la hora de realizar la regresión de los modelos viscoelásticos, es conseguir un tiempo de relajación que asegure un bajo número de Weissenberg [68]. Siendo el número de Weissenberg definido como:

$$Wi = \frac{\tau_{xx}-\tau_{yy}}{\tau_{xy}} = \frac{\mu\lambda_m\dot{\gamma}^2}{\mu\dot{\gamma}} = \dot{\gamma}\lambda_m \tag{7}$$

Donde λ_m es el tiempo de relajación medio y $\dot{\gamma}$ la tasa de corte, que se define como:

$$\dot{\gamma} = \frac{U_m}{C} = \frac{Q}{BHC} 10^9 \tag{8}$$

Donde B es la base del perfil, H la altura del perfil y C la profundidad de la hilera en milímetros. Para solucionar los problemas de convergencia numérica que pudiesen aparecer durante las simulaciones, se ha limitado el tiempo de relajación a 5 segundos. De esta forma conseguiremos empezar las iteraciones con un numero de Weissenberg bajo, como se verá más profundamente en el capítulo 6.

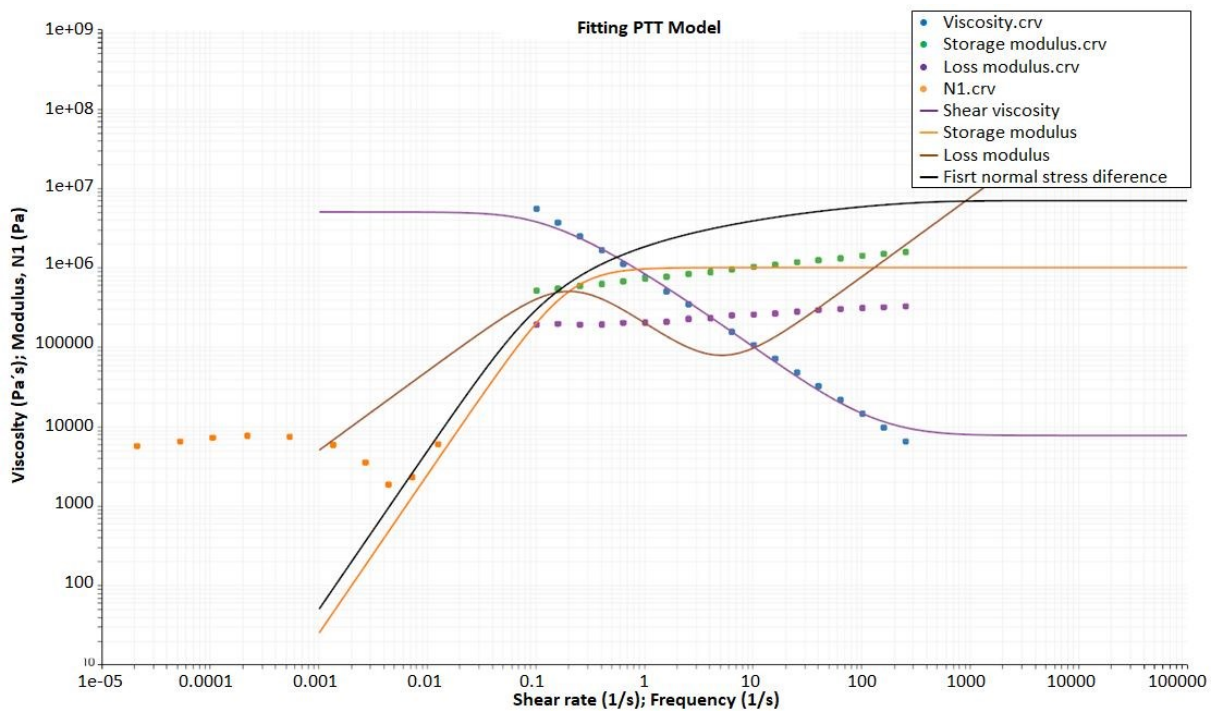


Figura 15. Regresión modelo PTT-1 modo. (Anexo A Fig A.3)

En la figura 15 observamos, que con un único modo, el modelo no es capaz de aproximar correctamente las curvas experimentales de los módulos G' y G'' y del esfuerzo normal N_1 , presentando una importante discrepancia entre la solución y los puntos experimentales.

Los parámetros obtenidos de la regresión empleando el modelo PTT con tres modos quedan reflejados en la tabla 4:

Tabla 4. Resultado de la regresión modelo PTT-1 modo.

modo	λ (s)	η (Pa s)	ϵ	ζ	$\frac{\eta_2}{\eta_1 + \eta_2}$	$\eta \lambda$ (Pa s ²)
1	5	5.027054E+6	0.9703404	0.1558214	0.1529361E-2	2.513527E+7

Visto que el uso de un solo modo no proporciona un buen ajuste del modelo con los datos experimentales, se han utilizado tres modos para disminuir el error entre la solución y los datos experimentales, limitando igualmente el tiempo de relajación a 5 segundos.

En la figura 16 se comprueba como el uso de tres modos disminuye el error entre la solución y los datos experimentales. El módulo de carga G' se ajusta bien en el rango de tasas de corte de los procesos de extrusión, mientras que el módulo de pérdida G'' sufre leves oscilaciones. Sin embargo al no disponer de valores suficientes de N_1 , no se puede asegurar que la curva obtenida para esta variable sea la correcta, y se tendrá que comprobar mediante simulaciones si el *die swell* obtenido se corresponde con el real.

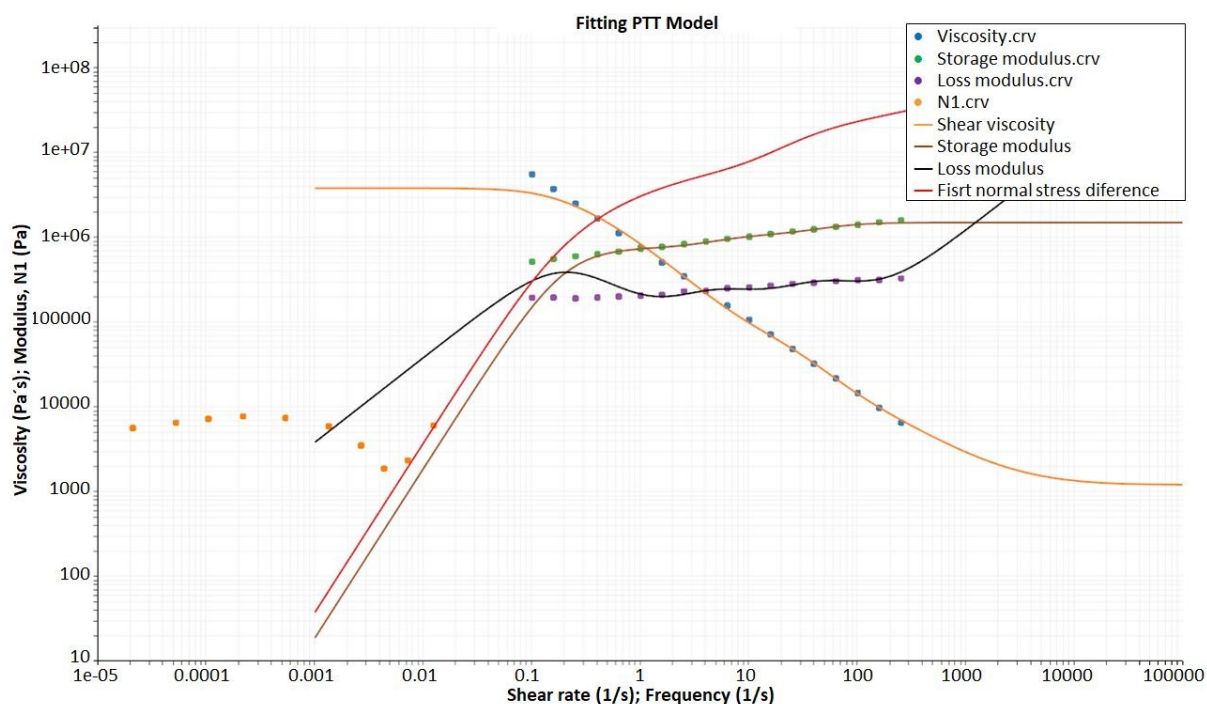


Figura 16. Regresión modelo PTT-3 modos, $\lambda_{max}=5$ segundos. (Anexo A Fig A.4)

Los parámetros obtenidos de la regresión empleando el modelo PTT con tres modos quedan reflejados en la tabla 5:

Tabla 5. Resultado de la regresión modelo PTT-3 modos.

modo	λ_i (s)	η_i (Pa s)	ϵ	ζ	$\frac{\eta_2}{\eta_1 + \eta_2}$	$\eta_i \lambda_i$ (Pa s ²)
1	0.02055455	0.9824306E+4	0.0252739	0.7649437E-2	0.1215909	2.01934E+2
2	0.1920316	0.6255680E+5	0.886808E-2	0.0198764	0	1.201288E+4
3	5	0.3711172E+7	0.2619147	0.1280850	0	1.8555860E+8
		$\bar{\lambda} = \frac{\sum \eta_i \lambda_i}{\sum \eta_i} = 4.9$				$\eta_0 = \sum \eta_i = 0.3783553E+7$
						$\sum \eta_i \lambda_i = 1.8568075E+7$

Por último mostramos en la figura 17 la regresión obtenida para el modelo PTT con cinco nodos y sin límite de tiempo de relajación. De esta forma conseguimos disminuir el error y mejorar el ajuste, y así compararlo con las regresiones anteriores.

El uso de cinco modos mejora el ajuste, pues, pese a que persisten las oscilaciones en el módulo viscoso, se ha eliminado el sobre pico para bajas tasas de corte. Nótese además, que en las regresiones con 3 y 5 modos, el valor estimado de la componente N_1 es muy superior al que se estima con el uso de 1 modo.

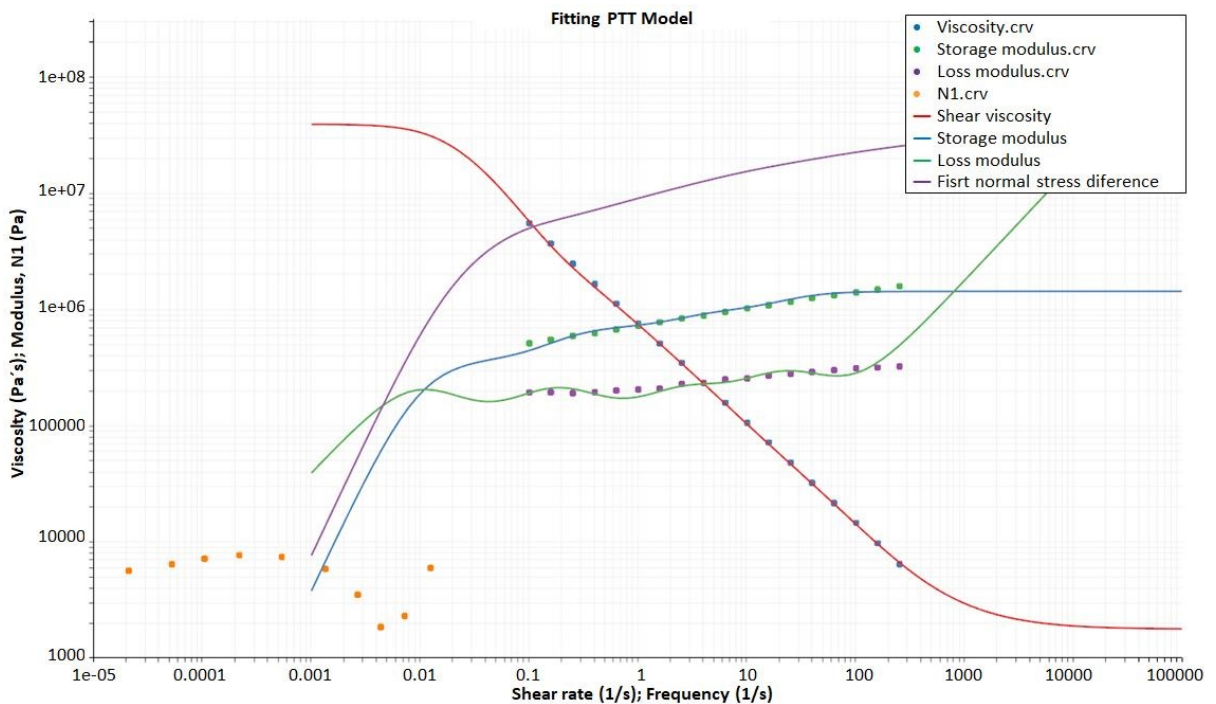


Figura 17. Regresión modelo PTT-5 modos. (Anexo A Fig A.5)

Los parámetros obtenidos de la regresión empleando el modelo PTT con cinco modos quedan reflejados en la tabla 6:

Tabla 6. Resultado de la regresión modelo PTT-5 modos.

modo	λ_i (s)	η_i (Pa s)	ϵ	ζ	$\frac{\eta_2}{\eta_1 + \eta_2}$	$\eta_i \lambda_i$ (Pa s ²)
1	0.04287613	0.2054432+05	0.4472595	0.318064	0.08560457	8.808609E+2
2	0.3679511	0.1035691E+06	0.08232329	0.7631941E-2	-	3.810836E+4
3	5.424082	0.1832331E+07	0.07460893	0.0432321	-	9.938713E+6
4	101.5273	0.3721544E+08	0.04053566	0.06559717	-	3.7783831E+9
5	782.9353	0.7075262E+03	0.06322424	0.9229790	-	5.5394723E+5
	$\bar{\lambda} = \frac{\sum \eta_i \lambda_i}{\sum \eta_i} =$ 96.72361	$\eta_0 = \sum \eta_i =$ 3.9172592E+7				$\sum \eta_i \lambda_i =$ 3.78891479E+9

Comparando los errores de la solución respecto a los datos experimentales, podemos concluir que mediante el uso de 5 modos sin limitación de tiempo de relajación se consigue un buen ajuste, pues el error es de tercer orden como se recoge en la tabla 7.

Tabla 7. Errores de las regresiones realizadas para el modelo PTT

	Power Law	Carreau-Yasuda	PTT-1 modo	PTT-3 modos	PTT-5 modos
Distancia entre la solución y los puntos experimentales	5e-06	5e-06	1.323614e-01	2.114286e-01	1.509949e-03

6. SIMULACIONES

Tras el reconocimiento del material y sus propiedades, podremos realizar simulaciones y comparar los resultados con el comportamiento real de la silicona en el proceso de extrusión, y de esta forma elegir qué modelo de viscosidad es el óptimo, validando los resultados numéricos conseguidos mediante experimentos de extrusión.

Una de las premisas de una simulación numérica es la simplificación de la realidad. Cuando tratamos con programas CFD, muy a menudo se realizan una serie de simplificaciones e hipótesis, puesto que en la mayoría de situaciones no se pueden controlar todas las variables que intervienen en el proceso.

6.1 Modelo físico y modelo numérico

Los procesos de extrusión constan de un sistema de alimentación, un husillo giratorio, la boquilla y finalmente sistemas de arrastre del material extruido. Puesto que realizar la simulación de todo este conjunto supondría un coste computacional muy elevado, y conocer el flujo en la zona de la alimentación y el husillo no es parte del alcance de este proyecto, la geometría se ha simplificado quedándonos únicamente con la parte de la boquilla y el material extruido hasta el contacto con la cinta de arrastre como se muestra en la figura 18.

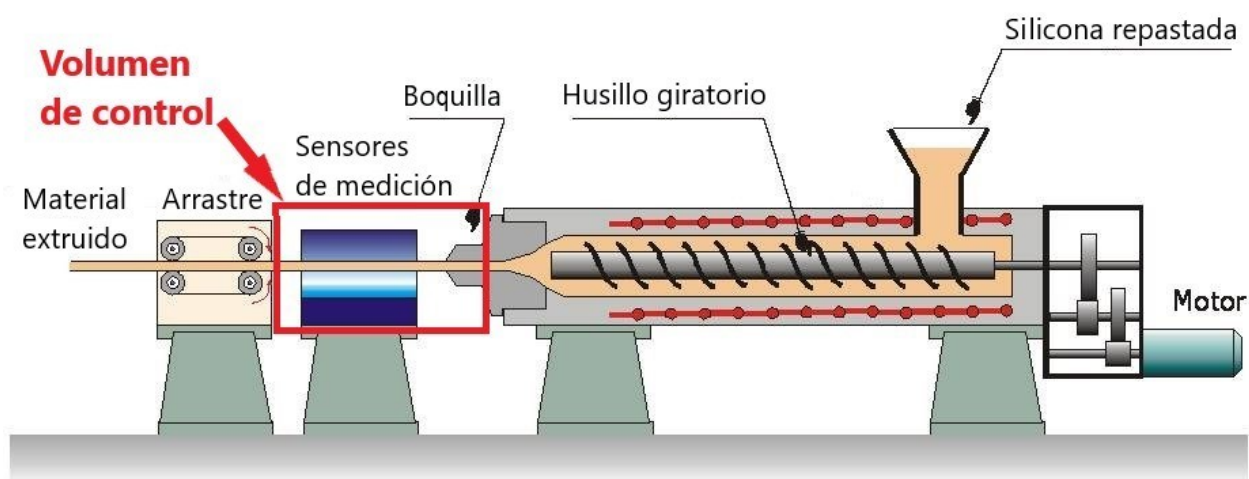


Figura 18. Volumen de control escogido para el estudio. [69]

Si hacemos un zoom a la zona de la boquilla, figura 19, observamos distintos componentes, como el filtro o plato rompedor ("breaker plate") utilizado para reducir inestabilidades durante el proceso de extrusión, así como para eliminar la rotación del flujo proveniente de la salida del husillo. Tras el filtro, tenemos la parte final de la cámara que puede ser cónica o tubular, hasta encontrarse con la hilera ("die"), una contracción brusca con la geometría "deformada" de tal forma que tras la extrusión y la expansión del perfil, se consiga la geometría deseada.

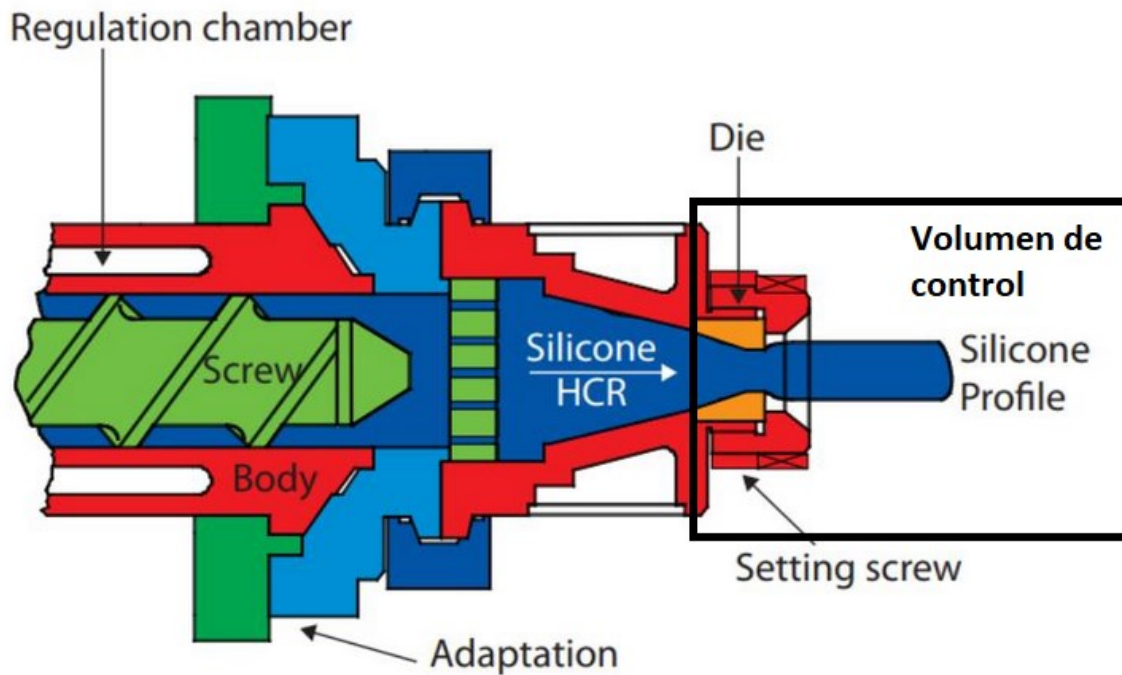


Figura 19. Boquilla de extrusora de silicona HCR. [70]

La geometría del perfil que se desea obtener es un rectángulo de 30x10mm. Asimismo, se ha diseñado esta geometría en SpaceClaim, programa de diseño CAD que incorpora ANSYS, dividiendo la zona correspondiente al material extruido (500mm) y la zona correspondiente al espesor de la hilera, C, de 10mm.

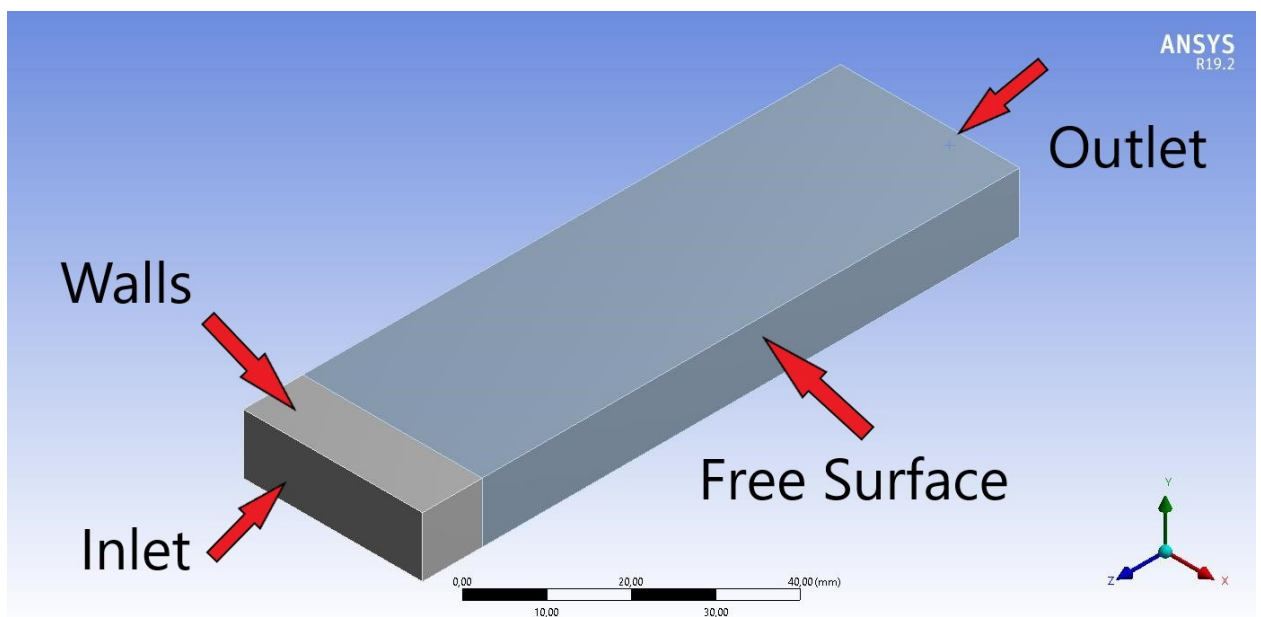


Figura 20. Volumen de control.

6.2 Estudio de independencia del mallado

En todo estudio de simulación que se precie, uno de los puntos más importantes es la elección del mallado. El mallado óptimo es aquel en el que los resultados no varían apreciablemente si se realiza un refinamiento, por ello, se realizará un estudio de independencia de mallado.

El tipo de mallado que se ha realizado es un tipo de mallado uniforme extruido, formado por hexaedros, ya que ANSYS Polyflow trabaja mejor con este tipo de mallado. Si la geometría del perfil a estudiar es muy compleja, ésta se dividirá en superficies cuadradas para así asegurar un mallado con elementos hexaédricos.



Figura 21. Ejemplos de diversos perfiles complejos. [71]

A la hora de simular, el cálculo de las soluciones de las ecuaciones de conservación en cada elemento del mallado supone el 80% del tiempo de computación, por tanto, tendremos que ser cuidadosos a la hora de elegir una malla con una cantidad de elementos moderada para conseguir soluciones aceptables, en un tiempo de computación aceptable para los procesos productivos en la industria [72]. Seremos muy críticos a la hora de elegir el mejor mallado, incluso sacrificando en parte la precisión de los resultados en aras de conseguir tiempos de computación acordes con los tiempos de proceso de fabricación.

Se estudiarán dos tipos de malla, una malla estructurada y una malla tipo mariposa, que tiene en cuenta el efecto de capa límite, puesto que al ser un material de tan alta viscosidad, podemos utilizar un mallado más grueso en el núcleo de nuestro perfil. Para cada malla se realizará un refinamiento y así comprobar cuál es la malla óptima para nuestro estudio.

En todos los estudios se han realizado 10 divisiones en la dirección z para la hilera y 50 elementos con Bias 10 refinando en la zona próxima a la hilera para el perfil extruido, como podemos ver en la figura 22, en la que la longitud del perfil extruido ha sido recortada para

mejorar la visualización. De esta forma, únicamente se estudiará el efecto del mallado de la sección del perfil.

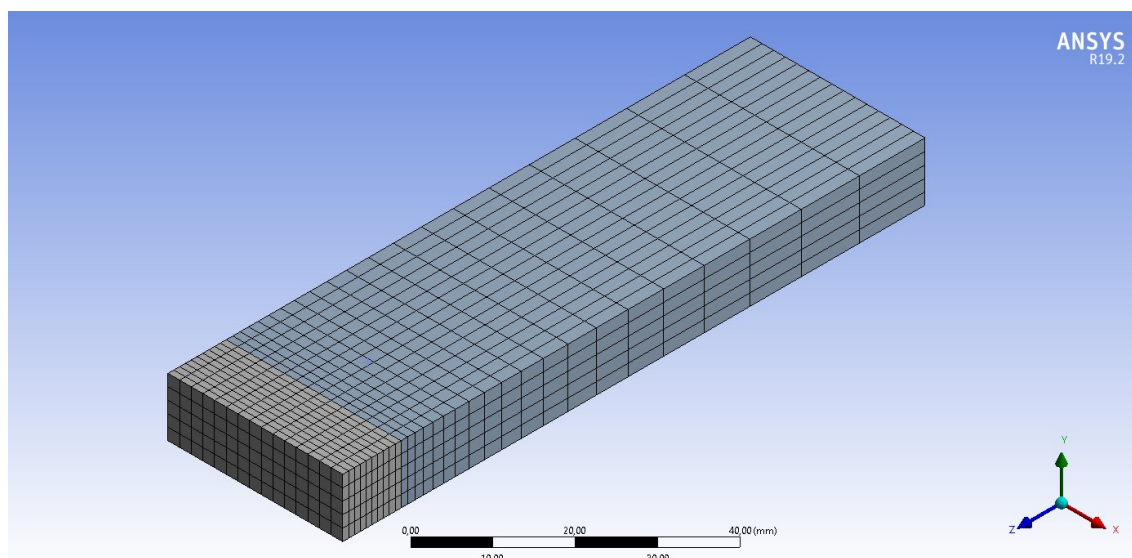


Figura 22. Mallado de la hilera y perfil extruido (acortado).

6.2.1 Estudio de malla estructurada

En la creación de este mallado se emplearán las opciones *Face meshing* y *Mesh control* implementadas en el mallador que incorpora ANSYS (*Meshing*). Realizaremos cuatro estudios, empleando una malla gruesa, media, fina y refinada, y así comprobar las diferencias en los resultados conseguidos.

- Para la malla gruesa estructurada, se han considerado 15 elementos en la dirección X, y 5 elementos en la dirección Y, siendo así 2mm la longitud de la arista del elemento, consiguiéndose los siguientes resultados (Ver anexo B.I fig.B.1).
- Para la malla media estructurada, se han considerado 30 elementos en la dirección X, y 10 elementos en la dirección Y, siendo así 1mm la longitud de la arista del elemento consiguiéndose los siguientes resultados (Ver anexo B.I fig.B.2).
- Para la malla fina estructurada, se han considerado 60 elementos en la dirección X, y 20 elementos en la dirección Y, siendo así 0.5mm la longitud de la arista del elemento, consiguiéndose los siguientes resultados (Ver anexo B-.I fig.B.3).
- Observando que la zona de interés son las paredes y sobre todo las esquinas, se ha realizado un refinamiento de malla tal que en la dirección X tenemos 90 elementos con un Bias 5 y en la dirección Y tenemos 30 elementos con un Bias 5. Se han conseguido los siguientes resultados (Ver anexo B-.I fig.B.4).

6.2.2 Estudio de malla tipo mariposa

Como se ha comprobado en el punto 6.2.1, la velocidad y la tasa de corte son prácticamente uniformes en el núcleo de nuestro perfil, y son las zonas próximas a las paredes las que necesitan de una malla más refinada para obtener unos resultados correctos. Por ello, se recurre a una malla tipo mariposa, usada para estudios de efecto de capa límite. Realizaremos tres estudios empleando un mallado, grueso, fino y refinado para comparar las diferencias.

- Para el mallado grueso tipo mariposa, se ha establecido un grosor de capa límite de 2.5mm, formado por 5 capas de elementos con un incremento de 1.2, y un tamaño máximo de elemento de 2mm para el núcleo. El número de divisiones empleado es el mismo que en el caso del mallado grueso estructurado. (Ver anexo B-II fig.B.5)
- Para el mallado fino tipo mariposa, se ha cuadruplicado el número de divisiones respecto al caso anterior. (Ver anexo B-II fig.B.6).
- Puesto que la tasa de corte, parámetro de mayor interés, tiene unos valores constantes y bajos para las últimas dos filas de elementos de la capa límite, se refinará de tal forma que tendremos un espesor total de la capa límite de 1.2mm. Se establecerán 5 filas de elementos con un incremento de 1.5 para refinar aún más en la zona de la pared. Se han realizado 120 divisiones en la dirección X y 40 divisiones en la dirección Y. (Ver anexo B-II fig.B.7)

En la tabla 8 se recogen los resultados (el tamaño de malla, tiempo y coste computacional y valor máximo del módulo de corte y velocidad) para todas las mallas de estudio.

Tabla 8. Resultados del estudio de mallado.

Tipo de malla	Nº de elementos	Tiempo computacional [s]	Memoria requerida [Mb]	Módulo de corte [s ⁻¹]	Velocidad [m s ⁻¹]
Uniforme Gruesa	4500	157	5232	4.252e+01	9.313e-02
Uniforme media	18000	217	7066	4.798e+01	8.680e-02
Uniforme fina	72000	1927	21176	6.060e+01	8.538e-02
Uniforme Refinada	162000	5006	48892	7.855e+01	8.516e-02
Mariposa gruesa	14940	128	6593	6.864e+01	8.611e-02
Mariposa fina	70080	1284	18920	6.829e+01	8.529e-02
Mariposa refinada	162780	4557	42281	8.115e+01	8.516e-02

La memoria requerida para ambas mallas refinadas es demasiado alta, superior a las 40 Gb, y puesto que tenemos un límite de 64 Gb, estas mallas quedan descartadas, debido a que el equipo no soportará simulaciones con modelos viscoelásticos y estos mallados, ya que su consumo se eleva debido a las numerosas ecuaciones constitutivas que se han de resolver.

De esta manera concluimos que el tipo de malla óptima para la realización de la simulación de extrusión de silicona HCR es la malla tipo mariposa gruesa. Las diferencias que muestra para los resultados obtenidos del módulo de corte y velocidad respecto a las mallas finas, las cuales presentan un coste computacional asumible, son del 15%. Pese a desear una variación en los resultados inferiores al 5% para asegurar una buena independencia de mallado, el tiempo computacional finalmente descarta el uso de las mallas finas.

Este estudio se ha realizado con un modelo Power Law para la viscosidad, con un exponente de 0.75, modelo que presenta un consumo de memoria y tiempo computacional muy bajo en comparación a otros modelos ya definidos, que pueden llegar a un consumo de memoria RAM de 60Gb y un tiempo de computación de 12 horas empleando la malla tipo mariposa gruesa. Por lo tanto, se elige la malla gruesa tipo mariposa como la malla óptima para el estudio a realizar, sacrificando en parte la precisión de los resultados debido a las limitaciones de consumo de RAM y un tiempo requerido de simulación muy elevado.

Cabe destacar que la precisión de los resultados será aceptable, puesto que nuestro material tiene un viscosidad del orden de 10^7 Pa*s, y las velocidades con las que trabajaremos serán muy bajas, originando así un flujo laminar con un número de Reynolds casi 0 ($1e^{-8}$). Además, dado que el mallado está compuesto de elementos hexaédricos, y ANSYS Polyflow resuelve las ecuaciones de continuidad y momento con precisión de cuarto orden, no necesitamos de una malla excesivamente fina para obtener resultados aceptables.

6.3 Formulación teórica

Puesto que el proceso de extrusión de la silicona se realiza en frío, y no se puede superar la temperatura de 40°C, pues ésta vulcanizaría en el interior de la cámara de extrusión, se ha considerado un flujo isoterma de 30°C. Efectivamente, gracias a dos sensores de temperatura, uno a la salida del husillo y otro en el final de la boquilla, se observa que la variación de temperatura es inferior a 3 grados durante todo el proceso de extrusión. Por tanto aceptaremos esta suposición de flujo isoterma y prescindiremos de la ecuación de conservación de la energía, pues no habrá transferencia de calor.

6.3.1 Ecuaciones de conservación

Las ecuaciones que gobiernan un flujo viscoelástico, incompresible e isoterma vienen representadas por la conservación de la masa y el momento, así como diferentes ecuaciones constitutivas.

Las ecuaciones de conservación de la masa y el momento se expresan como:

$$\nabla \cdot V = 0 \quad (9)$$

$$\rho \frac{DV}{Dt} = -\nabla p + \nabla \cdot T \quad (10)$$

Donde, V es la velocidad, ρ es la densidad, t es el tiempo, p es la presión y T es el tensor de esfuerzos totales dado por una ecuación constitutiva.

6.3.2 Ecuaciones constitutivas

En el caso de trabajar con fluidos viscoelásticos el tensor esfuerzo se calcula mediante la suma de dos componentes, un esfuerzo puramente viscoso (σ_s) y un esfuerzo viscoelástico (σ_v).

$$T = \tau = \sigma; \sigma = \sigma_v + \sigma_s; \tau = \tau_1 + \tau_2 \quad (11)$$

La componente del esfuerzo viscoso se rige por la ecuación de fluidos newtonianos generalizados, expresada como:

$$\tau_2 = \sigma_s = 2 \eta \mathbf{D} \quad (12)$$

Donde η es la viscosidad de corte y viene expresada por el modelo de Carreau Yasuda (2), y \mathbf{D} es el tensor de ratios de deformación:

$$\mathbf{D} = \frac{\nabla V + (\nabla V)^T}{2} \quad (13)$$

La componente del esfuerzo viscoelástico $\sigma_v = \tau_1$ viene determinada por la ecuación constitutiva que se deriva del modelo PTT (3,4).

$$f(tr_\tau)\tau + \lambda \bar{\tau}_1 + \frac{\varepsilon}{2} \lambda (\gamma\tau + \tau\gamma) = \eta \dot{\gamma} \quad (14)$$

Donde la derivada convectiva superior de Oldroyd $\bar{\tau}_1$ se define por:

$$\bar{\tau}_1 = \frac{DV}{Dt} - \tau * \nabla V - (\nabla V)^T * \tau \quad (15)$$

Además, para el modelo PTT se ha derivado una ecuación constitutiva exponencial que contiene dos parámetros libres, ε y ζ , para expresar los efectos de los ratios de creación y destrucción de las uniones de las cadenas poliméricas [73].

$$\exp\left[\varepsilon \frac{\lambda}{\eta} tr(\tau_1)\right] \tau_1 + \lambda \left[\left(1 - \frac{\zeta}{2}\right) \bar{\tau}_1 + \frac{\zeta}{2} \bar{\tau}_1\right] = 2 \eta \mathbf{D} \quad (16)$$

6.4 Tipo de simulaciones mediante Polyflow

Para la realización de las simulaciones se utilizará el programa ANSYS Polyflow. Éste emplea el método de elementos finitos (FEM) como método de resolución de las simulaciones. Las simulaciones se realizarán en estado estacionario, donde se han negligido la gravedad y los efectos de inercia, y se utilizará un esquema de evolución.

Para llevar a cabo el esquema de evolución el usuario ha de definir unas funciones de evolución $f(S)$, que suelen definirse desde 0 hasta 1, por ejemplo una función lineal con incremento de 0.2. Así, para cada ΔS , se resuelve una simulación de estado estacionario, donde se permite la deformación de ciertas partes del volumen de control y con ello el mallado. Además, Polyflow tiene incorporados módulos de extrusión directa e inversa que nos serán de gran ayuda en nuestro estudio.

El módulo de extrusión directa necesita de la geometría inicial de la hilera y el perfil extruido (Véase figura 20). Con ello, se define la geometría de la hilera como invariable y se permite la deformación del perfil extruido imponiendo que el inicio del perfil extruido coincide con la salida de la hilera. Aplicando el esquema de evolución se obtiene como sería la forma final del perfil extruido si empleamos la hilera diseñada.

El módulo de extrusión inversa se basa en el mismo concepto que el módulo de extrusión directa. Necesita de la geometría inicial de la hilera y el perfil extruido (Véase figura 20). En este caso dejamos libertad de deformación en la hilera, definiendo si queremos que la sección a lo largo de la hilera sea constante (hilera 2D) o variable (hilera 3D), donde tomará la sección de entrada como fija y deformará el resto. Se permitirá la deformación del perfil extruido imponiendo la condición de coincidencia entre la salida de la hilera y el comienzo del perfil extruido al igual que en el caso anterior. Sin embargo, la elección del módulo de extrusión inversa lleva implícito lo siguiente: la salida del perfil extruido (geometría que deseamos conseguir) se mantiene constante y, mediante el esquema de evolución, la hilera sufre una serie de modificaciones en su geometría en cada iteración con el fin de obtener el perfil deseado. Este será el módulo empleado, puesto que el fin último del uso del software presentado es la obtención de la geometría de la matriz de extrusión necesaria para conseguir una geometría del perfil deseada.

Gracias a estos módulos, junto con el esquema de evolución, se conseguirá visualizar la forma del perfil final partiendo de una hilera diseñada (extrusión directa), o la forma de la hilera necesaria para conseguir una geometría final (extrusión inversa).

Para estos tipos de esquemas de evolución también suelen definirse funciones de evolución para ciertas variables, y así asegurar que no aparezcan problemas de divergencia de la solución y ésta se alcance con un tiempo de computación menor. En el caso de simulaciones de procesos de extrusión, es común definir funciones exponenciales para el incremento del coeficiente de rozamiento con las paredes, partiendo de una condición de free slip, hasta un valor de slip deseado, lo que conlleva una deformación progresiva de la geometría del perfil extruido (extrusión directa) o de la geometría de la hilera (extrusión inversa), disminuyendo el tiempo de cálculo.

Si además tenemos que el fluido de estudio en este tipo de simulaciones esté caracterizado mediante un modelo visco-elástico, es recomendable definir funciones de evolución para el tiempo de relajación o para el caudal, asegurando así unos valores bajos de los números de Weissenberg en las primeras iteraciones [45, 74].

Uno de los mayores problemas a los que nos enfrentamos en los procesos de extrusión de cauchos y siliconas para la obtención de una geometría deseada es, el elevado *die swell* que presentan. Ello unido a un número de Weissenberg elevado, deriva en dificultades para conseguir la convergencia de los resultados en las simulaciones por deformaciones del mallado

muy grandes. Incluso se han llegado a desarrollar patentes para la disminución del *die swell* para materiales que presenten esta problemática [75].

Así para el perfil que deseamos conseguir de dimensiones $B * H$ (30x10mm), aplicando las ecuaciones (7 y 8) obtenemos un número de Wi de $5 * \lambda_m$, donde se ha definido una función de evolución para el tiempo de relajación medio de la forma $\lambda_m(S) = F(S) * \lambda_m$; donde $F(S) = S$, y S evoluciona desde 0.2 a 1 con un paso de 0.2, teniendo un Wi de 1 en la primera iteración y un valor de 25 en la quinta iteración.

6.5 Condiciones de contorno

Puesto que se han realizado una serie de simplificaciones en la geometría, éstas afectan a las condiciones de contorno elegidas. Las condiciones de contorno impuestas son las siguientes:

- En la sección de la entrada de la hilera (*Inlet*) se ha supuesto un caudal volumétrico (Q) constante y homogéneo de $1,5 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$, acorde a una velocidad de extrusión de 3m/min que será la utilizada en los experimentos de extrusión para la verificación de los resultados numéricos.
- Superficie libre (*Free Surface*) en las cuatro caras del perfil extruido. En el proceso de extrusión de la silicona tenemos la cinta de arrastre, la cual se ha intentado modelizar mediante condiciones de contorno de velocidad normal y fuerza tangencial nulas, $V_n=0$ y $F_t=0$, en la cara inferior del perfil, pero aparecían problemas de divergencia en las simulaciones, y se ha optado por eliminarla del estudio.
- En la sección final de la superficie libre (*Outlet*) se ha impuesto la condición de un flujo desarrollado, siendo nulas las fuerzas normales y tangenciales $F_t=0$ y $F_n=0$.
- En las paredes de la hilera se definió inicialmente una función de rozamiento que sigue la ley de Navier,

$$\tau_w = \beta v_s^\alpha \quad (17)$$

donde β es el coeficiente de deslizamiento de Navier, α es el exponente de la ley de Navier, v_s es la velocidad de deslizamiento y τ_w es el esfuerzo cortante en la pared. Los valores de los parámetros que se establecieron fueron un valor de 56.996 para β y un valor de 0.3298 para α , acorde con los resultados de los ensayos realizados por Crawford [76] para cauchos de silicona similares a la que utilizada en el presente trabajo, pero los resultados no mostraban deformación alguna de la hilera ya que estos valores de rozamiento tan bajos se consideraban como una condición libre de rozamiento (*Free slip*).

Por ello, se han modificado los valores de las constantes, tal que $\alpha = 1$ y $\beta = F(S)$ donde la función de evolución toma la forma $F(S) = a * e^{b*S}$ donde $a = b = 1$ y S evoluciona desde 15 \rightarrow 17 teniendo finalmente un valor de β de $2,4 \times 10^7$, presentando diferentes niveles de deformación en la hilera según aumenta el coeficiente de fricción.

Conocer la función de rozamiento es vital para conseguir unos resultados correctos, y ello se demuestra en la gran variedad de estudios relacionados con el deslizamiento en las paredes en procesos de extrusión para PDMS [38, 77] u otros tipos de cauchos [26], ya sean para evitar problemas de inestabilidades a la hora de extruir ('*Sharkskin*') [78, 79], o para disminuir las tensiones de extrusión [18].

Por lo tanto, un futuro ensayo para conocer la ley de rozamiento de nuestro material con el tipo de acero inoxidable utilizado para la matriz de extrusión será indispensable para conseguir un resultado preciso y realista del comportamiento del material.

6.6 Resultado de las simulaciones

En este apartado pasaremos a mostrar las geometrías obtenidas para las hileras mediante la simulación numérica del proceso de extrusión, se explicarán los pros y contras de los modelos escogidos, y como éste afecta al comportamiento del flujo.

6.6.1 Hilera obtenida con el modelo Power Law

En el punto 5.3.1 se obtuvo un valor del exponente $n = 0.14$, el cual, al ser menor de 0.75 dificulta la convergencia de las simulaciones, puesto que introduce una fuerte no linealidad en la resolución de la ecuación de Navier-Stokes en 3D. Debido a ello se ha de prescindir del método acoplado o método de Newton para la resolución del sistema, y aplicar un esquema de aproximaciones sucesivas, método desacoplado o de Picard, para la viscosidad.

El método acoplado se basa en la resolución de las ecuaciones de conservación obteniendo la presión, el campo de velocidades y la forma de la superficie en un solo paso. Por el contrario, el método desacoplado o de Picard, calcula independientemente el campo de velocidades y la forma que adopta la superficie libre. Estas soluciones normalmente no satisfacen todas las condiciones de contorno, y por ello se establece un esquema iterativo donde se recalcula el campo de velocidad y la forma de la superficie libre hasta alcanzar la convergencia.

También existe la posibilidad de definir funciones de evolución para el exponente del tipo $F(S) = 1/S$, y así ir disminuyéndolo poco a poco.

Estas dificultades presentes en la modelización de nuestro material nos llevan a un tiempo de computación de 35 minutos, muy lejos de los 100 segundos conseguidos con un exponente de 0.75.

Una vez preparado el *setup* y definido las funciones de evolución adecuadas para la constante fricción β de la ley de Navier de fricción en la pared, así como para el exponente n , se ha procedido a realizar la simulación de extrusión inversa, con el objetivo de obtener la hilera óptima que asegura la obtención de un perfil rectangular de 30x10 milímetros.

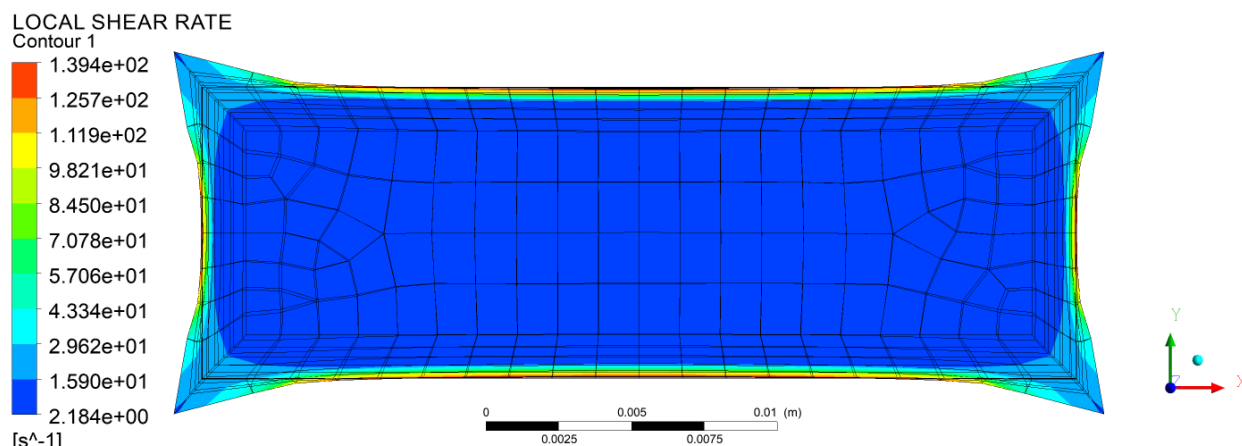


Figura 23. Tasa de corte local. Hilera obtenida Power Law.

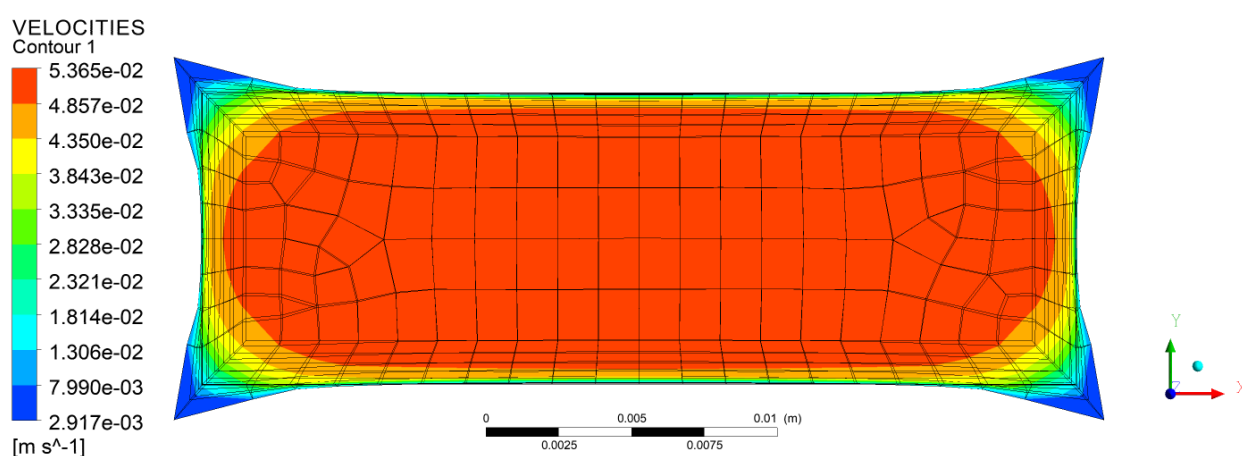
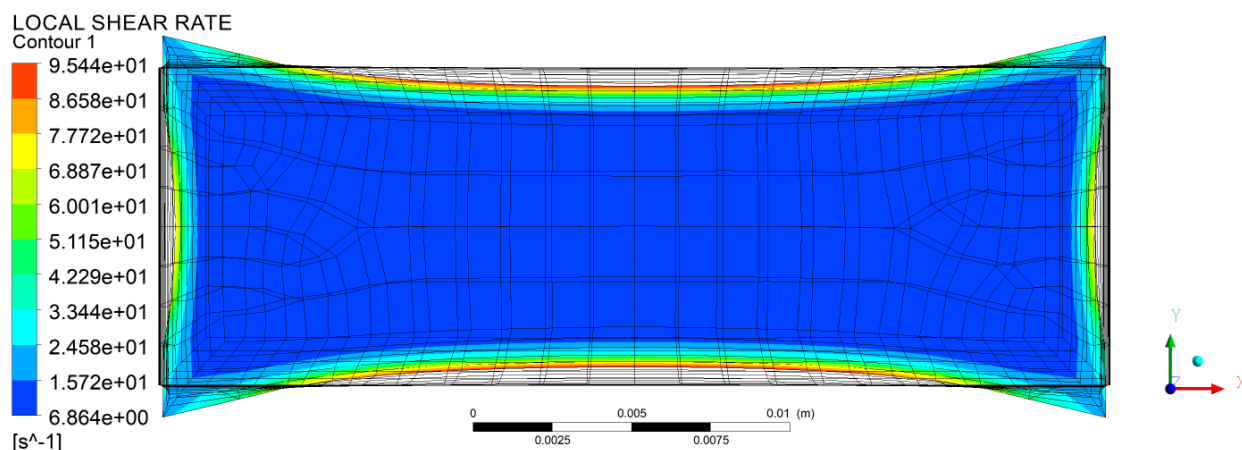
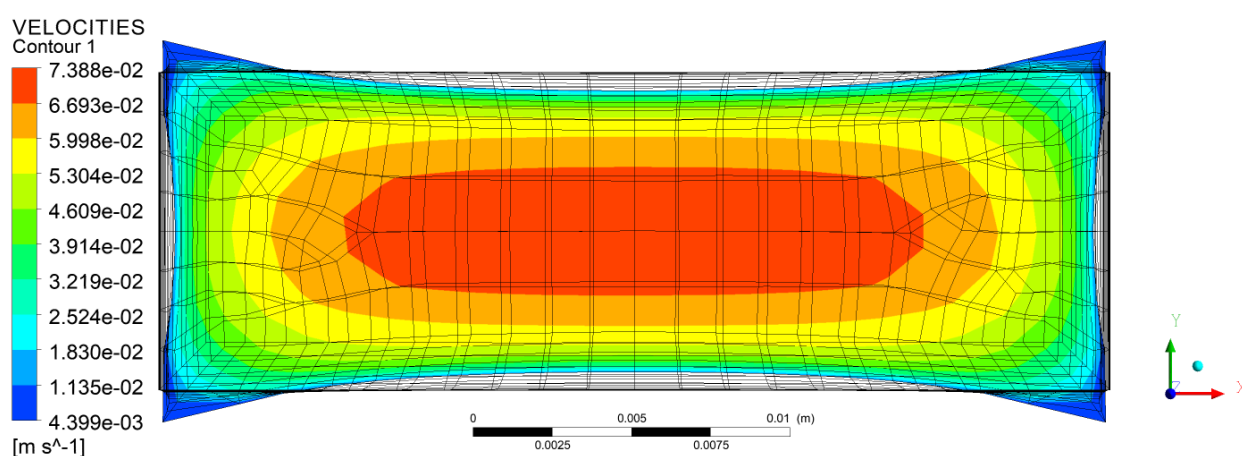


Figura 24. Contorno de velocidad. Hilera obtenida Power Law.

En las figuras 23 y 24 se observa que en el caso de utilizar el modelo Power Law, las cuatro esquinas de la hilera propuesta se abren para así aumentar el flujo en esas zonas. Esto es debido a que, al tener fricción en las paredes, el caudal másico existente en las esquinas es inferior al del centro del perfil como se observa en la distribución de velocidades. Además, el modelo presenta un *die swell* negativo, es decir, el material se “encoje” una vez atraviesa la hilera, comportamiento contrario al que ocurre en realidad. Por ello las paredes donde la tasa de corte es muy alta, ésta ayudará a que el material no se encoja debido a la adherencia a la pared, y por ello las dimensiones de la hilera permanecen casi constantes al rectángulo de 30x10 mm.

Este efecto se debe a un exponente tan bajo, de 0.14. Para valores inferiores a 0.5 el material comienza a presentar un *die swell* negativo, por lo tanto, con la hilera obtenida, pese a que se pueda obtener un perfil rectangular bastante parecido al deseado, será rechazada puesto que ello puede deberse a la sencillez del perfil deseado, y claramente no será válido para perfiles más complejos.

El efecto del coeficiente de potencia se puede observar realizando una simulación manteniendo los parámetros del modelo y aumentando el exponente a 0,6.

Figura 25. Tasa de corte local. Modelo Power Law $n=0.6$ Figura 26. Contorno de velocidad. Modelo Power Law $n=0.6$

Claramente se puede ver en las figuras 25 y 26 el efecto de un *die swell* positivo. El perfil de velocidades es correcto al igual que el caso anterior, pues el material irá más rápido en el centro del perfil al no encontrarse las paredes. La mayor diferencia se observa en el diseño final de la hilera. En los laterales del perfil, zonas donde presenta una mayor tasa de corte debido a las paredes, la hilera se curva hacia adentro en mayor o menor medida según la tasa de corte, ya que ésta es la causante la expansión que sufrirá la silicona. Gracias a esta compensación, una vez que el perfil se expanda al atravesar la hilera, se conseguirán caras planas en vez de "barrigas".

Además, el tiempo de simulación se ha reducido en 20 minutos observando claramente el efecto del índice en la convergencia de las simulaciones.

6.6.2 Hilera obtenida con el modelo Carreau-Yasuda

En el punto 5.3.2 se mencionó como la regresión obtenida para el modelo de Yasuda era similar a la obtenida para el modelo Power Law, y dado que en el proceso de extrusión nos

encontramos en valores de tasa de corte dentro del rango de comportamiento potencial ($40-150 \text{ s}^{-1}$), ambos modelos proporcionan la misma solución.

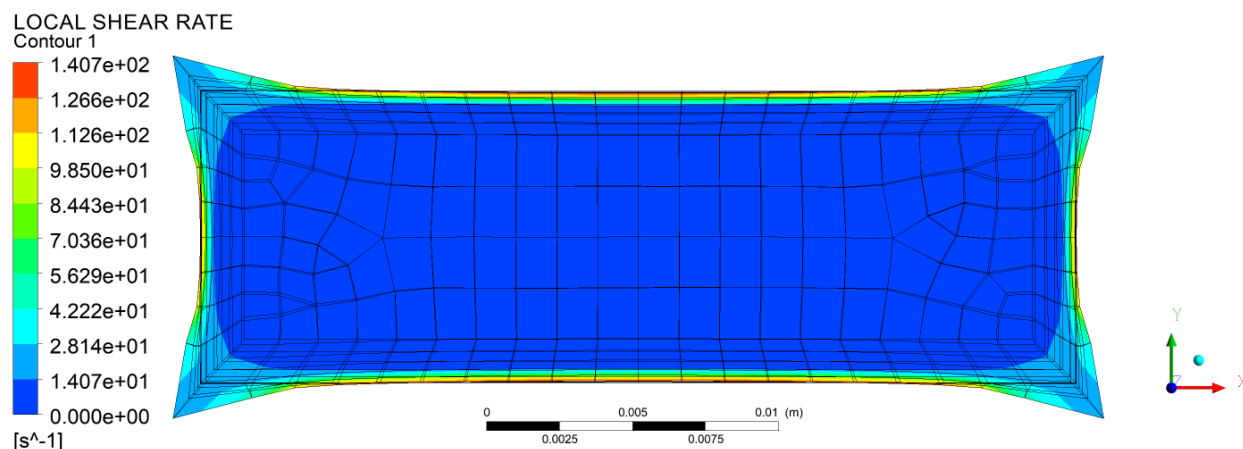


Figura 27. Tasa de corte local. Hilera obtenida Carreau-Yasuda.

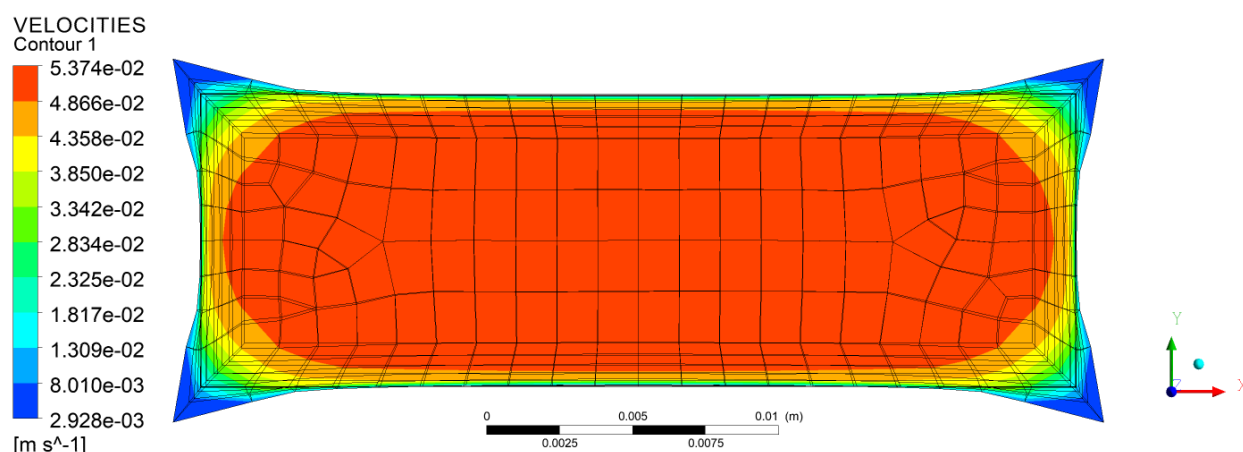


Figura 28. Contorno de velocidades. Hilera obtenida Carreau-Yasuda.

Podemos ver en las figuras 27 y 28 que, efectivamente, la solución alcanzada es idéntica al modelo Power Law. Sin embargo, el tiempo requerido para conseguir esta simulación ha sido de 30 minutos, un tiempo de cálculo cinco minutos inferiores al del modelo Power Law.

Claramente las hileras mostradas hasta el momento, han sido obtenidas bajo modelos que no caracterizaban correctamente el *die swell*, pues es conocido que los cauchos presentan un *die swell* positivo, por lo que se requiere de modelos más complejos para caracterizar el comportamiento viscoelástico de nuestro material.

6.6.3 Hilera obtenida con el modelo PTT

Recurriendo a modelos más complejos, como en el caso del uso del modelo viscoelástico no lineal de Phan Thien-Tanner, el *die swell* es positivo, en concordancia con el comportamiento de la silicona en los procesos de extrusión. En el punto 5.3.3 se han mostrado distintas regresiones para diferentes números de modos y limitaciones en el tiempo de relajación, donde

se refleja la necesidad de utilizar 5 modos sin limitar el tiempo de relajación para un buen ajuste de los resultados experimentales y así conseguir un modelo más preciso.

Esta necesidad se ve limitada por el consumo de memoria RAM en simulaciones donde se emplean estos modelos no lineales tan complejos (alrededor de 50Gb de RAM), a lo que se le suman las limitaciones de convergencia numérica originadas por altos números de Weissenberg [27, p. 310].

Estas limitaciones de consumo de memoria RAM y la aparición de dificultades numéricas para conseguir la estabilidad de la convergencia de la solución, han llevado a escoger un tiempo de relajación máximo de 5 segundos, siendo el tiempo de relajación característico de nuestro material es de 1243 segundos. Gracias a la función de evolución establecida para el tiempo de relajación, conseguimos un numero de Weissenberg bajo para las primera iteraciones y aseguramos la convergencia de la solución.

Para el caso del modelo PTT con un solo modo, el consumo de RAM ha sido de 19.2 Gb, y se han necesitado 2,5 horas para finalizar la simulación, viéndose multiplicado por cinco el tiempo necesario respecto a los modelos más simples estudiados.

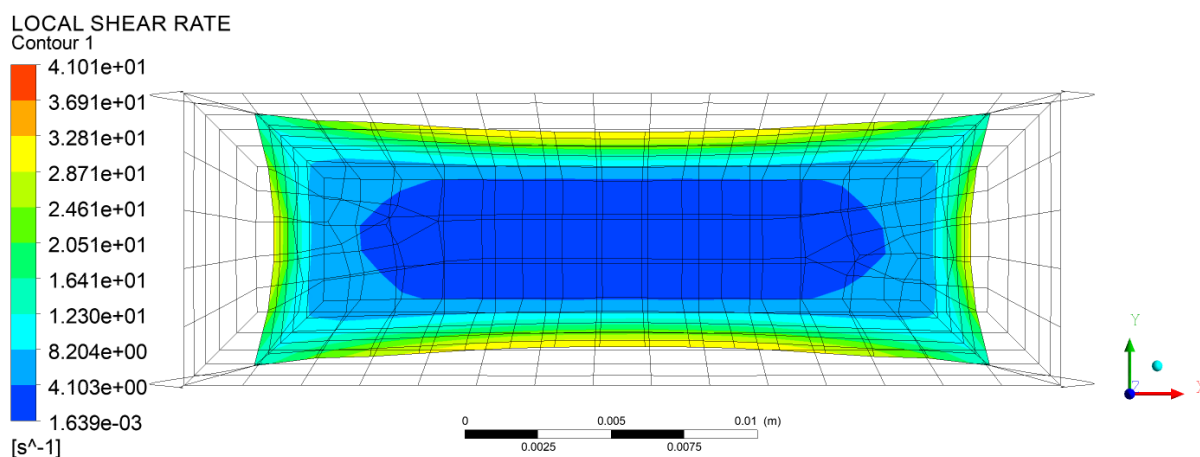


Figura 29. Tasa de corte local. Hilera obtenida PTT-1 modo

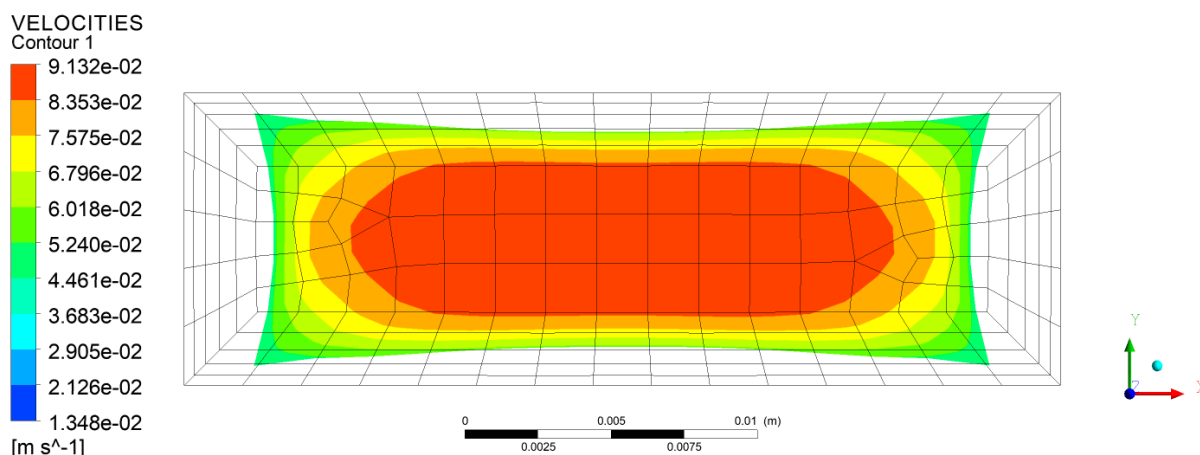


Figura 30. Contorno de velocidades. Hilera obtenida PTT-1 modo.

En las figuras 29 y 30 se puede observar una geometría con curvas más suaves que las logradas con los modelos anteriores. La tasa de corte máxima ha disminuido desde 100 hasta 40 s^{-1} . Uno de los principales problemas es, que pese a presentar un *die swell* positivo, éste es muy superior al que realmente presenta nuestra silicona. Por ello, la hilera propuesta se estrecha en el eje X desde los 30mm deseados hasta los 26,5 mm, pero no lo hace en la misma proporción en la dirección Y.

El que presente un estrechamiento muy elevado en la dirección X, se debe a la relación existente entre a las condiciones de contorno utilizadas y la modelización del material.

Son varias las causas de la expansión que sufre la silicona tras salir por la matriz de extrusión, y por ello se tendrán que estudiar en detalle para conseguir un comportamiento correcto. Una de las causas es la fricción que tiene lugar con las paredes de la hilera, por tanto es indispensable conocer cuál es la función de rozamiento como se menciona en el apartado 6.5 mediante un ensayo de laboratorio con el equipo necesario. Dado que no se dispone de estos resultados hasta el momento, se ha definido una función lineal para el rozamiento, donde la constante de fricción β ha sido calculada mediante la observación de diversas simulaciones y comparación con hileras de perfiles similares que actualmente están bien diseñadas.

La modelización del material también influye en la forma final tras la expansión. La componente N_1 del esfuerzo normal es la principal responsable, y es una de las variables de las cuales no se han podido obtener suficientes datos por la "rotura" del material durante el ensayo ya explicado en el punto 5.2.1. Además, este efecto se ve ligado al tiempo de relajación característico de nuestro material, el tiempo que nuestro material puede almacenar energía para después ser liberada. Desgraciadamente, por limitaciones de potencia computacional y memoria RAM, este tiempo de relajación de la silicona se ha fijado en 5 segundos, tres órdenes de magnitud por debajo del real.

Ligado al tiempo de relajación tenemos la memoria elástica, causante también de la expansión. Puesto que tenemos que el material viaja por una cámara de $\text{Ø}80\text{mm}$ y se encuentra una contracción brusca de 10mm de espesor, donde el material permanecerá relativamente poco tiempo, éste quiere volver a la forma anterior, expandiéndose.

Se observa la dificultad de predecir correctamente el *die swell*, dado que hay varias variables involucradas interrelacionadas a la hora de modelizar el material, N_1 y λ , y no se tienen datos experimentales para mejorar el modelo. Por otro lado, tenemos condiciones de contorno como la fricción, con una ley de fricción escogida por mera visualización de otros casos, y una entrada de caudal constante. La suposición de un caudal constante y homogéneo en la entrada de la hilera no tiene en cuenta que, debido a la fricción y dimensiones de la cámara, a lo largo de la entrada de la hilera se desarrollará un campo de velocidades no homogéneas, entrando más material por el centro de la hilera que por la zona de las paredes. Por lo tanto, se podría considerar parte de la cámara de extrusión en el volumen de control seleccionado, o realizar

una simulación previa de la cámara e introducir el campo de velocidades de esa simulación en la entrada de la hilera.

Gracias a las limitaciones impuestas mencionadas anteriormente, como un tiempo de relajación máximo de 5 segundos y utilizando 3 modos, se ha conseguido realizar una simulación con éxito con el modelo PTT, el cual ha tenido un consumo de memoria RAM de 61Gb y un tiempo de simulación de 11,3 horas.

Los efectos descritos anteriormente pueden visualizarse en las figuras 31 y 32, donde se muestra el diseño de la hilera obtenido.

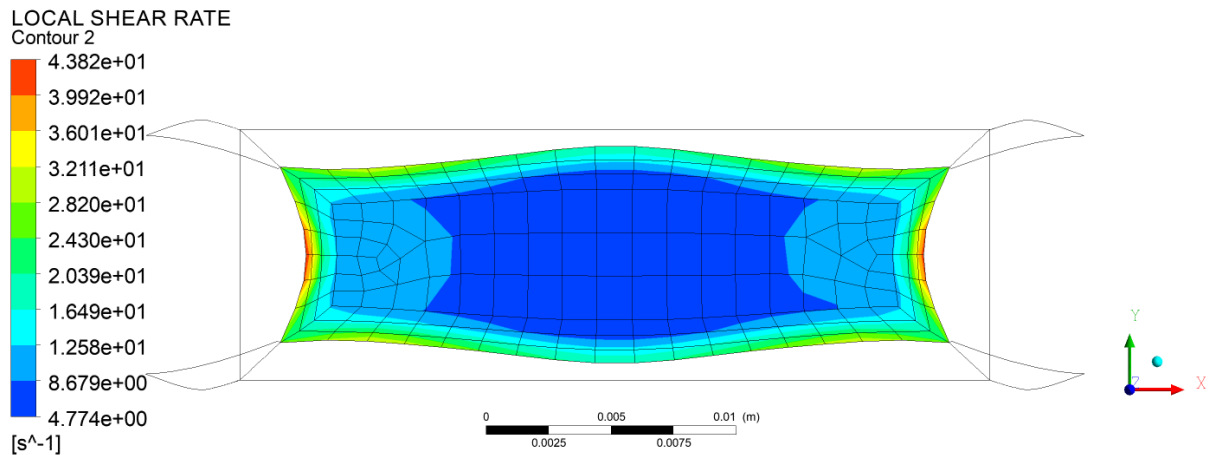


Figura 31. Tasa de corte local. Hilera obtenida PTT- 3 modos.

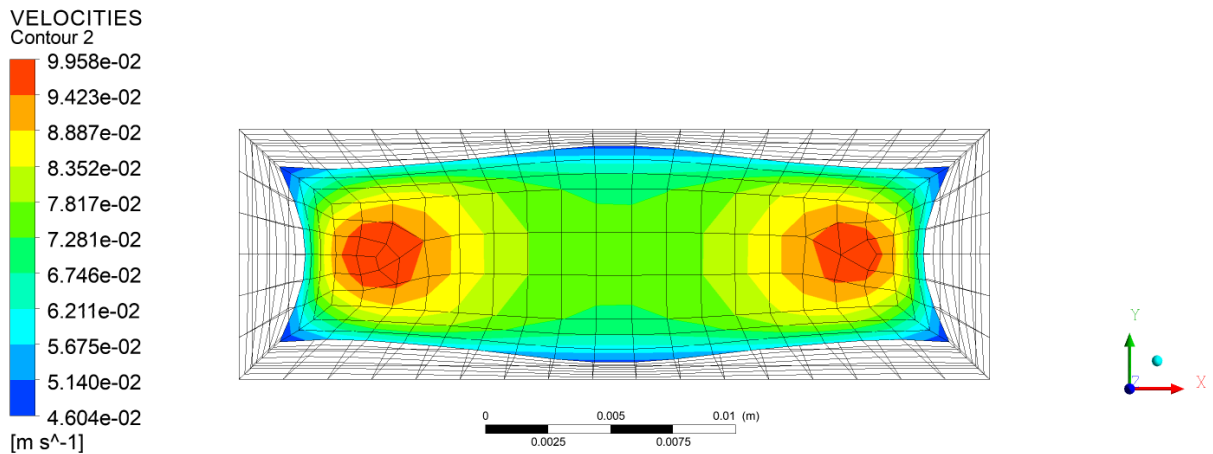


Figura 32. Contorno de velocidades. Hilera obtenida PTT- 3 modos.

Primeramente podemos observar como el contorno de velocidades que se desarrolla es erróneo, pues se comprueba en la extrusión física como el centro del perfil siempre tiene una velocidad mayor. Éste defecto en el cálculo de la velocidad de salida se debe a simplificaciones erróneas a la hora de definir el *setup*, como el caudal de entrada constante y homogéneo. Ello sumado a que, como se mencionó en el punto 5.3.3, el valor de N_1 se ha sobredimensionado, da lugar a un mal diseño de la hilera.

La zonas que presentan una tasa de corte más elevada, que en definitiva representa las zonas que sufrirán una expansión mayor al atravesar la matriz, se encuentra en las paredes verticales, próximo a núcleos de mayor velocidad. Es por ello que en estas zonas la hilera se encoge para compensar la expansión, mientras que en las zonas centrales de las paredes horizontales, puesto que la tasa de corte resultante es muy baja, la hilera no se encoge.

A estos defectos se le suma el tiempo de relajación máximo escogido por limitaciones de memoria RAM y asegurar la convergencia numérica de las ecuaciones de Navier-Stokes.

Esta última hilera obtenida no ha llegado a ser fabricada, pues la experiencia nos asegura que no se conseguirán resultados positivos, pero es de gran utilidad para ver los defectos hasta el momento, tanto del ajuste del modelo con los datos, por falta de los mismos, como por las condiciones de contorno escogidas.

Finalmente podemos recoger en la tabla 9 el resumen de todas las simulaciones realizadas para tener una visión general de las ventajas y defectos de los modelos empleados.

Tabla 9. Resumen de las simulaciones realizadas.

Modelo	<i>Die swell</i>	Campo de velocidades	Tiempo de computación	Consumo de RAM	Geometría hilera obtenida
Power LAW n=0.14	negativo	correcto	35 min	8.6 Gb	incoherente
Power LAW n=0.6	positivo	correcto	30 min	8.6 Gb	Coherente
Carreau-Yasuda	negativo	correcto	30 min	8.6 Gb	Incoherente
PTT-1 modo	Positivo (excesivo)	correcto	2,5 horas	19,2Gb	Coherente
PTT-3 modos	Positivo (excesivo)	Erróneo	11,3 horas	61Gb	Errónea

7. VALIDACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO MEDIANTE EXPERIMENTACIÓN

Una vez realizadas todas las simulaciones, se han extraído las geometrías de las hileras propuestas en formato .STL para importarlas a un programa de CAD/CAM. Aquí se ha suavizado la geometría convirtiendo las rectas que componen el perfil, proveniente del mallado, a *splines* con el fin de no distorsionar el flujo. Se han mecanizado las hileras mediante un proceso de electroerosión (EDM), recogidas en la figura 33 y posteriormente se ha realizado la extrusión para cada caso con las mismas condiciones de extrusión que las simuladas, es decir, una velocidad de extrusión de 3m/min y una distancia desde la boquilla a la cinta transportadora de 500mm como se muestra en la figura 34.

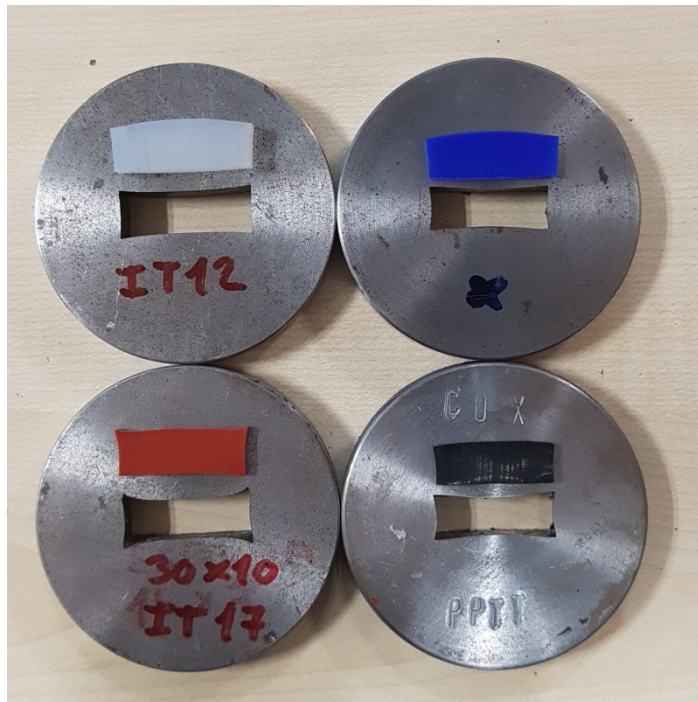


Figura 33. Hileras mecanizadas.



Figura 34. Extrusión de los perfiles en silicona HCR.

Para la realización de las mediciones de los perfiles se ha utilizado un instrumental de medición pseudo-tridimensional de alta precisión, pudiendo observar las desviaciones dimensionales y geométricas respecto el perfil deseado, nuestro rectángulo de 30x10mm que a su vez es el perfil que se pretende obtener finalmente para todas las simulaciones realizadas.

Para determinar si los perfiles obtenidos son aceptables para su distribución, nos basaremos en la norma ISO 3302-1:2014 (Clase E2), que marca las tolerancias dimensionales aceptadas para la extrusión de perfiles de caucho recogidas en la figura 35.

TOLERANCIAS DE EXTRUSIÓN EN LA SECCIÓN DE PERFIL PARA CAUCHOS SIN REFUERZO (ISO 3302-1:2014(E) CLASE E)

Dimensión Nominal	desde	hasta	Clase E1	Clase E2	Clase E3
	(mm)	(mm)	(+ / - mm)	(+ / - mm)	(+ / - mm)
	0	1,5	0,15	0,25	0,40
	1,5	2,5	0,20	0,35	0,50
	2,5	4,0	0,25	0,40	0,70
	4,0	6,3	0,35	0,50	0,80
	6,3	10	0,40	0,70	1,00
	10	16	0,50	0,80	1,30
	16	25	0,70	1,00	1,60
	25	40	0,80	1,30	2,00
	40	63	1,00	1,60	2,50
	63	100	1,30	2,00	3,20

Figura 35. Tabla de tolerancias dimensionales (ISO 3302-1:2014). [71]

Otra de las exigencias impuestas serán las tolerancias geométricas aceptables, basándonos en la norma ISO 3302-2:2014 (Clase N), recogidas en la tabla 10.

Tabla 10. Tolerancias geometrías para extrusión de cauchos (ISO 3302-2:2014).

	Valores en mm		
	Clase P	Clase M	Clase N
Tolerancia de paralelismo	0.1	0.2	0.3
Tolerancia de perpendicularidad	0.1	0.2	0.3

En los siguientes apartados se presentarán las mediciones realizadas para cada perfil obtenido, donde se presentarán las cotas dimensionales (en milímetros) en verde si éstas están dentro del margen de tolerancia de la clase E2 (figura 35), o en rojo si están fuera de tolerancias.

Del mismo modo se presentarán las mediciones de geometría como planitud, paralelismo y perpendicularidad (en milímetros), utilizando el mismo código de colores ya mencionado basándonos en las tolerancias presentadas en la tabla 10 Clase N.

Con este estudio se busca identificar cuál de los perfiles obtenidos se acerca más a una forma rectangular perfecta, sin hacer tanto hincapié en las cotas dimensionales ya que estas pueden ser corregidas con una expansión o contracción global del perfil en el proceso de extrusión.

7.1 Validación del modelo Power Law

En el estudio de simulación empleando el modelo Power Law se obtuvieron dos hileras diferentes, donde una mostraba el *die swell* negativo ($n < 0.5$) y otra *die swell* positivo ($n > 0.5$). Dado que las hileras obtenidas realizando la regresión de los datos de nuestro material bajo los modelos Power Law y Carreau-Yasuda eran idénticas, la discusión de los resultados obtenidos con estos modelos se presentará en el apartado 7.2.

Sin embargo, pese a modificar el exponente de la Power Law de 0.14 a 0.6, y obtener así la caracterización de un material que no se ajusta a nuestros datos conseguidos mediante ensayos de viscosidad, la hilera proporcionada se ajusta a las geometrías diseñadas históricamente para la obtención de perfiles rectangulares. Por tanto, se ha extrusionado el perfil con la matriz obtenida de la simulación del proceso de extrusión inversa de este material "ficticio" para ver los resultados que se obtienen.

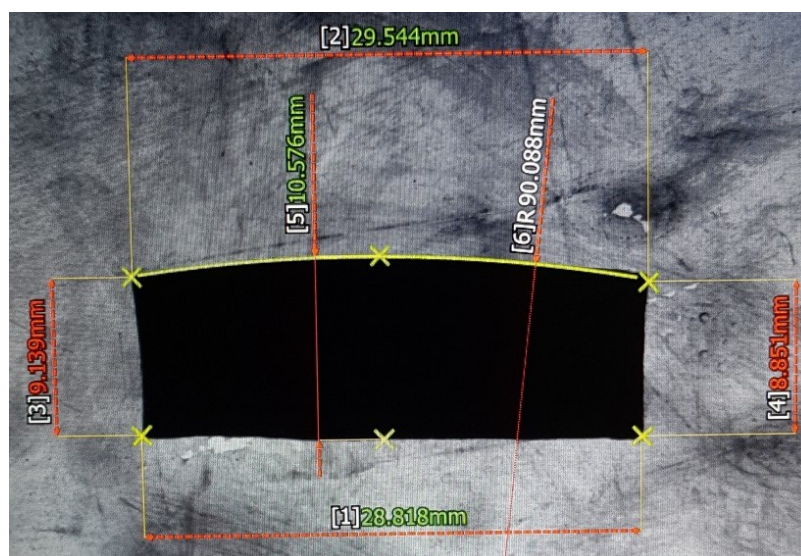


Figura 36. Estudio dimensional. Perfil obtenido mediante Power Law $n=0.6$.

Como podemos comprobar en la figura 36, en el perfil resultante, aparece una barriga en la cara superior debido a la mala predicción del *die swell* que tiene lugar en la extrusión. La cara inferior permanece casi plana debido a que la cinta transportadora limita su expansión en la dirección perpendicular a la misma.

Las cotas de la anchura se encuentran dentro de las tolerancias establecidas, así como la altura en la parte central del perfil. No ocurre lo mismo en las puntas, las cuales han caído por debajo del límite de tolerancias.

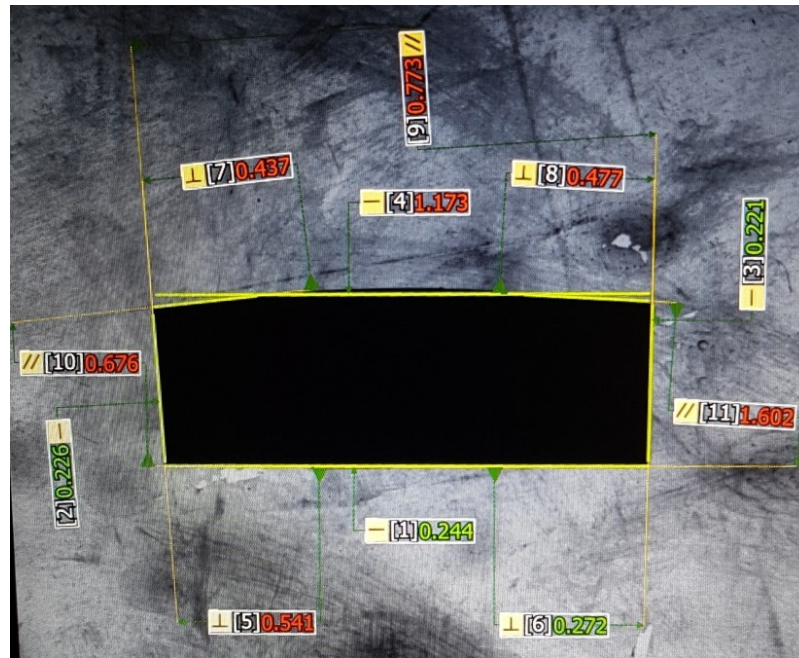


Figura 37. Estudio geométrico. Perfil obtenido mediante Power Law $n=0.6$

Realizando un estudio de la geometría del perfil obtenido, en la figura 37 se aprecia una inclinación de las caras laterales del perfil, transformando el rectángulo en un trapecio. La planitud de la cara superior dista bastante de encontrarse dentro del límite de tolerancias.

Pese a las diferencias existentes, es una hilera factible de ser retocada para conseguir la planitud de la cara superior levantando las esquinas y eliminando la conicidad de las caras laterales. Sin embargo, puesto que esta solución se ha alcanzado caracterizando un material "ficticio" modificando el exponente n de la Power Law, sin una base sólida para considerarlo correcto, se descarta la regresión conseguida para este modelo, pues es posible que se haya conseguido una geometría cercana a la deseada, pero no se tiene la certeza de alcanzar los mismos resultados para una geometría más compleja.

7.2 Validación del modelo Carreau-Yasuda

En las simulaciones realizadas en los puntos 5.9.1 y 5.9.2, se observaba como las hileras propuestas tanto con el modelo Power Law como con el modelo Carreau-Yasuda eran similares. Ambas regresiones se ajustan perfectamente a los datos experimentales, pero el comportamiento del material simulado difiere del real y podemos ver sus efectos estudiando el perfil obtenido mostrado en la figura 38.



Figura 38. Perfil obtenido mediante el modelo Carreau-Yasuda.



Figura 39. Estudio dimensional. Perfil obtenido mediante Carreau-Yasuda.

En la figura 39, donde se muestra el perfil alcanzado, destacan los ápices o “cuernos” originados en las cuatro esquinas de unos 0.45 mm de altura, con la consecuente eliminación del canto vivo y la aparición de un radio de 0.4 mm. Esto origina que nuestro perfil se encuentre fuera de las tolerancias dimensionales, ya que si aumentamos el caudal para agrandar la base, la altura se nos iría fuera de tolerancias y viceversa. La aparición de estos “cuernos” imposibilita la modificación de la hilera para intentar mejorar el perfil conseguido.



Figura 40. Estudio geométrico. Perfil obtenido mediante Carreau-Yasuda.

Es en este perfil donde se ha conseguido una mejor planitud de la cara superior como vemos en la figura 40, donde la barriga es casi inexistente, siendo una posible causa las aperturas en las esquinas. Cuando la silicona atraviesa la hilera sufre una expansión, viéndose incrementada en aquellas zonas con mayor tasa de corte como se explicó en el punto 5.9.3. Sin embargo en este caso, al existir unas aperturas en las esquinas a la salida de la hilera, éstas absorben la totalidad de la expansión originando la aparición de unos “cuernos” y consiguiendo por ello una mejor planitud en las caras.

En contraposición, la aparición de los “cuernos” mata el canto vivo originando una desviación en la perpendicularidad entre caras muy elevada.

Se ha llegado a la conclusión, tanto en el bloque de simulaciones, como en el experimento de extrusión, que sendos modelos, Power Law y Carreau-Yasuda, se descartan como modelos posibles para la caracterización de nuestro material objeto de estudio, la silicona, pues ambos modelos predicen un *die swell* negativo, comportamiento opuesto al que presenta la silicona en el proceso de extrusión.

7.3 Validación del modelo PTT

Entre las hileras obtenidas de las simulaciones donde se caracterizaba el material bajo un modelo viscoelástico, únicamente se ha elegido la obtenida mediante el uso del modelo PTT de 1 modo, pues refleja un correcto comportamiento de nuestra silicona basándonos en los históricos de otros diseños realizados. Así, tras la extrusión podemos observar los resultados conseguidos en las figuras 41 y 42.

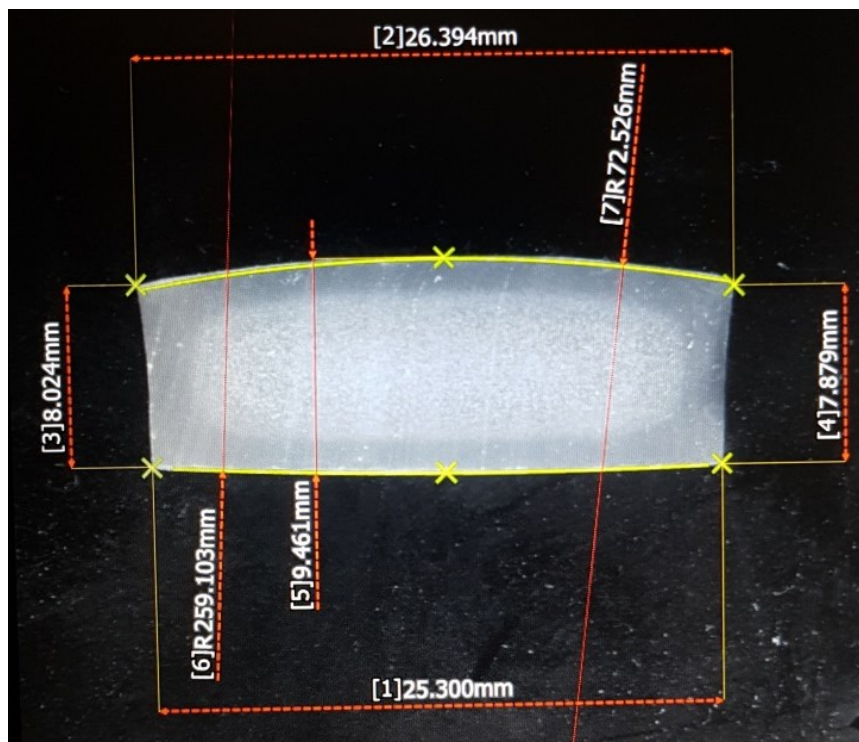


Figura 41. Estudio dimensional. Perfil obtenido mediante PTT 1-modo.

Se han recuperado los cantos vivos deseados que se perdían mediante el uso de los modelos anteriores. El perfil resultante no cumple ninguna de las cotas deseadas debido a que el *die swell* estimado en la simulación es muy superior al real. Sin embargo podemos comprobar como la barriga de la cara superior es bastante leve, y se consigue una geometría bastante aproximada a la deseada a excepción de las dimensiones.

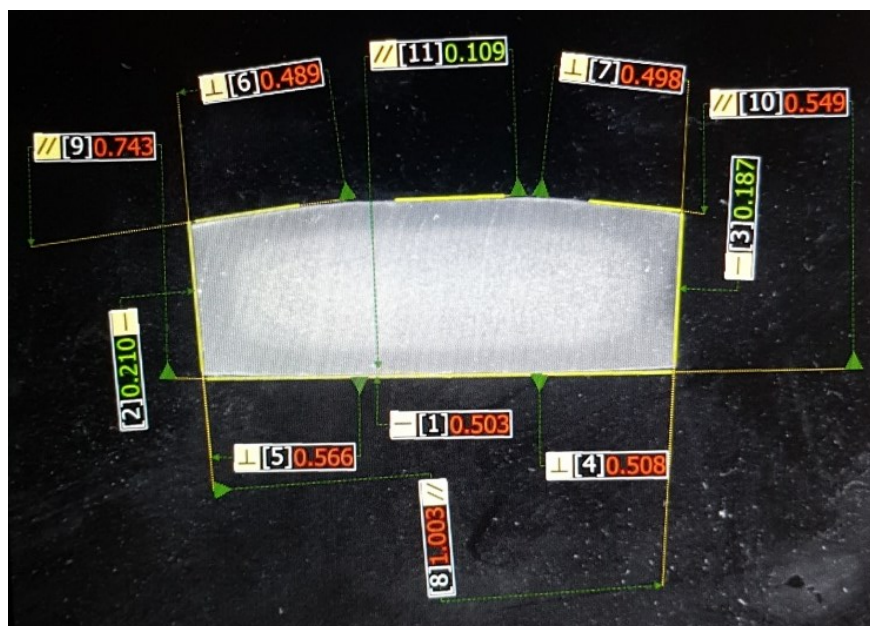


Figura 42. Estudio geométrico. Perfil obtenido mediante PTT 1-modo.

Se ha logrado conseguir una buena planitud en las caras laterales, a pesar de que el perfil sigue adoptando una forma trapezoidal, perdiendo el paralelismo y perpendicularidad entre caras. Las distorsiones originadas pueden ser corregidas mediante una serie de modificaciones en la hilera logrando así un rectángulo perfecto, pero nunca se alcanzarán las dimensiones deseadas, pues la silicona no expande tanto como se ha predicho.

Puesto que a la hora de realizar la extrusión tenemos la posibilidad de modificar variables que alteran la geometría final del perfil (relación velocidad cinta vs velocidad extrusión, posición de los rodillos de apoyo...), en este caso, puesto que el *die swell* es positivo, podemos realizar otra prueba de extrusión aumentando la velocidad de extrusión y disminuyendo la velocidad de la cinta para ver los efectos sobre las dimensiones y geometría del perfil. En las figuras 43 y 44 mostramos las dimensiones y forma del nuevo perfil obtenido utilizando la misma hilera.



Figura 43. Estudio dimensional. Perfil obtenido mediante PTT 1-modo elevando el caudal de alimentación.

Podemos comprobar como la anchura en la base del perfil ha aumentado de 25.3 mm a 27.4 mm. También se ha conseguido aumentar la altura de los lados de 7.9 mm a 8.6 mm. En resumen, el perfil ha sufrido una expansión general aproximadamente del 8.5%. Aun así, las dimensiones conseguidas no se han alcanzado.

Es interesante observar que el espesor de la barriga de la cara superior ha aumentado en mayor medida, un 10.5%, y esto es debido principalmente a que, al aumentar el caudal de entrada, también aumentamos la velocidad de salida, y por ende, las tasas de corte en las

zonas próximas a las paredes. Por ello, el hinchamiento ocasionado es mayor, originando una barriga más pronunciada.



Figura 44. Estudio geométrico. Perfil obtenido mediante PTT 1-modo elevando el caudal de alimentación.

El efecto explicado anteriormente se ve reflejado en la geometría conseguida. Las caras laterales pierden rectitud debido a que las esquinas superiores han quedado más abiertas. Además se pierde cierta perpendicularidad entre las caras.

Mediante el uso de un modelo viscoelástico para caracterizar nuestro material, se ha conseguido una forma del perfil próxima a la deseada pero unas dimensiones muy por debajo de las tolerancias exigidas, ya que el modelo es capaz de predecir un correcto comportamiento de la silicona, aunque sobreestima el *die swell*.

8. CONCLUSIONES Y ACCIONES FUTURAS

8.1 Conclusiones

En el capítulo 3 se definieron una serie de objetivos y las acciones que se llevarían a cabo para alcanzarlos. Tras haber sido explicados los ensayos y modelos empleados para caracterizar nuestra silicona y comparados los resultados experimentales con los numéricos, podemos llegar a las siguientes conclusiones:

- **Determinar las propiedades físicas de la silicona.**

Gracias a los resultados conseguidos mediante el uso de un reómetro oscilatorio se ha conseguido entender el comportamiento general de nuestra silicona, presentando un comportamiento viscoelástico típico de siliconas de alto peso molecular, donde el módulo elástico es siempre superior al viscoso en todo el rango de frecuencias estudiadas.

El ensayo mediante un reómetro rotacional para la obtención del primer coeficiente de esfuerzo ha sido fallido, pues la alta componente elástica de nuestro material imposibilita la recogida de datos.

Queda pendiente la realización de una serie de ensayos adicionales para conseguir más datos de la silicona y conseguir caracterizar correctamente nuestro material.

- **Establecer el modelo reológico más apropiado.**

En el presente trabajo se han estudiado tres modelos reológicos para caracterizar la silicona. Los modelos Power Law y Carreau-Yasuda son descartados puesto que ellos predicen un *die swell* negativo, comportamiento contrario al que presenta la silicona en el proceso de extrusión.

Por otra parte, el modelo de Phan Thien Tanner, predice un *die swell* positivo, acorde al comportamiento de la silicona. Sin embargo las regresiones conseguidas para este modelo no son del todo válidas debido a la falta de datos del primer coeficiente del esfuerzo normal, así como la inexistencia de datos de viscosidad extensional, lo que conlleva en una sobreestimación del *die swell*.

- **Simular el proceso de extrusión de la silicona.**

Se ha conseguido simular correctamente el proceso de extrusión de silicona HCR mediante el programa ANSYS Polyflow para la obtención de la geometría de la hilera deseada. La realización de un estudio de independencia de malla nos ha asegurado la obtención de unos resultados aceptables con un tiempo y coste de simulación relativamente bajos. Sin embargo, para llevar a cabo estas simulaciones se han realizado una serie de simplificaciones en las condiciones de contorno, como la eliminación del efecto de la cámara de extrusión y la cinta transportadora, y las

suposiciones de un flujo isoterma y un rozamiento en las paredes proporcional a la velocidad en la pared.

- **Validar el modelo numérico mediante la extrusión y comparación del perfil obtenido y el deseado.**

Se han mecanizado tres hileras diferentes fruto de las simulaciones realizadas con los diversos modelos reológicos escogidos para la caracterización de nuestra silicona. Con ellas, se ha realizado la extrusión para obtener los perfiles resultantes y así validar el modelo numérico mediante la comparación del perfil obtenido y el deseado.

El estudio de tolerancias dimensionales y geométricas, descarta nuevamente los modelos Power Law y Carreau-Yasuda, pues la geometría del perfil obtenida es errónea y resulta imposible la manipulación de la hilera para intentar corregir la forma del perfil.

En el caso del modelo PTT, se obtiene una forma cercana a la deseada, con la salvedad de la aparición de una barriga en la cara superior del perfil y unas dimensiones muy por debajo de las deseadas, originadas por la sobreestimación del *die swell* ya mencionada. Se deberán corregir diversos parámetros de la regresión conseguida para modelizar el correcto comportamiento de la silicona, así como las condiciones de contorno establecidas en las simulaciones.

Gracias a realización de ensayos reológicos y el uso de CFD se ha adquirido un gran conocimiento del comportamiento de nuestro material en el proceso de extrusión. Mediante la simulación del proceso de extrusión y las posteriores comparaciones del perfil extruido se han detectado diversos defectos a la hora de la caracterización del material, así como las simplificaciones realizadas en el modelo numérico.

8.2 Acciones futuras

Una vez hemos llegado a las conclusiones mencionadas y conociendo las necesidades para mejorar los resultados obtenidos, podemos listar las acciones futuras a realizar.

- **Determinar las propiedades físicas de la silicona.**

Se ha comprobado la necesidad de más experimentos para la realización de una regresión que ajuste con menor error los datos experimentales. De tal forma, se realizará un ensayo mediante un reómetro extensional para la obtención de la viscosidad extensional.

Puesto que el ensayo mediante un reómetro oscilatorio para conseguir datos del primer coeficiente del esfuerzo ha resultado fallido, se realizará un ensayo de medición del *die swell* vs *shear rate* mediante reometría capilar. De esta forma, podemos derivar N_1 a partir de la ecuación de Tanner [80, 81].

Por último, un ensayo imprescindible es el que proporcionará la ley de rozamiento en la pared, ya sea mediante reometría capilar o rotacional, pues al tratarse de una condición

de contorno, ésta será válida para cualquier modelo escogido para la caracterización del material. Además, el rozamiento contribuye al mayor problema encontrado en este trabajo, modelizar correctamente el *die swell*, por lo que definir correctamente esta contribución facilitará notablemente la variación de los parámetros de los modelos matemáticos para conseguir el *die swell* correcto.

- **Establecer el modelo reológico más apropiado.**

Se ha demostrado que solo los modelos viscoelásticos son capaces de caracterizar correctamente nuestro material, por ello se continuará estudiando el modelo PTT en mayor profundidad para mejorar las regresiones una vez se dispongan de nuevos datos. Hasta entonces, una solución interesante es realizar una regresión calculando la N_1 mediante la relación de Cox Merz (6), que ayudará a disminuir el *die swell*.

Debido a que el uso de varios modos para el modelo PTT tiene un coste computacional muy elevado, tanto en gasto de memoria RAM como en tiempo de computación, se estudiarán otros modelos con menor coste computacional como el modelo de Giesekus.

- **Simular el proceso de extrusión de la silicona.**

Durante la definición del *setup* se han definido diversas condiciones de contorno acordes a las simplificaciones realizadas. Se ha observado que varias de estas condiciones de contorno derivan en una geometría del perfil extruido no deseada, por ello se realizarán las siguientes modificaciones:

- Se implementará la cinta transportadora, modelizándola como una velocidad normal nula y una fricción transversal en la cara inferior del perfil. De esta forma se conseguirá dotar a la hilera obtenida de conicidad en las caras verticales, solucionando la problemática de obtener perfiles trapezoidales.
- Se modificará la condición de entrada (*inlet*) de un caudal constante por un perfil de velocidades desarrollado en formato .csv. Este perfil de velocidades será obtenido de una simulación previa donde el volumen de control seleccionado abarcará desde la salida del plato rompedor hasta la salida de la hilera y de esta forma se extraerá el perfil de velocidades en la entrada de hilera. Puesto que el diámetro interno de la cámara es lo suficientemente pequeño para que las paredes de la misma afecten sobre el flujo desarrollado en la entrada de la hilera, se conseguirá una velocidad menor en los extremos de la base del perfil debido a la cercanía con las paredes de la cámara. Posiblemente ésta sea la solución para eliminar la disminución tan elevada en la dirección horizontal conseguida en el punto 6.6.3.
- Se establecerá una correcta ley de fricción en las paredes de la hilera obtenida de los ensayos mencionados.

- Por último, una vez se consiga todo lo anterior, se realizarán simulaciones para conseguir optimizar la hilera (*Die balancing*). Ello proporcionará una geometría en la parte posterior de la hilera necesaria para conseguir homogeneizar la velocidad de salida.

Con el desarrollo de estas acciones futuras citadas se conseguirá indudablemente una mejor caracterización del material gracias a los ensayos propuestos. Ello, unido a las modificaciones propuestas para las condiciones de contorno establecidas, nos llevará a la obtención de una hilera mejor diseñada, basada en una modelización más acertada del *die swell* y condicionada por la implementación de la cinta como condición de contorno. De esta forma, se espera conseguir un perfil donde desaparezca la inclinación de las caras laterales por el efecto de la cinta, y las barrigas se minimicen gracias a la mejor caracterización del material y una bien definida ley de rozamiento.

9. REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] «Historia Del Caucho - Casiopea». [En línea]. Disponible en: https://wiki.ead.pucv.cl/Historia_Del_Caucho. [Accedido: 02-jun-2019].
- [2] H. L. Fisher, «VULCANIZATION OF RUBBER Vulcanization of Rubber», *Ind. Eng. Chem.*, vol. 31, n.º 11, pp. 1381-1389, nov. 1939.
- [3] L. D. Beliczky *et al.*, *INDUSTRIA DEL CAUCHO INDUSTRIAS QUIMICAS*. .
- [4] R. A. Lewis, «Innovation in the USSR: The Case of Synthetic Rubber», *Slav. Rev.*, vol. 38, n.º 1, pp. 48-59, mar. 1979.
- [5] *Manual de Tecnología del Caucho*. .
- [6] «Caucho natural y sintético: producción mundial 1990-2018 | Estadística», *Statista*. [En línea]. Disponible en: <http://es.statista.com/estadisticas/635829/consumo-mundial-de-caucho-natural-y-sintetico/>. [Accedido: 02-jun-2019].
- [7] «Diferencia entre el caucho y silicona», *Minch Silicone*, 30-nov-2016. [En línea]. Disponible en: <http://www.minchsilicone.com/es/diferencia-entre-el-caucho-y-silicona/>. [Accedido: 19-may-2019].
- [8] «Why Is Silicone More Expensive Than Other Rubber?», *Silicone Engineering*, 02-jun-2015. [En línea]. Disponible en: <https://silicone.co.uk/news/silicone-seems-to-be-more-expensive-than-other-rubber-why-is-this/>. [Accedido: 19-may-2019].
- [9] «Beneficios y ventajas de caucho de silicona», *Minch Silicone*, 30-nov-2016. [En línea]. Disponible en: <http://www.minchsilicone.com/es/beneficios-y-ventajas-de-caucho-de-silicona/>. [Accedido: 19-may-2019].
- [10] P. Zheng y T. J. McCarthy, «Rediscovering Silicones: Molecularly Smooth, Low Surface Energy, Unfilled, UV/Vis-Transparent, Extremely Cross-Linked, Thermally Stable, Hard, Elastic PDMS», *Langmuir*, vol. 26, n.º 24, pp. 18585-18590, dic. 2010.
- [11] «What is Silicone? Learn about Silicone and It's Applications», *Silicone Engineering*, 09-feb-2017. [En línea]. Disponible en: <https://silicone.co.uk/news/an-introduction-to-silicone/>. [Accedido: 19-may-2019].
- [12] Mariano, «Siliconas | Tecnología de los Plásticos», *Siliconas | Tecnología de los Plásticos*, 19-dic-2011. .
- [13] M. Cristobal, E. Ramírez, O. Ruiz, y A. Ortiz, «Análisis del proceso de extrusión directa de un tubo mediante FEM», 2016.
- [14] P. Ulysse, «Extrusion die design for flow balance using FE and optimization methods», *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 44, n.º 2, pp. 319-341, feb. 2002.
- [15] G. Fang, J. Zhou, y J. Duszczczyk, «FEM simulation of aluminium extrusion through two-hole multi-step pocket dies», *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 209, n.º 4, pp. 1891-1900, feb. 2009.
- [16] H. Chen, G. Zhao, C. Zhang, Y. Guan, H. Liu, y F. Kou, «Numerical Simulation of Extrusion Process and Die Structure Optimization for a Complex Aluminum Multicavity Wallboard of High-Speed Train», *Mater. Manuf. Process.*, vol. 26, n.º 12, pp. 1530-1538, dic. 2011.
- [17] M. Ansari, E. Mitsoulis, y S. G. Hatzikiriakos, «Capillary Extrusion and Swell of a HDPE Melt Exhibiting Slip», *Adv. Polym. Technol.*, vol. 32, n.º S1, pp. E369-E385, 2013.
- [18] W. Limtrakarn *et al.*, «Circular Die Swell Evaluation of LDPE Using Simplified Viscoelastic Model», *King Mongkut's Univ. Technol. North Bangk. Int. J. Appl. Sci. Technol.*, vol. 6, n.º 3, pp. 59-68, 2013.
- [19] A. Goublomme, B. Draily, y M. J. Crochet, «Numerical prediction of extrudate swell of a high-density polyethylene», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 44, pp. 171-195, sep. 1992.
- [20] V. Ganvir *et al.*, «Extrudate swell of linear and branched polyethylenes: ALE simulations and comparison with experiments», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 166, n.º 1, pp. 12-24, ene. 2011.
- [21] A. Zolfaghari, A. H. Behraves, E. Shakouri, y E. Soury, «Flow balancing in die design of wood flour/HDPE composite extrusion profiles with consideration of rheological effect», *Polym. Eng. Sci.*, vol. 50, n.º 3, pp. 543-549, 2010.

- [22] J. Buist, D. J. Van Dijk, y T. J. Mateboer, *Tire rubber extrudate swell simulation and verification with experiments*. SINTEF Academic Press, 2017.
- [23] B. Toscano y T. Arechaga, «SIMULACIÓN DE COEXTRUSIÓN DE CAUCHO POR ELEMENTOS FINITOS PARA EL DISEÑO DE MATRICES EN LA INDUSTRIA DEL NEUMÁTICO», *An. AFA*, vol. 26, n.º 3, sep. 2015.
- [24] Y. S. Ha, J. R. Cho, T. H. Kim, y J. H. Kim, «Finite element analysis of rubber extrusion forming process for automobile weather strip», *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 201, n.º 1, pp. 168-173, may 2008.
- [25] P. Stavropoulos, H. Alexopoulos, A. Papacharalampopoulos, y D. Mourtzis, «Automotive weather strip manufacturing: Process modeling and extrudate dimensional accuracy evaluation», *Procedia CIRP*, vol. 72, pp. 375-380, ene. 2018.
- [26] Ph. Mourniac, J. F. Agassant, y B. Vergnes, «Determination of the wall slip velocity in the flow of a SBR compound», *Rheol. Acta*, vol. 31, n.º 6, pp. 565-574, nov. 1992.
- [27] D. A. Andrejewski, «Polyflow: a treatise on inverse die/mandrel design for high consistency silicone elastomer», en *TECHNICAL PAPERS OF THE ANNUAL TECHNICAL CONFERENCE-SOCIETY OF PLASTICS ENGINEERS INCORPORATED*, 1997, vol. 1, pp. 308-314.
- [28] S. Elgasri, A. Ayadi, y F. Elhalouani, «Effect of die geometry on helical defect during extrusion of PDMS across a radial flow upstream the contraction», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 166, n.º 23, pp. 1415-1420, dic. 2011.
- [29] T. Kataoka y S. Ueda, «Flow behavior of polydimethylsiloxane», *J. Polym. Sci. A*, vol. 3, n.º 8, pp. 2947-2954, 1965.
- [30] P. Y. Longin, C. Verdier, y M. Piau, «Dynamic shear rheology of high molecular weight polydimethylsiloxanes: comparison of rheometry and ultrasound1Dedicated to the memory of Professor Gianni Astarita.1», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 76, n.º 1, pp. 213-232, abr. 1998.
- [31] B. Crawford, A. P. Doherty, P. L. Spedding, W. Herron, y M. Proctor, «Constitutive relations for the extrusion of siloxane gum and silicone rubber», *Asia-Pac. J. Chem. Eng.*, vol. 5, n.º 6, pp. 895-901, 2010.
- [32] Ü. N. T. says, «Using the Power Law Model to Quantify Shear Thinning Behavior on a Rotational Rheometer», *AZoM.com*, 23-dic-2014. [En línea]. Disponible en: <https://www.azom.com/article.aspx?ArticleID=11624>. [Accedido: 09-jul-2019].
- [33] P. Jay, J. M. Piau, N. El Kissi, y J. Cizeron, «The reduction of viscous extrusion stresses and extrudate swell computation using slippery exit surfaces1Dedicated to Professor Marcel J. Crochet on the occasion of his 60th birthday.1», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 79, n.º 2, pp. 599-617, nov. 1998.
- [34] J. H. Kim y M. Y. Lyu, «Predictions of flow behaviors and entrance pressure drop characteristics of a rubber compound in a capillary die using various rheological models», *Polym. Eng. Sci.*, vol. 54, n.º 10, pp. 2441-2448, 2014.
- [35] G. Mompean, L. Thais, M. F. Tomé, y A. Castelo, «Numerical prediction of three-dimensional time-dependent viscoelastic extrudate swell using differential and algebraic models», *Comput. Fluids*, vol. 44, n.º 1, pp. 68-78, may 2011.
- [36] K. Pepli, «DESIGN OF EXTRUSION DIE FOR PLASTIC PROFILE USING ANSYS POLYFLOW SOFTWARE», p. 6.
- [37] A. F. M. S. Amin, A. Lion, S. Sekita, y Y. Okui, «Nonlinear dependence of viscosity in modeling the rate-dependent response of natural and high damping rubbers in compression and shear: Experimental identification and numerical verification», *Int. J. Plast.*, vol. 22, n.º 9, pp. 1610-1657, sep. 2006.
- [38] F. Legrand, J. M. Piau, y H. Hervet, «Wall slip of a polydimethylsiloxane extruded through a slit die with rough steel surfaces: Micrometric measurement at the wall with fluorescent-labeled chains», *J. Rheol.*, vol. 42, n.º 6, pp. 1389-1402, nov. 1998.
- [39] W. Bahloul, O. Oddes, V. Bounor-Legaré, F. Mélis, P. Cassagnau, y B. Vergnes, «Reactive extrusion processing of polypropylene/TiO₂ nanocomposites by in situ synthesis of the nanofillers: Experiments and modeling», *AIChE J.*, vol. 57, n.º 8, pp. 2174-2184, 2011.

- [40] R. Comminal, F. Pimenta, J. H. Hattel, M. A. Alves, y J. Spangenberg, «Numerical simulation of the planar extrudate swell of pseudoplastic and viscoelastic fluids with the streamfunction and the VOF methods», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 252, pp. 1-18, feb. 2018.
- [41] S. Nigen, N. El Kissi, J.-M. Piau, y S. Sadun, «Velocity field for polymer melts extrusion using particle image velocimetry», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 112, n.º 2-3, pp. 177-202, jun. 2003.
- [42] R. Cherizol, M. Sain, y J. Tjong, «Review of Non-Newtonian Mathematical Models for Rheological Characteristics of Viscoelastic Composites», *Green Sustain. Chem.*, vol. 05, n.º 01, pp. 6-14, 2015.
- [43] N. Ali, M. A. Javed, O. A. Bég, y T. Hayat, «Mathematical Model for Isothermal Wire-Coating From a Bath of Giesekus Viscoelastic Fluid», *Chem. Eng. Commun.*, vol. 203, n.º 10, pp. 1336-1348, oct. 2016.
- [44] Y. Mu, G. Zhao, A. Chen, y X. Wu, «Modeling and simulation of three-dimensional extrusion swelling of viscoelastic fluids with PTT, Giesekus and FENE-P constitutive models», *Int. J. Numer. Methods Fluids*, vol. 72, n.º 8, pp. 846-863, 2013.
- [45] M. Dhanasekharan y J. L. Kokini, «Viscoelastic Flow Modeling in the Extrusion of a Dough-Like Fluid», *J. Food Process Eng.*, vol. 23, n.º 3, pp. 237-247, 2000.
- [46] L. T. Holmes, J. L. Fávero, y T. A. Osswald, «Modeling viscoelastic secondary flows in three-dimensional noncircular ducts», *Polym. Eng. Sci.*, vol. 52, n.º 8, pp. 1715-1723, 2012.
- [47] C. Yang y Z. Li, «Effects of wall slip on the rheological measurement and extrusion die design of a filled rubber compound», *Plast. Rubber Compos.*, vol. 45, n.º 7, pp. 326-331, ago. 2016.
- [48] Z. Ren, X. Y Huang, y H. S Liu, «3D Numerical study on the hollow profile polymer extrusion forming based on the gas-assisted technique», *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.*, vol. 137, p. 012007, jul. 2016.
- [49] Y. Mu, G. Zhao, X. Wu, y J. Zhai, «Finite-Element Simulation of Polymer Flow and Extrudate Swell Through Hollow Profile Extrusion Die with the Multimode Differential Viscoelastic Model», *Adv. Polym. Technol.*, vol. 32, n.º S1, pp. E1-E19, mar. 2013.
- [50] B. Debbaut y M. J. Crochet, «Further results on the flow of a viscoelastic fluid through an abrupt contraction», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 20, pp. 173-185, ene. 1986.
- [51] B. Debbaut y T. Marchal, «Numerical simulation of extrusion process and die design for industrial profile, using multimode pom-pom model», *Plast. Rubber Compos.*, vol. 37, n.º 2-4, pp. 142-150, may 2008.
- [52] R. Ahmed, R. F. Liang, y M. R. Mackley, «The experimental observation and numerical prediction of planar entry flow and die swell for molten polyethylenes», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 59, n.º 2, pp. 129-153, sep. 1995.
- [53] V. K. Konaganti, E. Behzadfar, M. Ansari, E. Mitsoulis, y S. Hatzikiriakos, «Extrudate Swell of High Density Polyethylenes in Slit (Flat) Dies», *Int. Polym. Process. J. Polym. Process. Soc.*, vol. 31, pp. 262-272, may 2016.
- [54] V. K. Konaganti, M. Ansari, E. Mitsoulis, y S. G. Hatzikiriakos, «Extrudate swell of a high-density polyethylene melt: II. Modeling using integral and differential constitutive equations», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 225, pp. 94-105.
- [55] J. Kim, J. S. Hong, S. H. Choi, H. J. Kim, y M. Lyu, «Computer Simulation of Die Extrusion for Rubber Compound Using Simplified Viscoelastic Model», *Elastomers Compos.*, vol. 46, ene. 2011.
- [56] B. Crawford, J. Watterson, P. Spedding, R. Gault, W. Herron, y M. Proctor, «Constitutive equations for modelling of polymeric materials and rubbers», *Asia-Pac. J. Chem. Eng.*, vol. 5, n.º 5, pp. 732-742, 2010.
- [57] N. P. Thien y R. I. Tanner, «A new constitutive equation derived from network theory», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 2, n.º 4, pp. 353-365, jul. 1977.
- [58] J. Lazonby, «Silicones», <http://www.essentialchemicalindustry.org>. [En línea]. Disponible en: <http://www.essentialchemicalindustry.org/polymers/silicones.html>. [Accedido: 19-may-2019].

- [59] J. Royo, «Libro: Manual de Tecnología del Caucho», *Consort. Nac. Ind. Caucho Pp*, vol. 38, n.º 64, p. 396, 1989.
- [60] «understand-silicones.pdf». .
- [61] «Rod Climbing - The Weissenberg Effect | Non-Newtonian Fluid Dynamics Group». .
- [62] M. Nimmakayala y V. R. K. Raju, «Numerical Simulation of Rod-Climbing Effect in Newtonian Fluids», *Procedia Eng.*, vol. 127, pp. 405-412, ene. 2015.
- [63] B. Crawford, A. P. Doherty, P. L. Spedding, W. Herron, y M. Proctor, «Viscosity of siloxane gum and silicone rubbers», *Asia-Pac. J. Chem. Eng.*, vol. 5, n.º 6, pp. 882-894, 2010.
- [64] «Rheology: Principles, Measurements, and Applications», *Wiley.com*. [En línea]. Disponible en: <http://www.wiley.com/en-us/Rheology%3A+Principles%2C+Measurements%2C+and+Applications-p-9780471185758>. [Accedido: 07-jul-2019].
- [65] Etman, L.F.P. y Research Systems Engineering faculty Mechanical Engineering, «On a constitutive model satisfying the Cox-Merz rule», Technische Universiteit Eindhoven, 1991.
- [66] D. A. Andrejewski, «Polyflow: a treatise on inverse die/mandrel design for high consistency silicone elastomer», en *TECHNICAL PAPERS OF THE ANNUAL TECHNICAL CONFERENCE-SOCIETY OF PLASTICS ENGINEERS INCORPORATED*, 1997, vol. 1, pp. 308-314.
- [67] C. Nakason, A. Kaesaman, Z. Samoh, S. Homsin, y S. Kiatkamjornwong, «Rheological properties of maleated natural rubber and natural rubber blends», *Polym. Test.*, vol. 21, n.º 4, pp. 449-455, ene. 2002.
- [68] R. Poole, «The Deborah and Weissenberg numbers», *Br. Soc. Rheol. - Rheol. Bull.*, vol. 53, pp. 32-39, jun. 2012.
- [69] «Proceso de Extrusión - Censa Industrial». [En línea]. Disponible en: https://www.censaindustrial.com/blog_post.php?id=298. [Accedido: 02-jul-2019].
- [70] «首页 | 埃肯有机硅». [En línea]. Disponible en: <https://silicones.elkem.com/ZH/>. [Accedido: 12-jul-2019].
- [71] M.-M. Y. Silicone, «MEREFSA - Meet Your Silicone | MEREFSA | Fabricación de Productos de Silicona y PTFE», *MEREFSA - Meet Your Silicone*. [En línea]. Disponible en: <https://www.merefsa.com>. [Accedido: 02-jul-2019].
- [72] «Mallado por elementos finitos», *Grupo CARMAN*, 30-oct-2014. [En línea]. Disponible en: <https://grupocarman.com/blog/mallado-por-elementos-finitos/>. [Accedido: 26-may-2019].
- [73] N. Phan-Thien, «A Nonlinear Network Viscoelastic Model», *J. Rheol.*, vol. 22, n.º 3, pp. 259-283, jun. 1978.
- [74] M. A. Hulsen, R. Fattal, y R. Kupferman, «Flow of viscoelastic fluids past a cylinder at high Weissenberg number: Stabilized simulations using matrix logarithms», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 127, n.º 1, pp. 27-39, abr. 2005.
- [75] J. M. Proper, A. T. Burroughs, J. L. Leonardo, D. R. Knopp, y M. V. Devlin, «Swell reducing extrusion die», US5874034A, 23-feb-1999.
- [76] B. Crawford, J. K. Watterson, P. L. Spedding, S. Raghunathan, W. Herron, y M. Proctor, «Wall slippage with siloxane gum and silicon rubbers», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 129, n.º 1, pp. 38-45, ago. 2005.
- [77] N. E. Kissi, L. Léger, J.-M. Piau, y A. Mezghani, «Effect of surface properties on polymer melt slip and extrusion defects», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 52, n.º 2, pp. 249-261, may 1994.
- [78] M. M. Denn, «Extrusion Instabilities and Wall Slip», *Annu. Rev. Fluid Mech.*, vol. 33, n.º 1, pp. 265-287, 2001.
- [79] N. El Kissi, J.-M. Piau, y F. Toussaint, «Sharkskin and cracking of polymer melt extrudates», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 68, n.º 2, pp. 271-290, feb. 1997.
- [80] R. I. Tanner, «A theory of die-swell revisited», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 129, n.º 2, pp. 85-87, ago. 2005.
- [81] R. I. Tanner, «A new inelastic theory of extrudate swell», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 6, n.º 3, pp. 289-302, ene. 1980.

10. BIBLIOGRAFÍA COMPLEMENTARIA

- J. L. C. Carpió, «FLUIDODINAMICA Y ORIENTACIÓN MOLECULAR EN FLUJO DE POLÍMEROS FUNDIDOS CON SUPERFICIES LIBRES», p. 173, 2001.
- C. S. Fernandes, «Simulação do escoamento não isotérmico de fluidos não-newtonianos em canais convergentes/divergentes», masterThesis, Universidade do Minho, 2003.
- M. A. Fontelos López, A. I. Muñoz Montalvo, y E. Schiavi, «Un problema de frontera libre para fluidos No-Newtonianos y aplicación al movimiento de glaciares», sep. 2007.
- C. Yang y Z. Li, «An integrated numerical study of coextrusion flow inside and outside the die», *J. Appl. Polym. Sci.*, vol. 133, n.º 23, 2016.
- Y. Mu *et al.*, «Measurement and simulation of low-density polyethylene extrudate swell through a circular die», *Polym. Int.*, vol. 58, n.º 5, pp. 475-483, 2009.
- V. Ganvir, B. Gautham, R. Thaokar, A. Lele, y H. Pol, «Numerical and experimental studies on extrudate swell of branched polyethylene through axisymmetric and planar dies», *J. Polym. Eng.*, vol. 31, n.º 2-3, pp. 217–221, 2011.
- V. Ganvir, B. P. Gautham, R. Thaokar, y A. Lele, «Numerical and Experimental Studies on Extrudate Swell of Linear and Branched Polyethylenes», *AIP Conf. Proc.*, vol. 1027, n.º 1, pp. 234-236, jul. 2008.
- V. Ganvir, A. Lele, R. Thaokar, y B. P. Gautham, «Prediction of extrudate swell in polymer melt extrusion using an Arbitrary Lagrangian Eulerian (ALE) based finite element method», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 156, n.º 1, pp. 21-28, ene. 2009.
- *ANSYS Polyflow in ANSYS Workbench User's Guide*, Release 15.0. Southpointe, 275 Technology Drive Canonsburg, PA 15317, 2013.
- W. Michaeli, T. Schmitz, T. Baranowski, y B. Fink, «Automatic optimisation of extrusion dies», en *PPS, annual meeting of the Polymer Processing Society*, 2007, vol. 23, pp. 1–4.
- L. Pauli, M. Behr, y S. Elgeti, «Towards shape optimization of profile extrusion dies with respect to homogeneous die swell», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 200, pp. 79-87, oct. 2013.
- J. M. Nóbrega, O. S. Carneiro, F. T. Pinho, y P. J. Oliveira, «Flow Balancing in Extrusion Dies for Thermoplastic Profiles», *Int. Polym. Process.*, vol. 19, n.º 3, pp. 225-235, sep. 2004.
- P. Ulysse, «Optimal extrusion die design to achieve flow balance», *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 39, n.º 7, pp. 1047-1064, jul. 1999.
- C. D. Han, *Rheology in polymer processing*, vol. 4. Academic press New York, 1976.

- H. H. Winter y H. G. Fritz, «Design of dies for the extrusion of sheets and annular parisons: The distribution problem», *Polym. Eng. Sci.*, vol. 26, n.º 8, pp. 543-553, abr. 1986.
- N. El Kissi y J. M. Piau, «The different capillary flow regimes of entangled polydimethylsiloxane polymers: macroscopic slip at the wall, hysteresis and cork flow», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 37, n.º 1, pp. 55-94, ene. 1990.
- D. V. Boger, «Viscoelastic Flows Through Contractions», *Annu. Rev. Fluid Mech.*, vol. 19, n.º 1, pp. 157-182, 1987.
- J.-M. Piau, S. Nigen, y N. El Kissi, «Effect of die entrance filtering on mitigation of upstream instability during extrusion of polymer melts», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 91, n.º 1, pp. 37-57, jun. 2000.
- J. M. Piau, N. El Kissi, y B. Tremblay, «Influence of upstream instabilities and wall slip on melt fracture and sharkskin phenomena during silicones extrusion through orifice dies», *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, vol. 34, n.º 2, pp. 145-180, ene. 1990.
- [98]R. G. Larson, «Instabilities in viscoelastic flows», *Rheol. Acta*, vol. 31, n.º 3, pp. 213-263, may 1992.
- T. F. Ballenger, I. Chen, J. W. Crowder, G. E. Hagler, D. C. Bogue, y J. L. White, «Polymer Melt Flow Instabilities in Extrusion: Investigation of the Mechanism and Material and Geometric Variables», *Trans. Soc. Rheol.*, vol. 15, n.º 2, pp. 195-215, jul. 1971.
- C. Robert et al., «Rheological properties of silicon polymer networks: The influence of the crosslink density», *J. Appl. Polym. Sci.*, vol. 87, n.º 7, pp. 1152-1160, 2003.
- L. J. Gerhardt, C. W. Manke, y E. Gulari, «Rheology of polydimethylsiloxane swollen with supercritical carbon dioxide», *J. Polym. Sci. Part B Polym. Phys.*, vol. 35, n.º 3, pp. 523-534, 1997.
- D. Eyre, R. van Noort, y B. Ellis, «The rheology of silicone rubber impression materials», *J. Dent.*, vol. 17, n.º 4, pp. 171-176, ago. 1989.

ANEXO A. REGRESIONES DE MODELOS MATEMÁTICOS

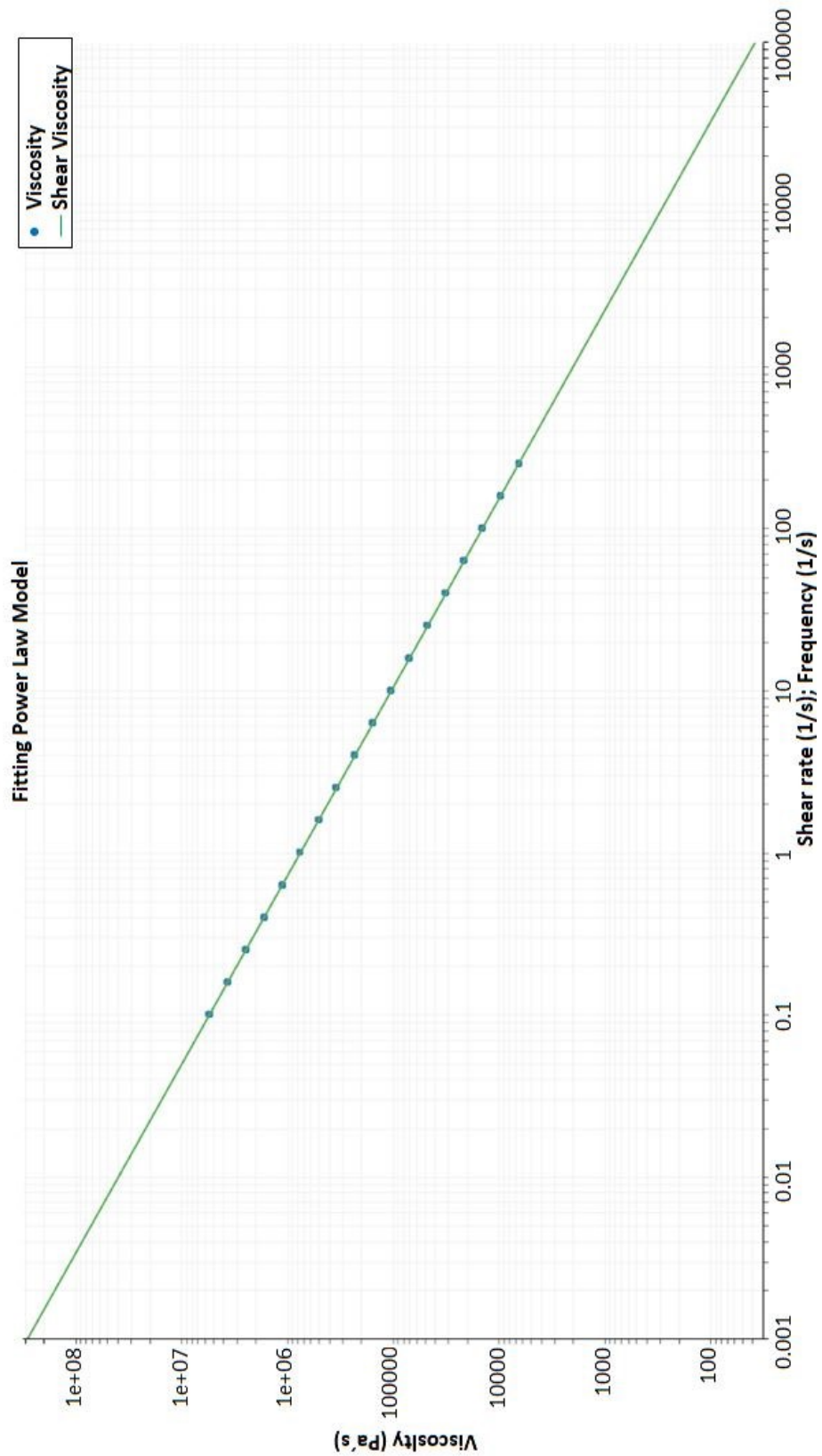


Fig. A.1 Regresión modelo Power Law

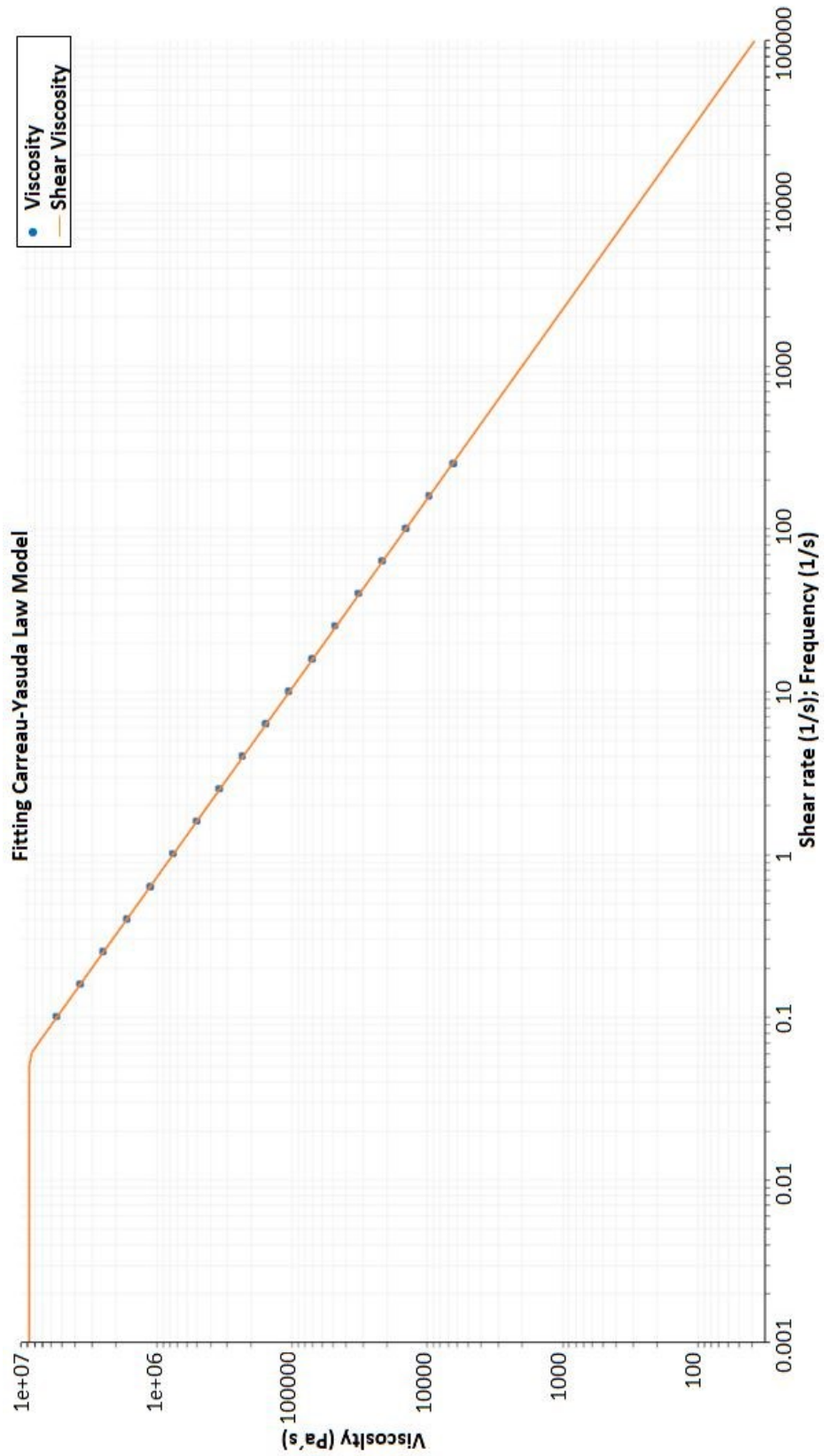


Fig. A.2 Regresión modelo Carreau-Yasuda

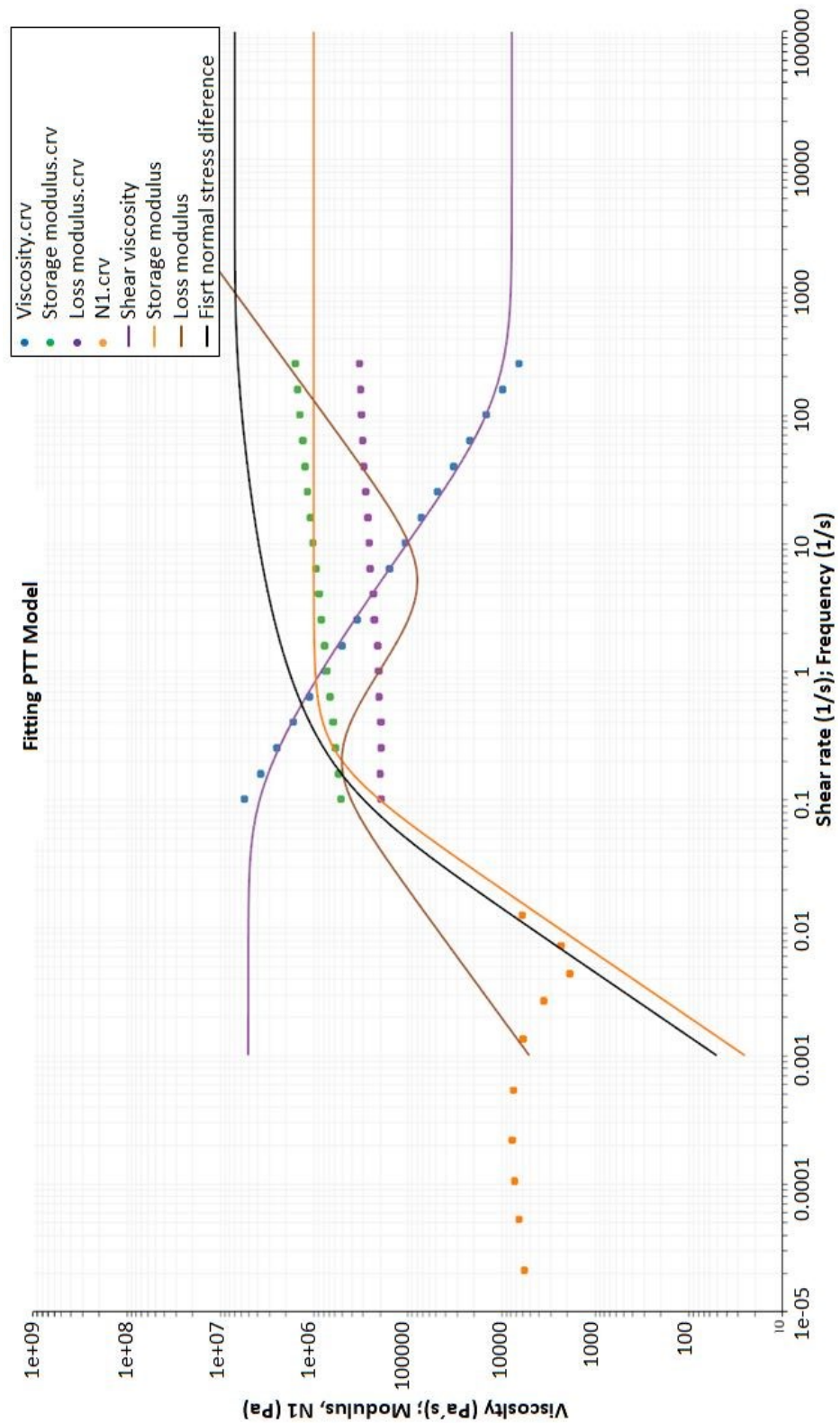


Fig. A.3 Regresión modelo PTT-1 modo.

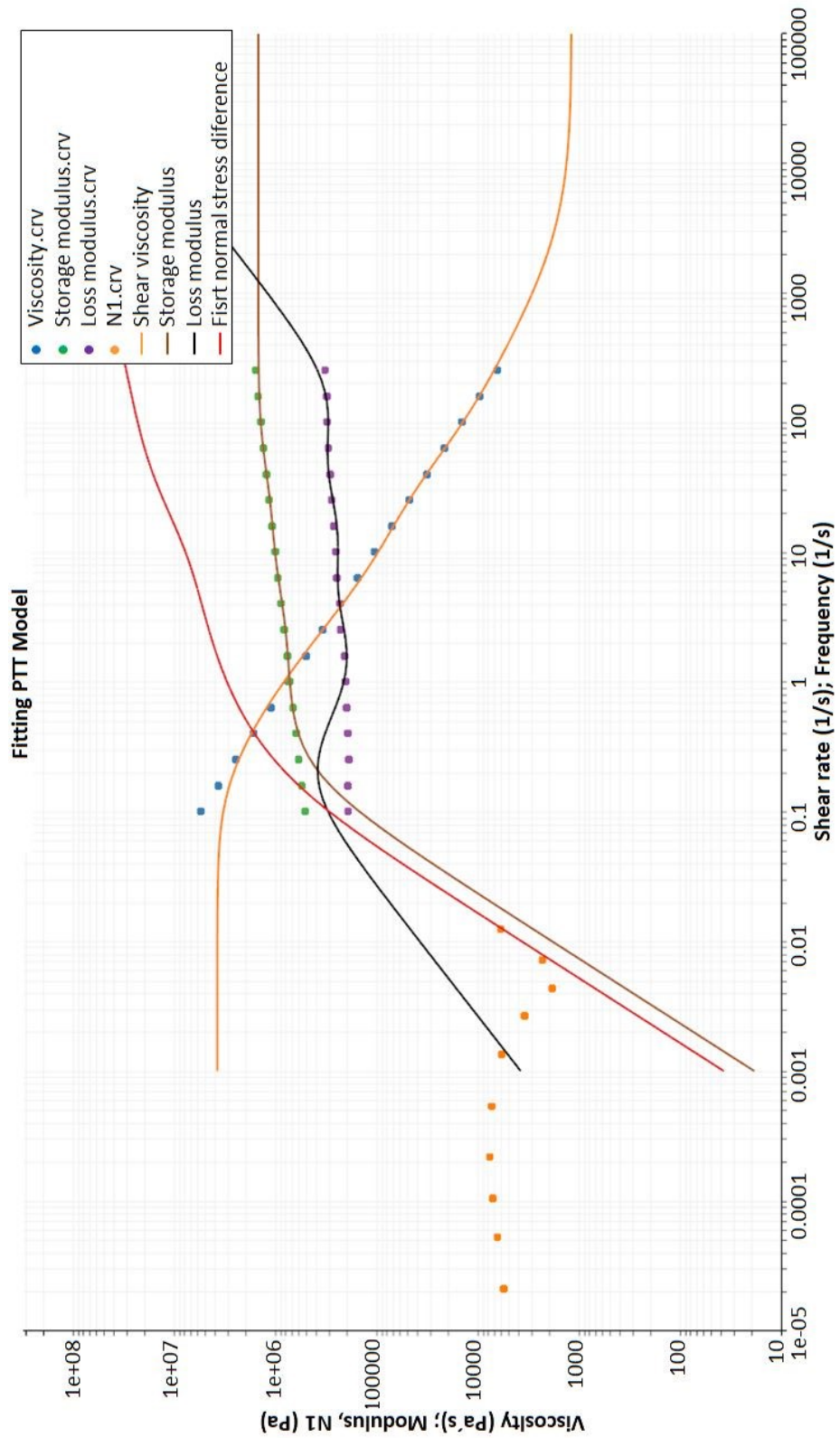


Fig. A.4 Regresión modelo PTT-3 modos, $\lambda_{max}=5$ segundos

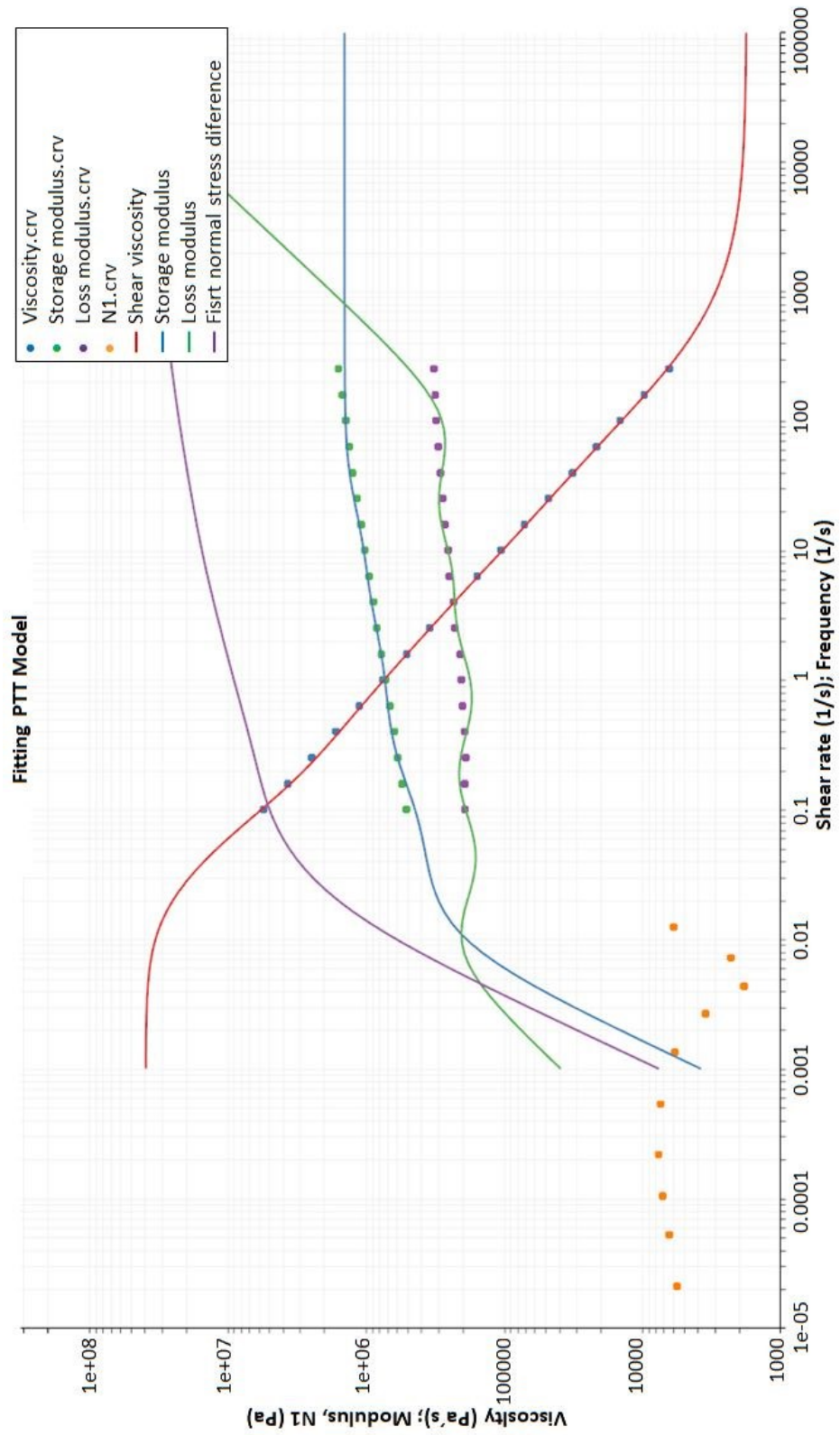


Fig. A.5 Regresión modelo PTT-5 modos

ANEXO B. ESTUDIO DE INDEPENDENCIA DE MALLADO

I. Mallado estructurado

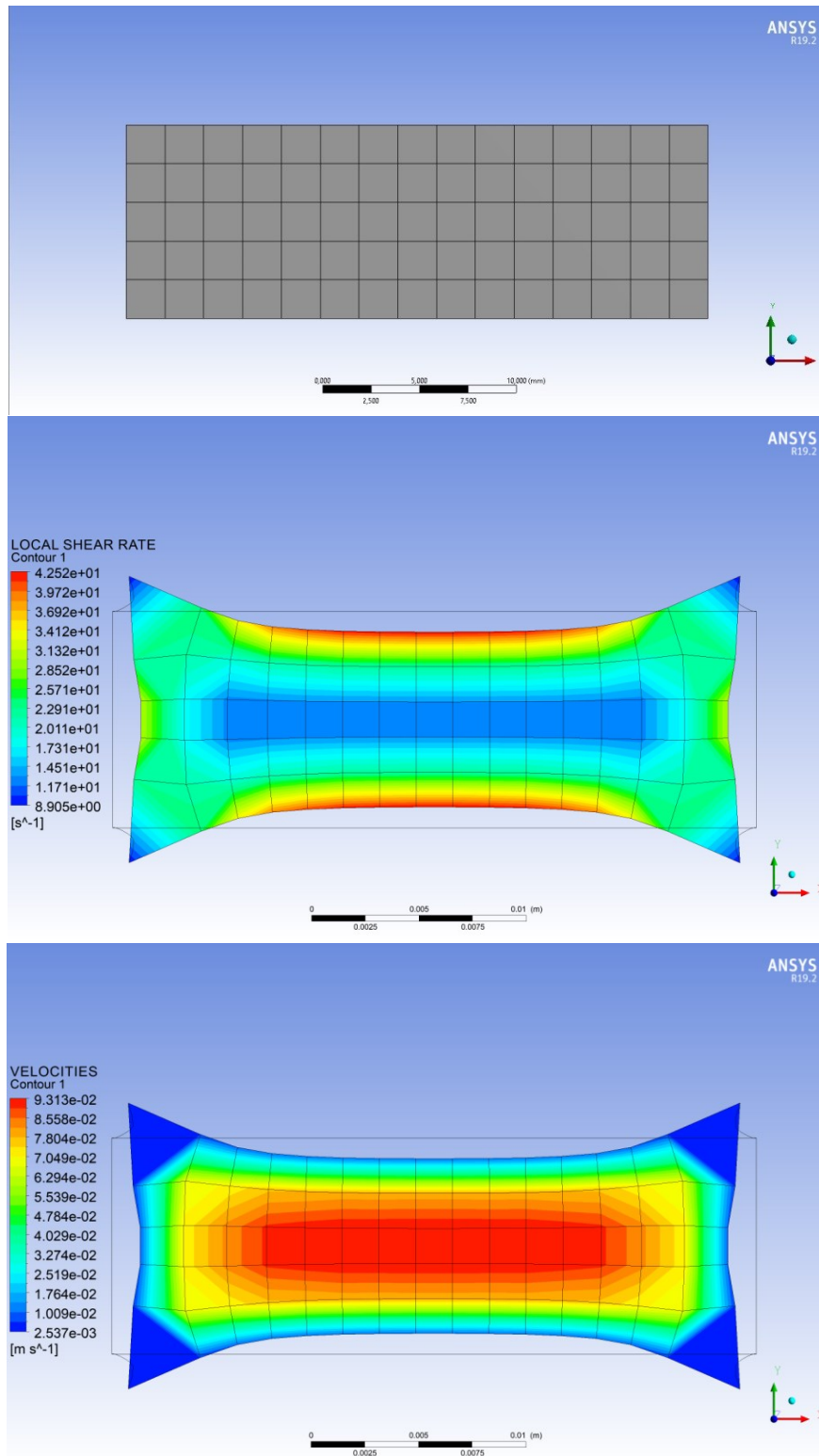


Fig. B.1 Mallado estructurado grueso

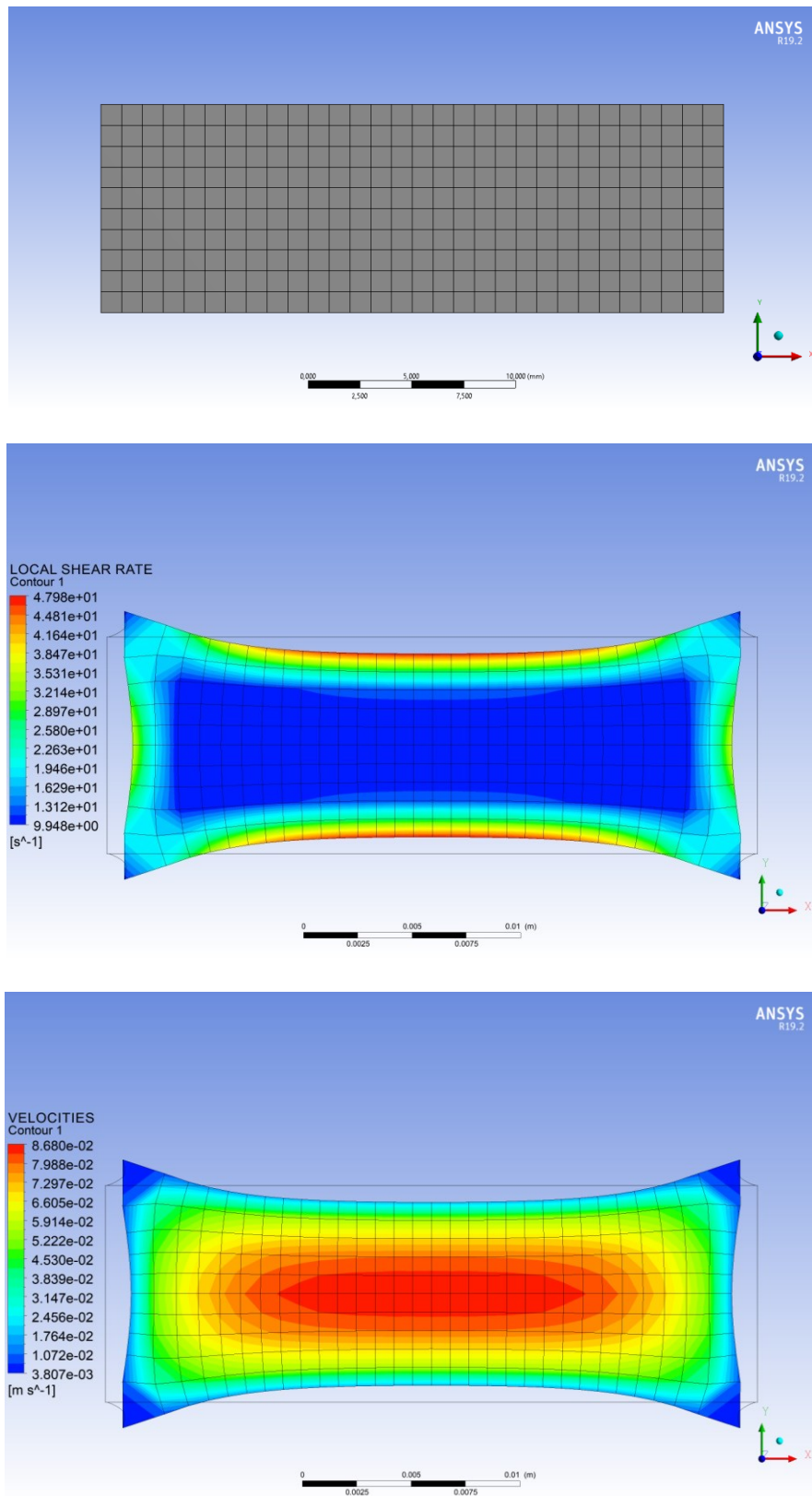


Fig. B.2 Mallado estructurado medio

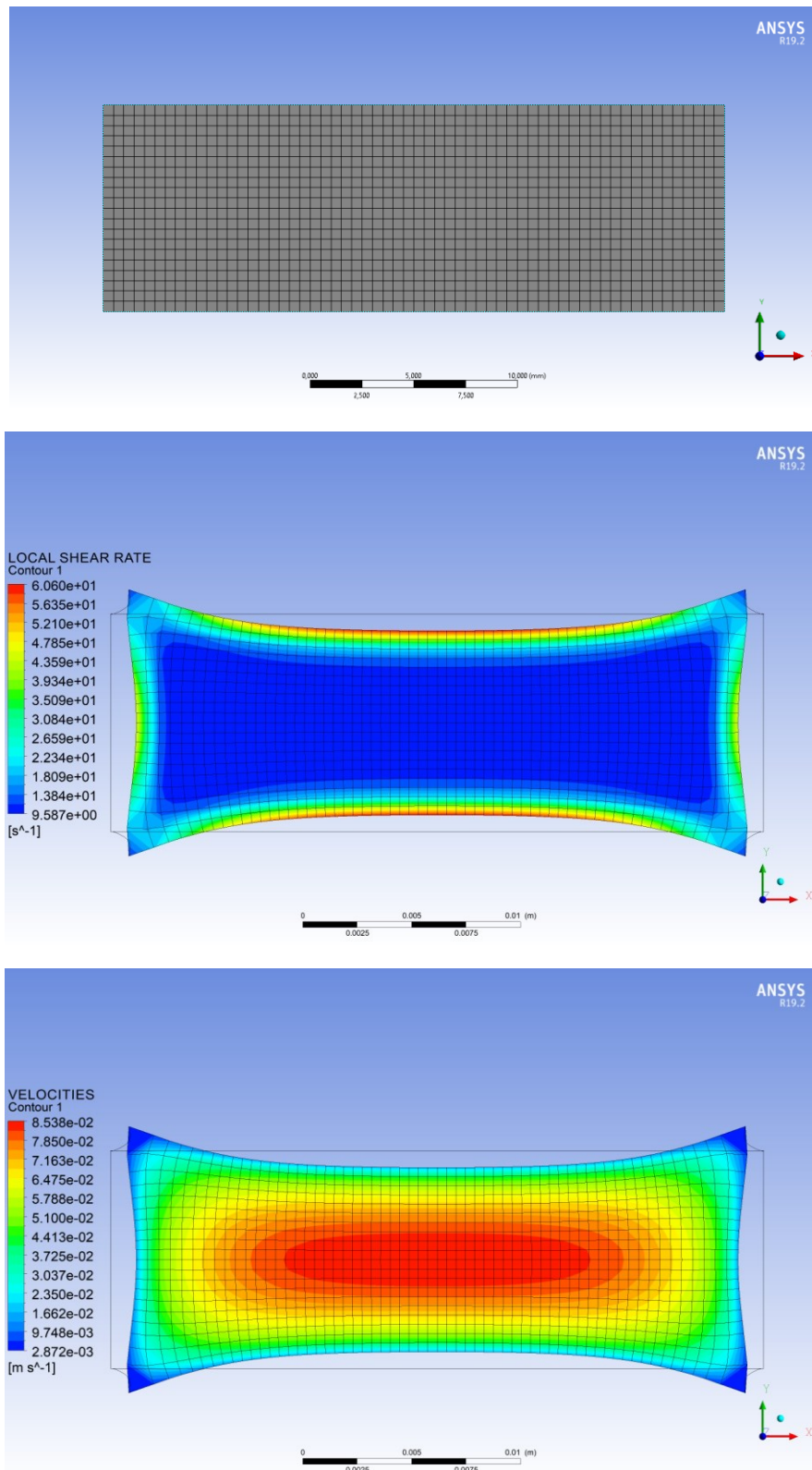


Fig. B.3 Mallado estructurado fino

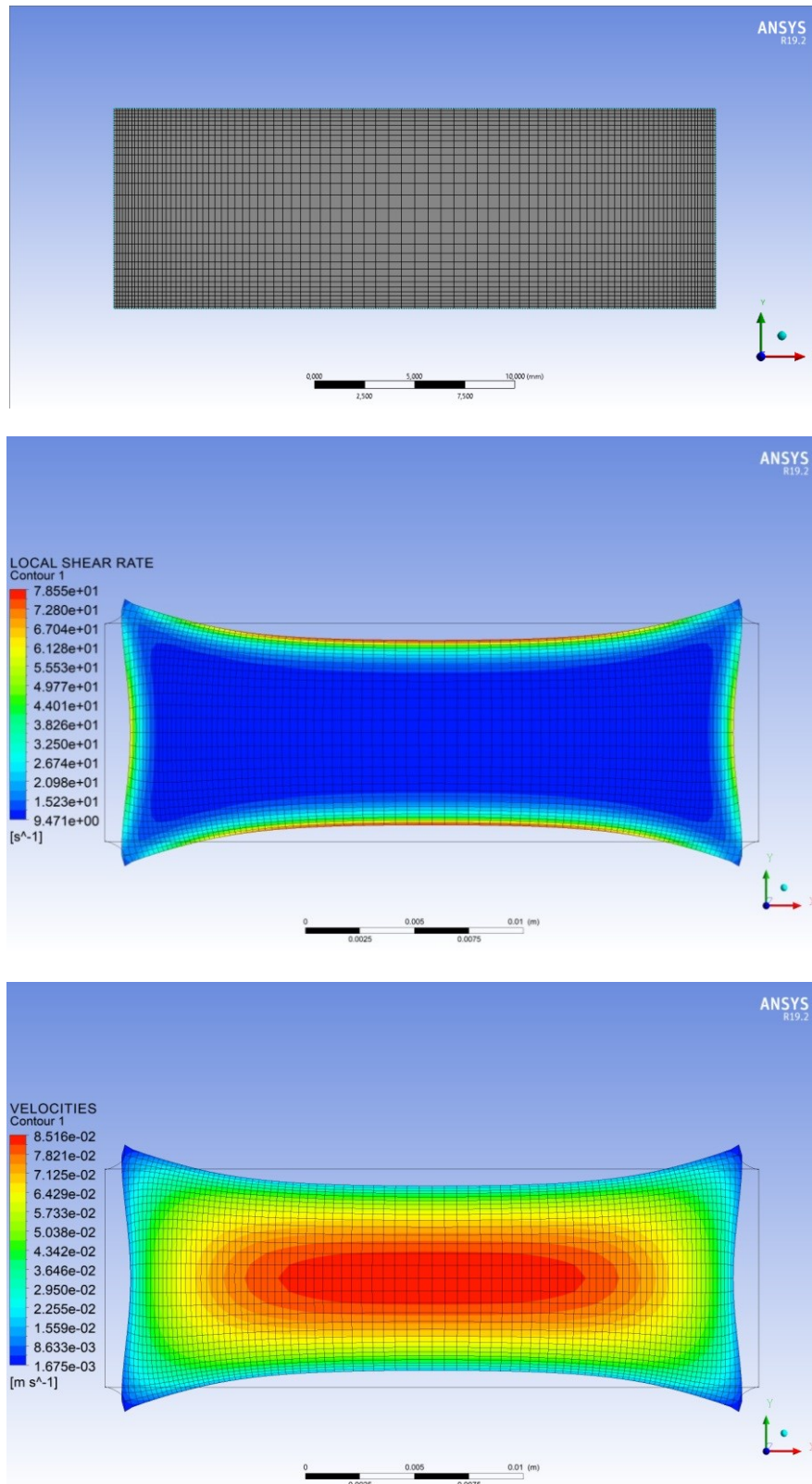


Fig. B.4 Mallado estructurado refinado

II. Mallado tipo mariposa

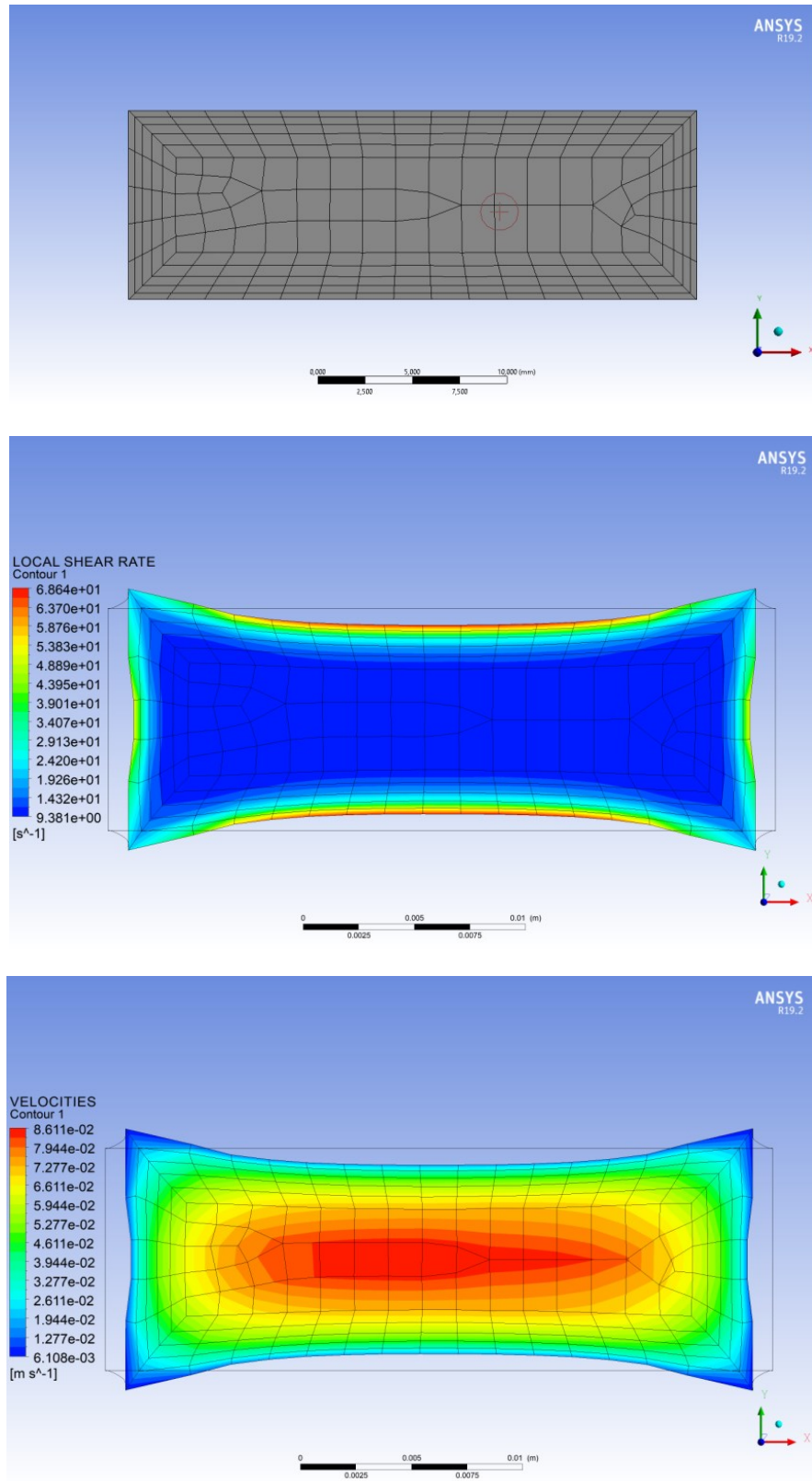


Fig. B.5 Mallado tipo mariposa grueso

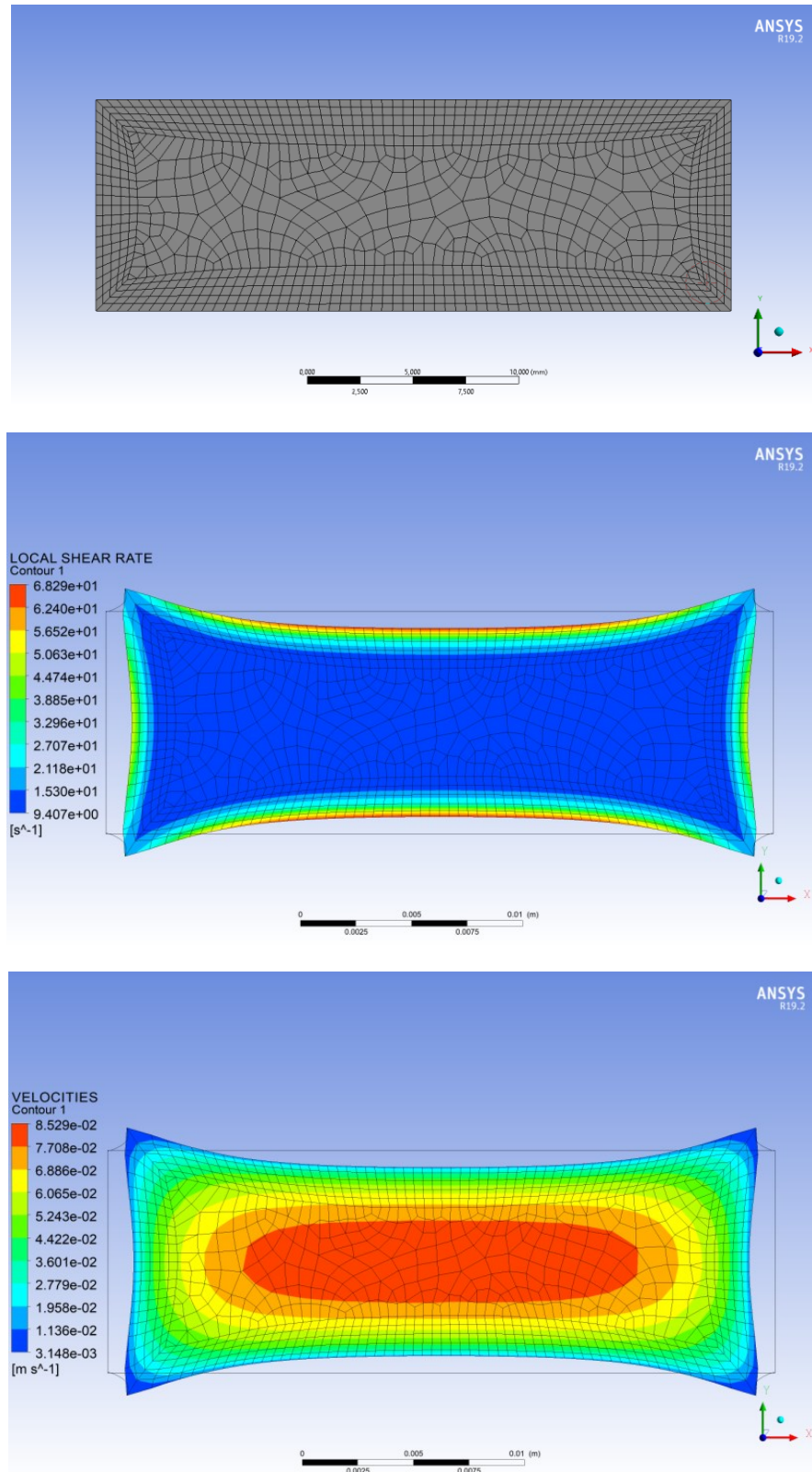


Fig. B.6 Mallado tipo mariposa fino

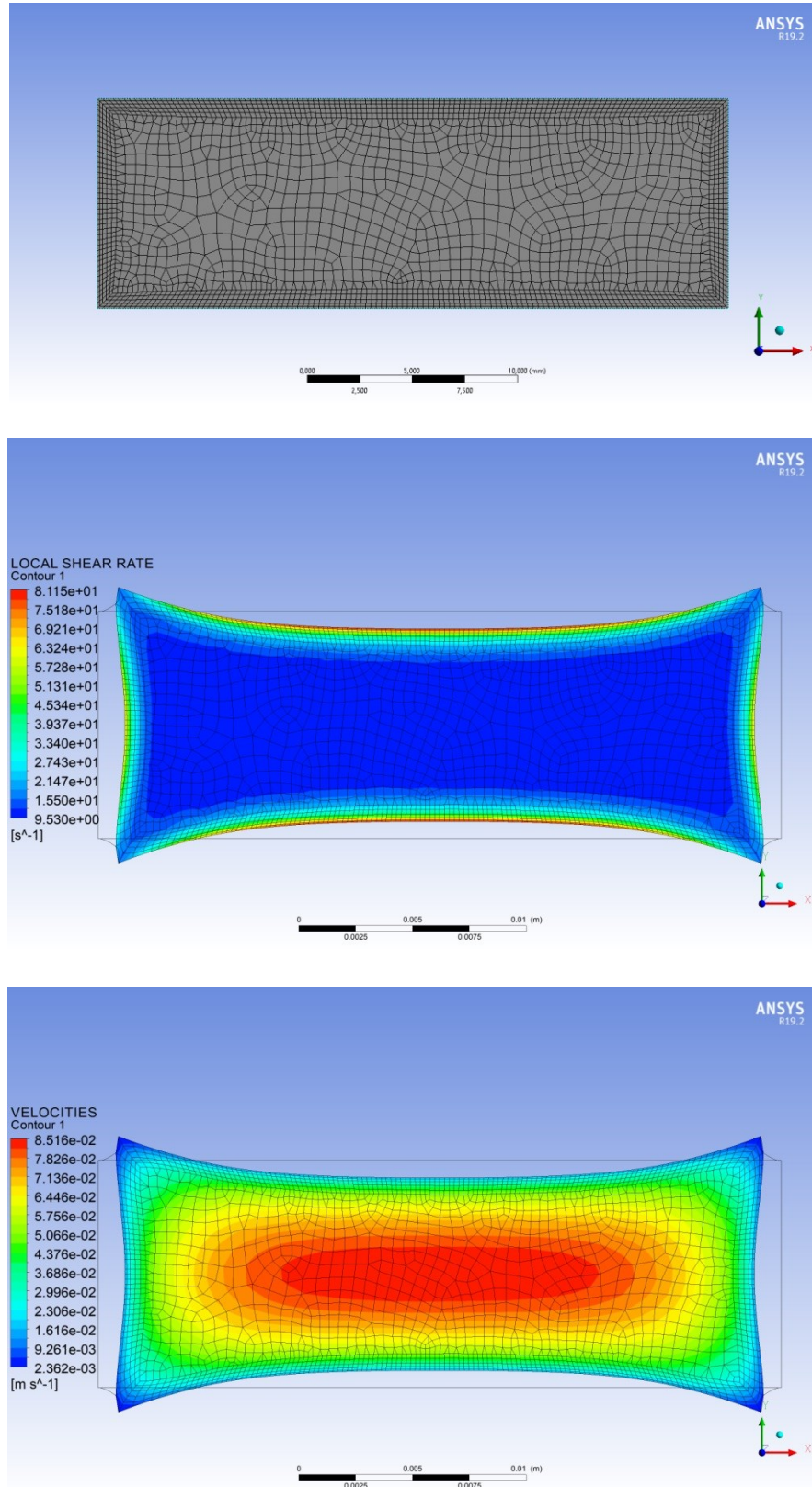


Fig. B.7 Mallado tipo mariposa refinado