

Soldadura de polímeros termoplásticos vía mallas calefactoras: su aplicación a piezas de geometría de revolución extensa y compleja

Parte 2: Etapas del proceso de soldadura

Juan Rukavina Mikusic¹, María Cristina Di Stefano¹, Carlos Ferrari², Felipe Diniello³, Martín Higes⁴

¹ Universidad Tecnológica Nacional, Facultad Regional Buenos Aires, Departamento de Ingeniería Química, Centro de Tecnologías Químicas (CTQ), Medrano 951, (C1179AAQ), Ciudad Autónoma de Buenos Aires, Argentina

² Universidad Tecnológica Nacional, Unidad Académica Bariloche, Fanny T. de Newbery 111, Bariloche, Río Negro, Argentina

³ Universidad Tecnológica Nacional, Facultad Regional Buenos Aires, Departamento de Ingeniería Electrónica, Medrano 951, (C1179AAQ), Ciudad Autónoma de Buenos Aires, Argentina

⁴ Universidad Tecnológica Nacional, Facultad Regional Buenos Aires, Departamento de Ingeniería Eléctrica, Medrano 951, (C1179AAQ), Ciudad Autónoma de Buenos Aires, Argentina

juanrukavina@gmail.com

Recibido el 12 de diciembre de 2016, aprobado el 10 de febrero de 2017

Resumen

En el presente estudio se analizan las etapas fundamentales que definen el proceso de soldadura de polímeros termoplásticos –calentamiento, consolidación y enfriamiento– a través de sus variables macroscópicas representativas. Se asume en principio una concepción independiente y desacoplada de cada una de las fenomenologías actuantes en concordancia con la búsqueda del basamento teórico que permita explicar su ocurrencia. Su posterior acoplamiento posibilitará la construcción de un modelo validado experimentalmente capaz de predecir un comportamiento fiable en su extrapolación a escala real.

PALABRAS CLAVE: TERMOPLÁSTICOS – SOLDADURA – ETAPAS – CALENTAMIENTO – CONSOLIDACIÓN – ENFRIAMIENTO

Abstract

In the present study we analyze the fundamental stages that define the process of thermoplastic polymers welding – heating, consolidation and cooling – through their representative macroscopic variables. At first, it is assumed an independent and decoupled conception of each one of the acting phenomenologies in agreement with the search of the theoretical base that allows to explain its occurrence. Its subsequent coupling will enable the construction of an experimentally validated model capable of predicting a reliable behavior in its real-scale extrapolation.

KEYWORDS: THERMOPLASTICS – WELDING – STAGES – HEATING – CONSOLIDATION – COOLING

Introducción

De acuerdo al análisis mostrado en Rukavina *et al.* (2016) una correcta soldadura por resistencias de polímeros termoplásticos implica el acoplamiento de fenómenos:

- térmicos: asociados a la transferencia de calor y la distribución de temperatura en la interfaz malla – polímero
- mecánicos: asociados a las cargas y deformaciones actuantes
- eléctricos: asociados a la generación de potencia

considerando sus contribuciones específicas al conjunto de procesos necesarios para su ocurrencia y vinculados fuertemente con la incidencia de las variaciones de temperatura en las propiedades de los materiales utilizados: densidad, calor específico y conductividad térmica (Figura 1).

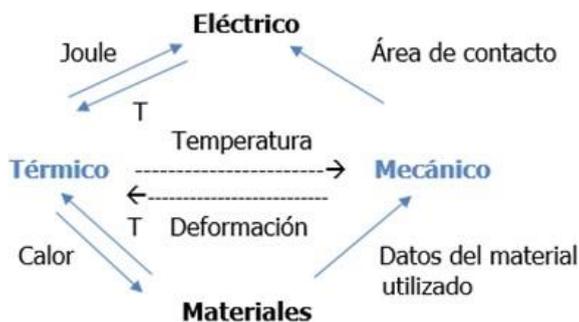


Fig. 1. Fenomenología asociada a la soldadura por resistencias

Materiales

Dada la complejidad del sistema en estudio se requiere inicialmente del análisis independiente de cada una de las etapas implícitas en el desarrollo de la técnica de unión:

- calentamiento
- consolidación
- enfriamiento

caracterizándolas a través de sus variables macroscópicas. A fin de lograr la optimización del desarrollo global debe implementarse luego una metodología de validación y ajuste de los parámetros intervinientes. Se utilizan para ello los datos surgidos de la evolución de los resultados

extrapolados de los ensayos experimentales, cuestión a resolver en la próxima entrega.

Análisis de cada etapa

1. Etapa de calentamiento

A partir de la necesidad de establecer un ciclo térmico de calentamiento rápido y posterior enfriamiento, resulta esencial generar una metodología válida para lograr una transferencia de calor y distribución de temperatura uniformes en la interfaz de soldadura en correspondencia con la necesidad de una óptima calidad de la unión soldada. Para ello deben ser analizados en profundidad los siguientes factores y procedimientos:

- elemento de calentamiento (malla calefactora)
- análisis de la transferencia de calor en la interfaz malla - polímero
- resistencia del elemento de calentamiento
- medición de la resistencia y su dependencia con la temperatura
- eficiencia global de calentamiento

Elemento de calentamiento

La visión de la problemática asociada al proyecto global en estudio – soldadura de piezas extensas y complejas – tal como se visualiza en la Figura 2, permite inferir:

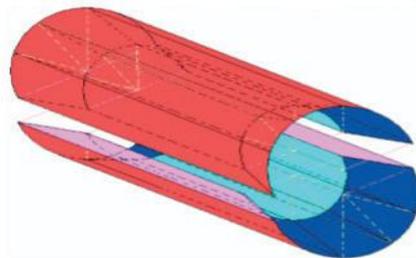


Fig. 2. Esquema estructura extensa y compleja en estudio

en concordancia con el estado del arte y como primera cuestión, la posibilidad de utilización de los elementos de calentamiento desde su concepción de circuito en paralelo a partir de la verificación del comportamiento de una malla de acero inoxidable (Figura 3) frente a la aplicación de una determinada corriente y considerándola como un conductor plano.

De acuerdo al circuito esquemático de la Figura

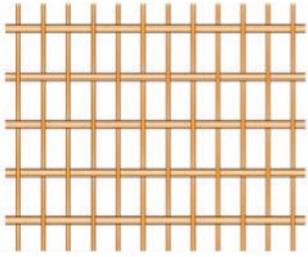


Fig.3. Malla plana de acero inoxidable

Se hace circular una corriente a través de la malla generando por efecto Joule un determinado calentamiento de la misma. Con este tipo de conexión, y aplicada una cierta potencia, a partir de los valores de temperatura censados, se observa una ausencia de repetitividad de los mismos y una distribución poco uniforme en A, B, C y D. Las temperaturas fueron medidas con termocuplas aisladas luego de un tiempo $t = 5$ minutos. La aislación implica un material que soporte las temperaturas de los ensayos y cuyo aislamiento eléctrico no sea motivo de interferencia térmica –aislación térmica adicional– en la zona de medición.

Surgen frente a esta limitación y a la derivada fuertemente de las condiciones geométricas de las piezas en estudio las siguientes cuestiones:

- la necesidad de lograr la adaptación de las mallas al formato de soldadura para garantizar una distribución de calor homogénea en toda la superficie tomando en consideración fundamentalmente las características irregulares de la zona troncocónica (Figura 2),
- una solución realizable de conexión entre la alimentación eléctrica y la fuente de potencia,
- la posible invalidación asociada a la superposición de las mallas en cualquier punto de la geometría debido a cortocircuitos (Figura 2).

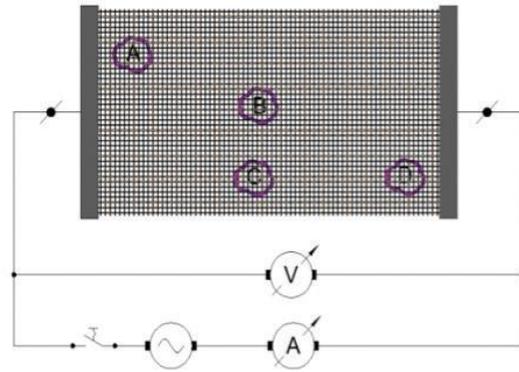


Fig.4. Esquema de medición de temperatura

Luego, y tomando en consideración el área total de la malla resistiva se establece la viabilidad de utilización de ambos sentidos de circulación. Resulta necesario entonces contar con una malla conformada con hilos metálicos aislados dando origen así a la idea del elemento de calentamiento como circuito en serie, (Figura 5). Un cambio radical en sus características constructivas respecto de las referencias establecidas y utilizadas a través del estado del arte.

Esta solución debe ser considerada desde puntos de vista absolutamente interconexos:

a- Aspecto eléctrico – constructivo: Se asume que la malla debe ser tejida con un solo alambre de tal forma que la misma sea un circuito único que consigue dar respuesta a las cuestiones previamente enumeradas.

b- Material de los alambres: en virtud de las relativamente bajas temperaturas asociadas al proceso (máxima 250°C), buena conductividad térmica (resistividad = $1,72 \times 10^{-8} \Omega m$) y posibilidad de recubrimiento polimérico con buen anclaje al polipropileno, se define la utilización de alambres de cobre.

c- Material aislante: El recubrimiento de los alambres de cobre consta de un primer espesor

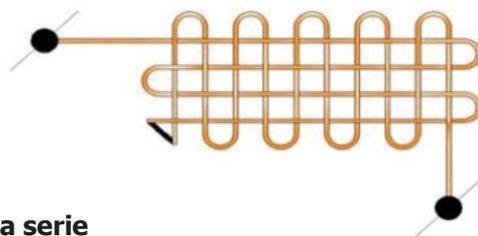


Fig. 5. Esquema de malla serie

de anclaje conformado por poliéster imida, el cual, para obtener una mejora en las propiedades térmicas, se recubre con un compuesto de poliamida imida. Las poliamidas imidas (PAI) son polímeros termoplásticos amorfos con excepcionales propiedades de resistencia mecánica, térmica y química. Uno de los principales usos es para el esmaltado de alambres que se obtiene disolviendo el polvo PAI en un fuerte disolvente aprótico tal como la N-metil-pirrolidona y distintos aditivos aportantes a la obtención de una viscosidad correcta para su aplicación. El cable por lo general se pasa por el proceso varias veces a fin de lograr el espesor deseado mediante la aplicación de finas capas de PAI, para su posterior curado en horno.

En contacto durante largo tiempo con materiales poliolefínicos, el cobre ejerce efectos degradativos sobre ellos pudiendo llegar inclusive a cortar sus cadenas moleculares. Resulta lógica luego la posibilidad de utilización de un desactivador metálico – del tipo 2', 3bis [[3-[3, 5-di-tert-butyl-4-hydroxyphenyl] propionyl]] propionohidrazide – como aditivo con efectos netamente antioxidantes.

En caso de utilizar el acero inoxidable para la fabricación de los alambres se aplica un óxido con propiedades cerámicas como material aislante. Se ha demostrado que el Dióxido de Titanio nanoestructurado en polvo (Dubé, Hubert, Yousefpour and Denault, 2008) cumple idealmente con esas propiedades dado que resulta más resistente y dúctil que el convencional. Proporciona a su vez una mejor unión interfacial con el sustrato de acero inoxidable otorgando notables ventajas en cuanto a la homogeneidad lograda en la distribución de la temperatura sobre la zona de soldadura, no pudiendo comprobarse disminución alguna en el rendimiento mecánico a partir de los ensayos correspondientes. El depósito en la malla (aproximadamente de 2 micrones) se efectúa a través de la metodología HVOF, proyección térmica oxi-fuel de alta velocidad.

Caracterización del elemento calefactor

A modo introductorio resulta apropiado comenzar por el análisis de una unión adhesiva entendiendo por ésta una interfaz polimérica pura. En contrapartida la unión por soldadura refiere en cambio a un elemento calefactor rodeado por polímero y una interfaz que se conforma dentro del mismo proceso.

Los factores que pueden ser considerados dominantes en el resultado de una unión adhesiva resultan ser:

- el espesor de la interfaz: un espesor mayor tiende a aumentar la excentricidad de la trayectoria de carga y por ende reducir la respuesta a la resistencia de las uniones,

- la geometría: en cuanto a considerar que bordes cónicos, entre otras determinaciones, demuestra ser muy eficaz en la mejora de la respuesta a las sollicitaciones mecánicas,

- las propiedades de los materiales: que intervienen en la unión dada la distribución de tensiones de las uniones adhesivas. Una unión de módulo interfacial variable tiende a reducir las concentraciones de esfuerzos cerca de los bordes del área de superposición.

En las uniones por soldadura los factores se modifican.

La malla metálica debe ser considerada intrínsecamente como una inclusión que debilita la interfaz y que a su vez gobierna la interacción interfacial del o de los polímeros intervinientes. Una relación muy estrecha y vinculante entre el diámetro de los alambres y el espacio abierto entre ellos posibilita que la resistencia mecánica aumente al incrementarse esta relación. Como el diámetro de los alambres influye directamente en el espesor de la malla, el mismo estará definiendo el espesor de la interfaz de soldadura. Hay una cuestión bastante clara aquí y que sigue los mismos conceptos que la unión adhesiva. Refiere a la relación inversamente proporcional entre los valores de resistencia mecánicos y el espesor de la interfaz de soldadura: la resistencia disminuye a medida que aumenta el espesor de la línea de soldadura. A su vez la influencia del área abierta no es tan definitoria en cuanto a su correlación con las propiedades mecánicas. Es decir, visto de otra manera, resulta más problemático el desanclaje producto del elemento calefactor extraño a la matriz polimérica que el porcentaje –dentro de los valores lógicos asociados a la interdifusión de las cadenas moleculares– de contacto interfacial del polímero. Con lo cual dentro de ese esquema de limitación deben conjugarse todas las variables simultáneas para la viabilidad del proceso.

Tabla 1. Valores característicos de mallas de distintos grupos de investigación

	Grupo 1	Grupo 2	Grupo 3
Fabricante	Dinxperlo	Dinxperlo	Propias NCR
Tipo	Cuadrada N° 12	M 24	M 200
Diámetro hilos	0,28 mm	0,20 mm	0,04 mm
Abertura	1,84 mm	0,858 mm	0,09 mm
Espesor malla	0,56 mm	0,40 mm	0,08 mm
Area abierta	75 %	66 %	48 %

A partir del correspondiente análisis sobre estudios análogos realizados en el campo de las soldaduras por electrofusión en polímeros termoplásticos de los grupos que más han avanzado en este tema se pueden definir una serie de dimensiones estándar de mallas metálicas para la obtención de muestras y su posterior evaluación en el laboratorio. Éstas siempre refieren a una malla de acero inoxidable desde una concepción de circuito en paralelo y considerándola como un conductor plano.

Grupo 1: INTA – Instituto Nacional de Técnica Aeroespacial, Área Materiales Compuestos, España (Sierksma, 2001 y 2002)

Grupo 2: Aerospace Faculty of TU Delft University, Holanda (Irene F. Villegas en Labrandero, Villegas, and Castelló, 2009)

Grupo 3: National Research Council (NRC), Canadá (Grupo de Yousefpour) (Yousefpour, *et al.*, 2004).

Un análisis de la dispersión de los distintos valores característicos de las mallas utilizadas por los distintos grupos permite obtener una conclusión sumamente importante y tiene que

ver con su real y absoluta dependencia respecto de las condiciones particulares en las que se realiza la soldadura, es decir, las condiciones de contorno asociadas y los parámetros del proceso.

A su vez los trabajos experimentales indican que valores superiores a 5 entre abertura y diámetro de alambres resultan ser apropiados para una buena respuesta mecánica. Asimismo valores de abertura entre 45% y 75% se consideran lógicos para ese ámbito declarado como no definitivo de los valores de carga a soportar desde el punto de vista del comportamiento estructural de las uniones soldadas (Taylor and Davenport, 1991).

En el caso en estudio para la construcción de la malla a utilizar en los ensayos de laboratorio tendientes a la determinación de la futura ventana de trabajo se consideran (Figura 6):

Distancia abierta $X = Y = 1,85 \text{ mm}$

Diámetro de alambres recubiertos: $d = 0,35 \text{ mm}$ (diámetro de alambres = $0,30 \text{ mm}$ + espesor de aislante de $0,025 \text{ mm}$)

Espesor de la malla = $2d = 0,7 \text{ mm}$

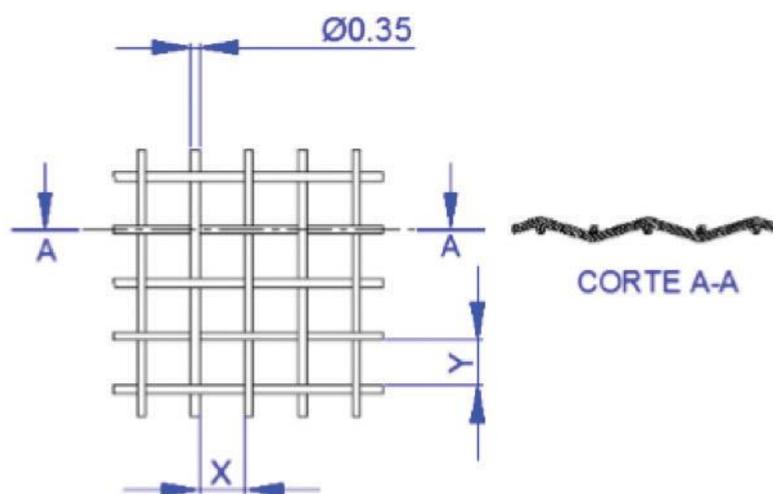


Fig. 6. Esquema de malla con cotas

Luego el porcentaje de área abierta resulta:

$\% \text{Área abierta} =$

$$\frac{\text{Abertura}}{\frac{\text{Diámetro de hilos} \cdot 4 \text{ lados} + \text{Abertura}}{2}} = 72,55\%$$

Y la relación entre:

$$\frac{\text{Distancia abierta (X,Y)}}{\text{diámetro alambres (d)}} = \frac{1,85 \text{ mm}}{0,35 \text{ mm}} = 5,285$$

Si se toma en consideración la geometría de revolución compleja del sistema bajo análisis y que el espesor de la interfaz de soldadura, como se ha mencionado, constituye la principal variable definitoria de los valores de respuesta mecánica, se ha eliminado la posibilidad de utilización de mallas con ámbitos extremos en sus diámetros (0,04 mm). Se opta por un espesor de 0,7 mm, una relación distancia abierta/diámetro alambres superior a 5 (5,285) y una respuesta a la máxima carga repartida a partir de un contacto interfacial polimérico del 72,55 % del área total susceptible de soportar contacto íntimo. Con lo cual y desde un punto de vista netamente teórico debería proporcionar una distribución de temperatura suficientemente homogénea en la interfaz no obstaculizando la difusión de las cadenas poliméricas y llevando a la posibilidad de efectuar uniones soldadas de calidad satisfactoria.

En realidad no hay una alternativa que oriente decididamente hacia una geometría dada. Cada material tiene características referidas a su viscosidad y expansión térmica que imprimen al

sistema el carácter de único y específico para su desarrollo.

A partir de las consideraciones explicitadas se diseñan los dispositivos que permiten tejer las mallas de 40 mm X 40 mm a ser utilizadas a escala laboratorio con la finalidad de ser sometidas posteriormente a ensayos mecánicos, tal cual se especifica en Figura 7.

Análisis de la transferencia de calor en la interfaz malla – polímero

La cuestión central que singulariza el diseño se establece en que la malla cumple la doble función de elemento calefactor y sensor de temperatura. La posibilidad del sensado se obtiene a través de un circuito electrónico dedicado capaz de registrar el valor resistivo instantáneo de la malla y convertirlo en una señal analógica a ser interpretada por el sistema de control. Luego la temperatura de la interfaz de soldadura se controla indirectamente a través de la resistencia del elemento de calentamiento transformando en elemento crítico a la aislación eléctrica del conductor (cobre en este caso) dada la imposibilidad de superar la temperatura de 300 °C por encima de la cual el recubrimiento pierde sus propiedades intrínsecas y deja de ser un aislante.

A pesar que el proceso de soldadura por fusión en estudio se asocia a piezas de revolución, la primera etapa se realiza sobre geometrías planas (Figura 8) con el fin de simplificar la complejidad y lograr una más rápida y simple caracterización del comportamiento de los materiales y del proceso de transferencia de calor. Para

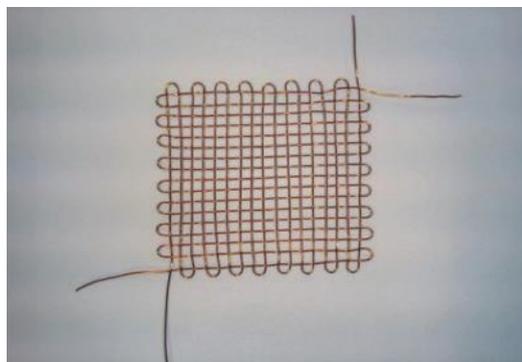


Fig. 7. Malla 40 mm X 40 mm

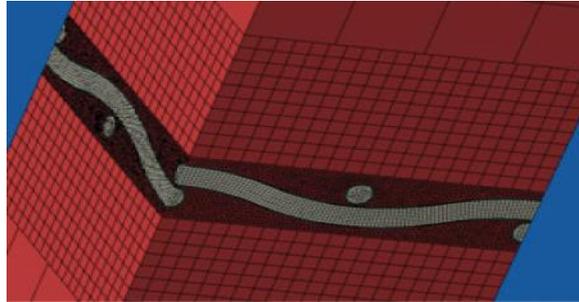


Fig. 8. Interfaz de bloques de PP a soldar

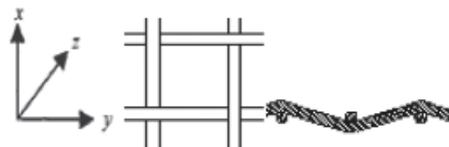


Fig. 9. Esquema celda unitaria

ello se utiliza una malla metálica con un entramado en el que se genera un patrón de celdas cuadradas elementales (Figura 9).

Al considerar una interfaz deben establecerse las condiciones entre los diferentes medios o materiales que la conforman, tal como se produce entre los alambres de la malla conductora y el polímero (Figura 10). A su vez los modelos térmicos desarrollados tanto por Xiao *et al.*(1992) como Ageorges and Ye (1998, pp. 899–909), no se logra demostrar un cambio significativo en la temperatura en los ejes $y - z$ del compuesto en comparación con la variación de temperatura a través del espesor. Por lo tanto el problema se puede reducir al de un transitorio unidimensional.

$$\Omega = \Omega_1 \cup \Omega_2$$

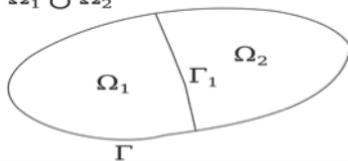


Fig. 10. Contorno interno de un cuerpo o interfaz entre diferentes cuerpos

Si se toma en consideración un sistema como el siguiente (Figura 11): resulta que



Fig. 11. Esquema de capas simplificado

el problema analizado se encuentra gobernado por la ecuación de Poisson transitoria la que en su forma fuerte o formato diferencial se obtiene al plantear el principio de conservación de la energía en el cual se lleva a cabo el balance energético que resulta de considerar:

- las fuentes y / o sumideros de calor presentes en el dominio Ω .
- los flujos de calor entrantes y salientes que pasan a través de los contornos Γ .

Como consecuencia de ello es posible cuantificar la pérdida o acumulación de energía que se produce en el dominio Ω a lo largo del tiempo (Figura 12).

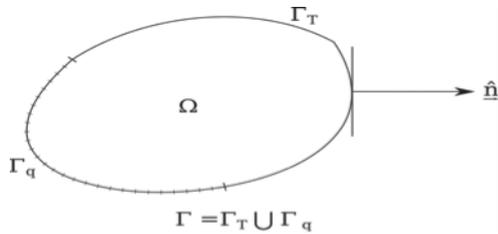


Fig. 12. Medio continuo o dominio que representa a un cuerpo donde se realiza el balance de energía

La ecuación que resulta de dicho balance es la siguiente:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \dot{q} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \rightarrow$$

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \nabla^2(kT) + Q \text{ en } \Omega$$

Siendo: Ω el dominio del problema (puede estar formado por varios subdominios o materiales); ρ la densidad; C_p el calor específico; k la conductividad y \dot{q} una fuente volumétrica dependiente del tiempo.

Imponiendo las condiciones de contorno sobre los contornos internos y externos del dominio Ω y las condiciones iniciales sobre la variable básica del problema (T) resulta:

$$\frac{\partial T(0, t)}{\partial x} = 0$$

Para la transferencia de calor en la interfaz malla/polímero se supone un contacto íntimo completo siendo que éste evalúa la relación del área de contacto con el área de la superficie total debido a las condiciones de rugosidad superficiales. El equipo de Ageorges and Ye (1998) ha trabajado en la demostración de la inexistencia de grandes diferencias en los resultados globales del proceso si no se toma en consideración la influencia de la rugosidad a través de un término de conductancia por separación interfacial.

Luego las condiciones de contorno para la interface resultan ser:

$$T(x_{m-}) = T(x_{m+}, t) \quad m = 1, 2, 3$$

$$k_m \frac{\partial T(x_{m-}, t)}{\partial x} =$$

$$k_{m+1} \frac{\partial T(x_{m+}, t)}{\partial x} \quad m = 1, 2, 3$$

Las características intrínsecas del problema en cuestión (propiedades térmicas del polímero muy sensibles al cambio de temperatura) conllevan a que el sistema de ecuaciones resultante asociado al análisis térmico transitorio se vuelva no lineal lo que imposibilita aplicar un método analítico para resolver las ecuaciones diferenciales gobernantes. La resolución de dicho sistema requiere efectuar su correspondiente linealización exigiendo adoptar para el cálculo una estrategia incremental. Implica ésta subdividir el tiempo total a lo largo del cual se desarrolla el proceso (discretización temporal) en incrementos de tiempo en cada uno de los cuales se resuelve un problema no lineal como el planteado. Las derivadas temporales del problema se aproximan por medio de esquemas en diferencias finitas (Hoffman, 2001). Este tipo de aproximación presenta fundamentalmente dos estrategias o tipos de planteos, el explícito y el implícito. El primero de ellos, es condicionalmente estable, por lo cual existe un tamaño incremento de tiempo Δt crítico por encima del cual los resultados obtenidos no convergen a la solución del problema. En cambio la formulación incondicionalmente estable permite el uso de incrementos de tiempo teóricamente ilimitados en su tamaño, salvo por la validez física o el grado de precisión de los resultados obtenidos.

Las características de los esquemas de diferencias permite la adopción de diferentes maneras de plantear la discretización, hacia adelante (*forward difference*), hacia atrás (*backward difference*) o de manera centrada (*central difference*). La utilización de unas u otras discretizaciones depende principalmente del grado de error aceptado para la discretización y de la disponibilidad de puntos (instantes de tiempo) disponibles para la evaluación de las ecuaciones del problema. Los esquemas de diferencias hacia adelante o hacia atrás requieren de dos puntos contiguos de evaluación (el actual T_n

y el anterior T_{n-1} o el actual T_n y el próximo T_{n+1}) y presentan errores asociados de primer orden $O(\Delta t)$. Mientras que las diferencias centradas requieren de dos puntos discontinuos entre sí (el anterior T_{n-1} y el próximo T_{n+1}) y presentan errores asociados de segundo orden $O(\Delta t^2)$ (Ibid, 2001; Lewis and Morgan, 1996). Luego, lo explicitado se rige por el siguiente esquema [9, 10]:

Diferencias hacia adelante al tiempo inicial:

$$\partial T / \partial t = T_{n+1} - T_n / \Delta t \rightarrow O(\Delta t)$$

Diferencias centradas en el resto de los tiempos: $\partial T / \partial t = T_{n+1} - T_{n-1} / 2\Delta t \rightarrow O(\Delta t^2)$

Diferencias hacia atrás en el tiempo final: $\partial T / \partial t = T_n - T_{n-1} / \Delta t \rightarrow O(\Delta t)$

Con lo cual la ecuación de diferencias finitas resultante puede expresarse como:

$$\frac{1}{2} \left[\frac{\left(k_{i-1} + \frac{k_i}{2} \right) (T_{i-1}^{n+1} - T_i^{n+1}) - \left(k_i + \frac{k_{i+1}}{2} \right) (T_i^{n+1} - T_{i+1}^{n+1}) + \left(k_{i-1} + \frac{k_i}{2} \right) (T_{i-1}^n - T_i^n) - \left(k_i + \frac{k_{i+1}}{2} \right) (T_i^n - T_{i+1}^n)}{(\Delta x)^2} \right] +$$

$$\dot{q} = \rho_i c_i \frac{T_i^{n+1} - T_i^n}{\Delta t}$$

Donde: (i-1), (i) e (i+1) representan los puntos nodales en la dirección; (n) y (n+1) representan las condiciones a tiempo (t) y (t+Δt); Δx representa la longitud del paso y Δt el incremento del tiempo.

A su vez la generación de calor por unidad de volumen dentro del dominio de la solución (Figura 11) puede expresarse (Colak, Sonmez and Kalenderoglu, 2002) como:

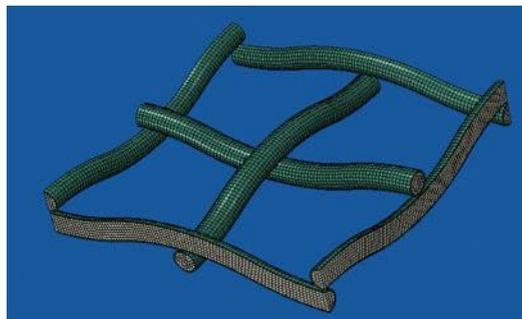


Fig. 13. Esquema región de malla modelada

$$\begin{aligned} \dot{q}_{elect} + \dot{q}_{cris} - \dot{q}_{fus} & 0 \leq x \leq x_1 \\ \dot{q}_{cris} - \dot{q}_{fus} & x_1 \leq x \leq x_2 \\ \dot{q} = 0 & x_2 \leq x \leq x_3 \end{aligned}$$

Siendo

\dot{q}_{elect} : Velocidad a la que se genera energía eléctrica por unidad de volumen.

\dot{q}_{fus} : Velocidad a la que la energía es absorbida por unidad de volumen durante la fusión de los cristales.

\dot{q}_{cris} : Velocidad a la que se libera energía por unidad de volumen durante la cristalización de la matriz termoplástica.

El efecto tanto del calor latente resultante de la cristalización como el de la fusión de cristales en la transferencia de calor resultarían ser muy pequeños en comparación con \dot{q}_{elect} y por lo tanto se los puede considerar no significativos. La energía correspondiente al calor latente es solo del orden de un pequeño porcentaje de la energía eléctrica total suministrada al elemento de calentamiento. En cambio el eléctricamente generado (\dot{q}_{elect}) se encuentra relacionado con la resistencia R del elemento de calentamiento por lo cual ésta resulta muy crítica para el proceso de soldadura.

Con el objeto de desacoplar los fenómenos térmicos de los mecánicos, se desarrolla un modelo en el cual la región de polímero en la que se encuentra embebida la malla tiene 1 mm de espesor. Si se toma en consideración que la malla que alcanza un espesor de $2d = 0,35 \text{ mm} \times 2 = 0,7 \text{ mm}$ queda completamente cubierta por el polímero (Figuras 13 y 14).

La existencia de celdas elementales que se repiten en la malla posibilita la introducción de planos de simetría que contribuyen a reducir de manera considerable el tamaño del problema a

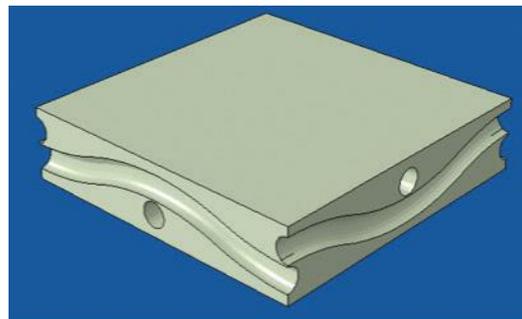


Fig. 14. Zona de malla embebida

Tabla 2. Propiedades del cobre de la malla y de la poliamida imida del aislante

Componente	Material	Cp (J/Kg ^o K)	K(W/m ^o K)	P(Kg/m ³)
Aislante	Poliamida imida	1000	30	1413
Malla	Cobre	3850	385	7940

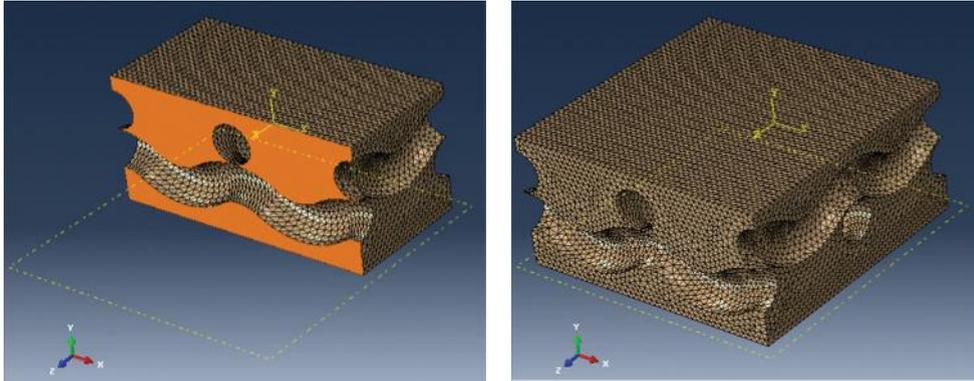


Fig. 15. Vista de la interfaz de soldadura sin malla

resolver sin degradar la calidad de la aproximación. Haciendo uso de la presencia natural de tales planos de simetría, el estudio comprende un conjunto de cuatro celdas elementales (Figura 13) circunscriptas a una región cuadrada de $(2(1,85 \text{ mm} + 0,35 \text{ mm})) = 4,4 \text{ mm}$ de lado.

Los materiales incluidos en el modelo son: el cobre de la malla calefactora, el polímero (polipropileno) y el aislante que recubre a la malla. Las propiedades físicas utilizadas en el modelo térmico son: densidad, calor específico y conductividad térmica. Las propiedades del cobre de la malla y de la poliamida imida del aislante se consideran constantes respecto de la tem-

peratura y sus valores vienen especificados en la Tabla 2.

Dado que el polipropileno de la interfaz (Figura 15) presenta propiedades que varían sensiblemente con la temperatura, las curvas de evolución de la densidad, calor específico y conductividad térmica se presentan en las siguientes figuras: (Figuras 16, 17 y 18).

Condiciones de contorno aplicadas al modelo:

- Temperatura impuesta de 20 °C sobre las caras superior e inferior de los bloques de polímero (zonas en contacto con el ambiente).

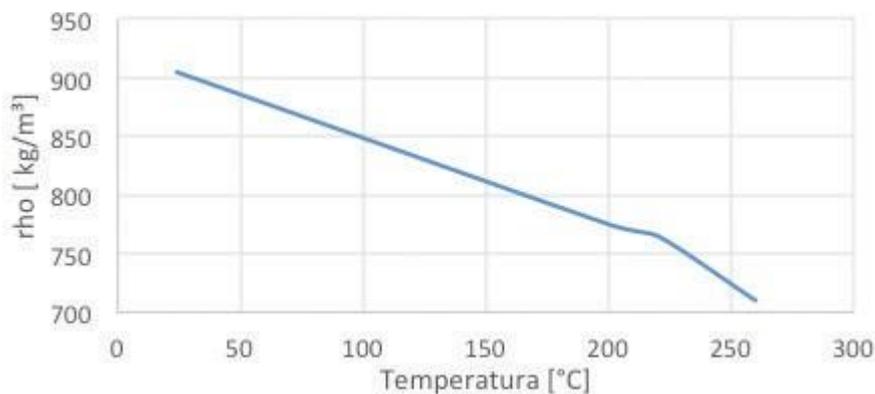


Fig. 16. Densidad del polipropileno en función de la temperatura

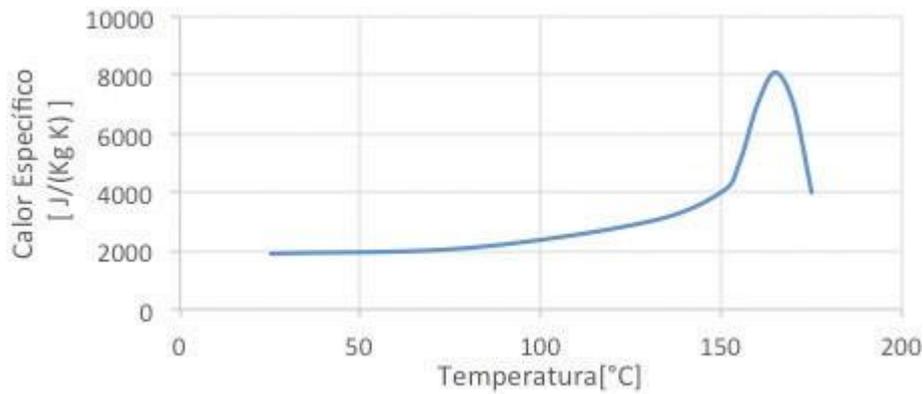


Fig. 17. Calor específico en función de la temperatura

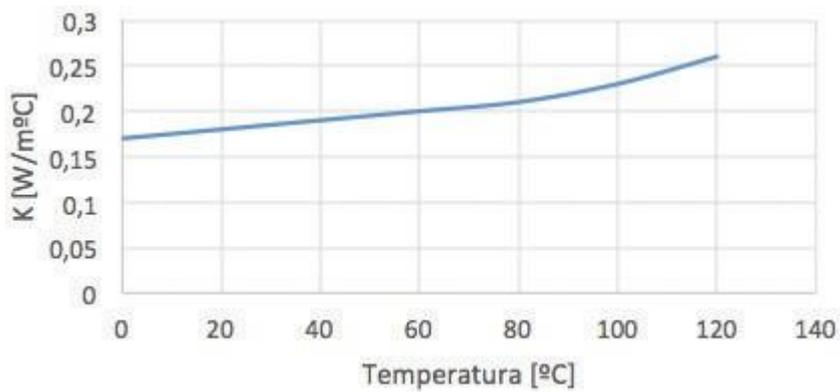


Fig. 18. Variación de conductividad térmica vs. temperatura

- Simetría en las caras coincidentes con los planos de simetría del modelo (caras que delimitan las celdas elementales analizadas).

Para llevar a cabo el análisis se aplica una carga térmica en forma de fuente de calor volumétrica en los alambres de cobre de la malla calefactora. Dicha fuente produce en el seno del material una potencia volumétrica uniforme que es equivalente a la que se genera por efecto Joule como consecuencia del pasaje de electricidad.

Para determinar el valor de dicha fuente se calcula en primer lugar la resistencia total de la malla de cobre (R_{malla}):

$$R_{malla} = \frac{\rho L}{S}$$

Donde ρ es la resistividad del cobre, L longitud total de la malla y S sección del alambre.

Se determina luego la potencia térmica total (P_{total}) que se genera en la malla por efecto Joule:

$$P_{total} = I^2 R$$

Siendo I la corriente que atraviesa el alambre.

Finalmente se calcula la potencia específica (P_{esp}) de la fuente volumétrica (potencia / unidad de volumen):

$$P_{esp} = \frac{P_{total}}{V_{malla}}$$

Donde: V_{malla} es el volumen total de cobre presente en la malla calefactora.

Luego para los cálculos se aplican los valores que se citan en la siguiente tabla.

Tabla 3. Valores utilizados para efectuar cálculos

Variable		Valor
ρ	$[\Omega/m]$	1,70E-05
L	$[mm]$	270
S	$[mm^2]$	0,07
V_{malla}	$[mm^3]$	19,1
I	$[A]$	7
R_{malla}	$[\Omega]$	0,273
P_{total}	$[W]$	13
P_{esp}	$[W/mm^3]$	0,700

La evolución del problema térmico se desarrolla bajo condición cercana a la estacionaria válida exclusivamente para el desarrollo del modelo.

Los resultados se exponen de dos maneras. En una de ellas se muestran los mapas o distribuciones instantáneos de temperaturas y en la otra se muestran curvas de evolución de la temperatura a lo largo del tiempo en determinados puntos del dominio.

En el caso de las evoluciones temporales de las temperaturas en ciertos puntos del dominio, en la Figura 19 se muestran los puntos de control donde se lleva a cabo la medición de las temperaturas. Estos se encuentran ubicados en el alambre de la malla calefactora, en el centro de la celda, en la esquina y en el centro contiguo a un alambre de una celda elemental.

En el caso de los puntos de control ubicados en el polímero, se toman valores a diferentes niveles o alturas del mismo, lo cual permite observar (Figura 20) la existencia de gradientes térmicos en tal dirección.

La distribución de temperaturas evoluciona a lo largo del tiempo, acentuándose las tendencias que se producen desde el inicio del proceso. En las Figuras 21, 22, 23 y 24 pueden observarse las distribuciones de temperaturas en planos cortados a diferentes niveles verificándose que las temperaturas en el PP son menores en el centro de las celdas, en las zonas más lejanas a los alambres de la malla. Las temperaturas más bajas se obtienen en los planos superior e inferior ($h=1,0$ mm y $h=0,0$ mm), mientras que tienden a ser más uniformes en los planos intermedios ($h=0,75$ mm y $h=0,25$ mm).

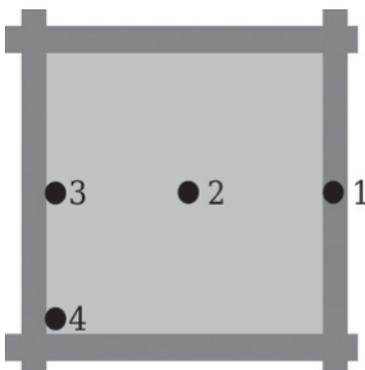


Fig. 19. Puntos de control donde se mide la temperatura

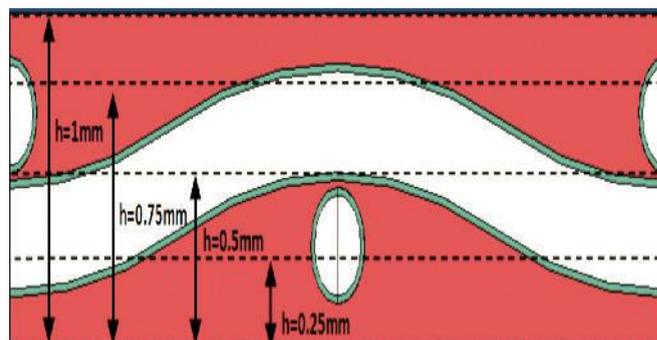


Fig. 20. Puntos de control a diferentes alturas de la región embebida

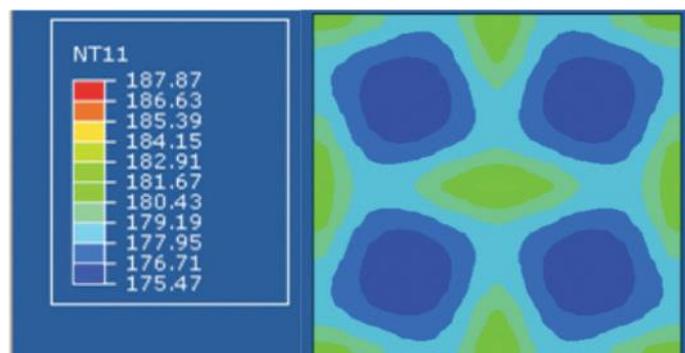


Fig. 21. Corte transversal $h= 1,0$ mm

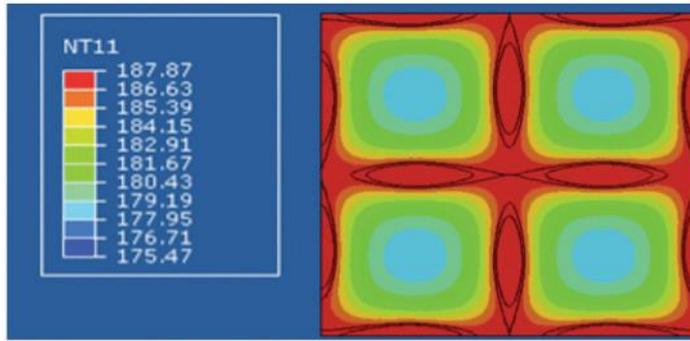


Fig. 22. Corte transversal h= 0,75 mm

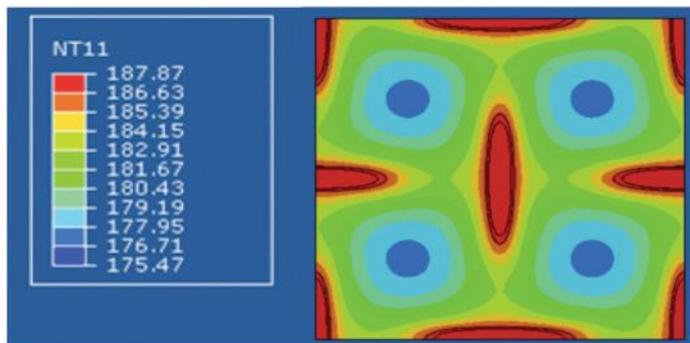


Fig. 23. Corte transversal h= 0,25 mm

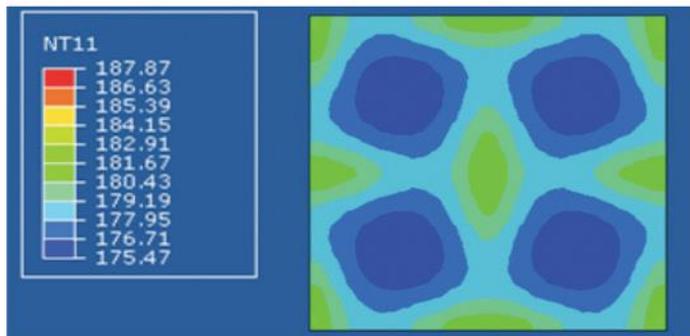


Fig. 24. Corte transversal h= 0,0 mm

A continuación presentan los cortes transversales a diferentes niveles de la región embebida en el tiempo final, desde el plano medio de la malla hacia abajo: $h=1,0$ mm, $h=0,75$ mm, $h=0,25$ mm, $h=0,0$ mm:

Se verifica la simetría en cada una de las celdas elementales, por lo que para el caso plano, el estudio de una celda elemental es

representativo de la mayor parte de este arreglo geométrico.

De manera complementaria, en la Figura 25 se observan las superficies de isotemperaturas a las cuales llega el sistema verificándose que las mayores temperaturas se ubican alrededor de los alambres de la malla, en particular en los puntos de encuentro entre los alambres de la malla (esquinas de las celdas elementales).

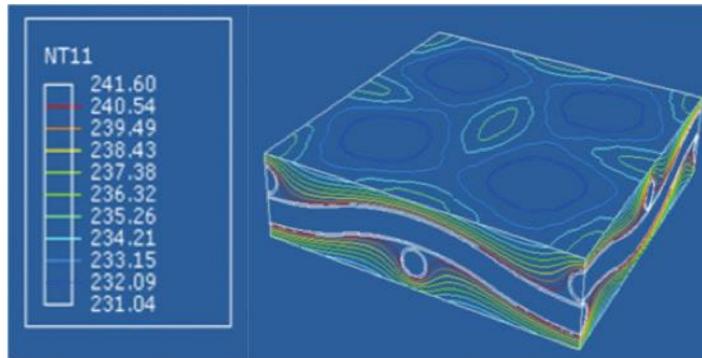


Fig. 25. Superficies de isotemperaturas en la zona de interés en el tiempo final

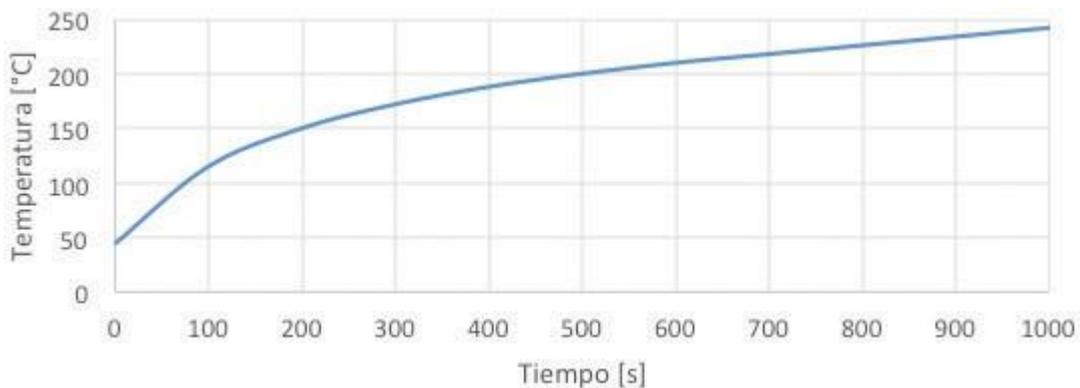


Fig. 26. Evolución de la temperatura en el interior del alambre de la malla

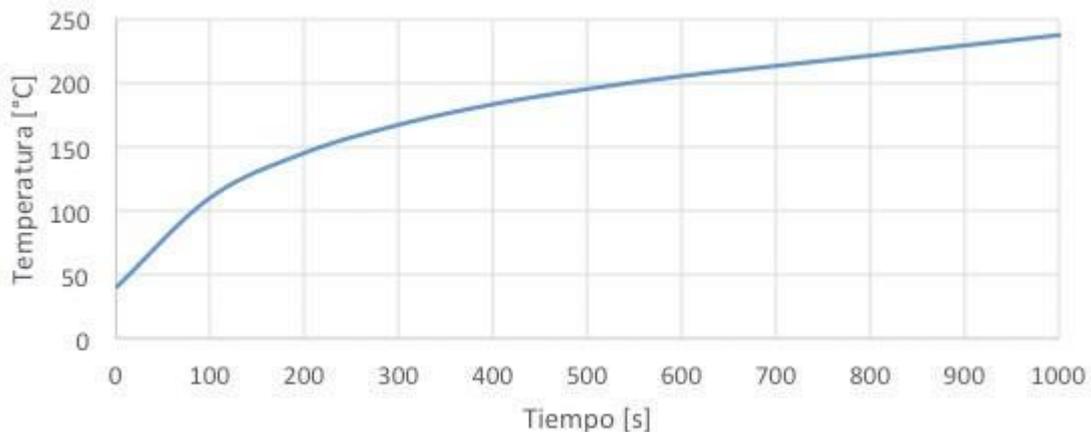


Fig. 27. Evolución de la temperatura sobre la superficie del aislante

Las evoluciones de las temperaturas en el alambre de la malla y sobre la superficie del aislante se muestran en las Figuras 26 y 27. En ellas se observa el proceso transitorio de calentamiento de ambos materiales. Para los casos analizados, la máxima diferencia de temperaturas entre el alambre de cobre y la superficie del aislante llega a ser de aproximadamente 1 °C, lo cual se debe fundamentalmente a su reducido espesor.

Las evoluciones de las temperaturas en los diferentes puntos de control en el polímero se

muestran en las Figuras 28, 29 y 30.

En el caso de los puntos de control ubicados en el centro y en la esquina de la celda, se tomaron cuatro puntos de medición a diferentes niveles de la celda: 1 mm; 0,75 mm; 0,25 mm y 0,0 mm con respecto al plano de la base, ver la Figura 20. Para el punto de control correspondiente al centro de la celda elemental se tomaron tres puntos a diferentes niveles: 1 mm, 0,5 mm y 0,0 mm.

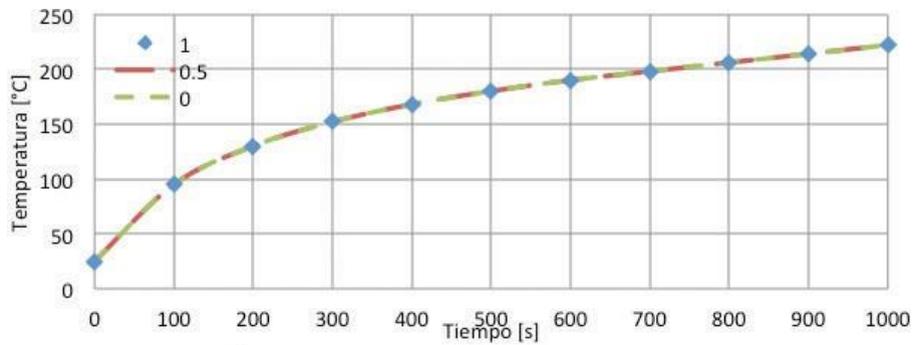


Fig. 28. Evolución de la temperatura en el centro de la celda elemental

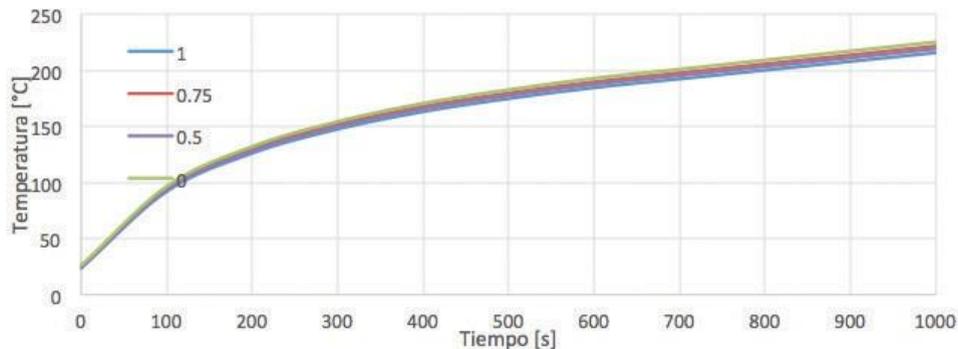


Fig. 29. Evolución de la temperatura en la esquina de la celda elemental

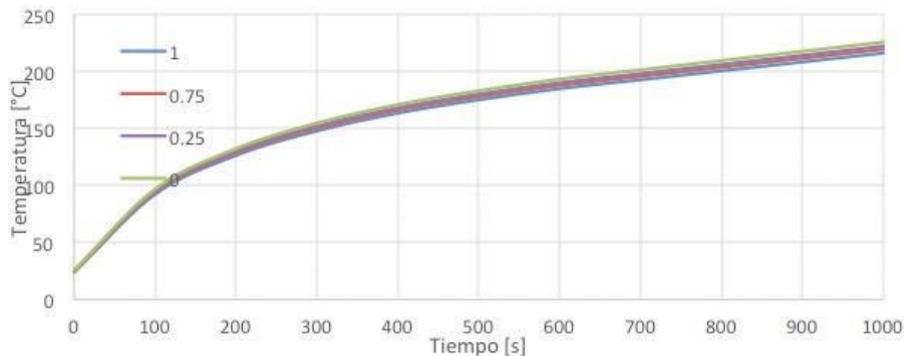


Fig. 30. Evolución de la temperatura en el centro contiguo a un alambre de la celda elemental

En todos los casos, las curvas de temperaturas correspondientes a cada punto de control en los diferentes niveles medidos, evolucionan paralelas entre sí.

Sin embargo, se producen entre ellas diferentes alejamientos o ΔT que llevan a ser de 2 °C, 6 °C, y de 4 °C en el centro, en la esquina y en el centro del lado de la celda elemental respectivamente.

Dichas diferencias se deben al propio fenómeno de conducción de calor en el material y a

las diversas resistencias térmicas presentes en el mismo.

Para la fase experimental se fabricaron dos probetas de polipropileno macizo grado comercial de 40 mm X 40 mm X 40 mm (Figura 31) colocándose termocuplas de acuerdo al esquema de la Figura 20. A partir de la aplicación de potencia a la malla ubicada en la interfaz a soldar se registra el perfil de temperaturas de la malla calefactora y del polímero según las distintas ubicaciones de las termocuplas.



Fig. 31. Ensayo de medición perfil de temperaturas de malla y polímero

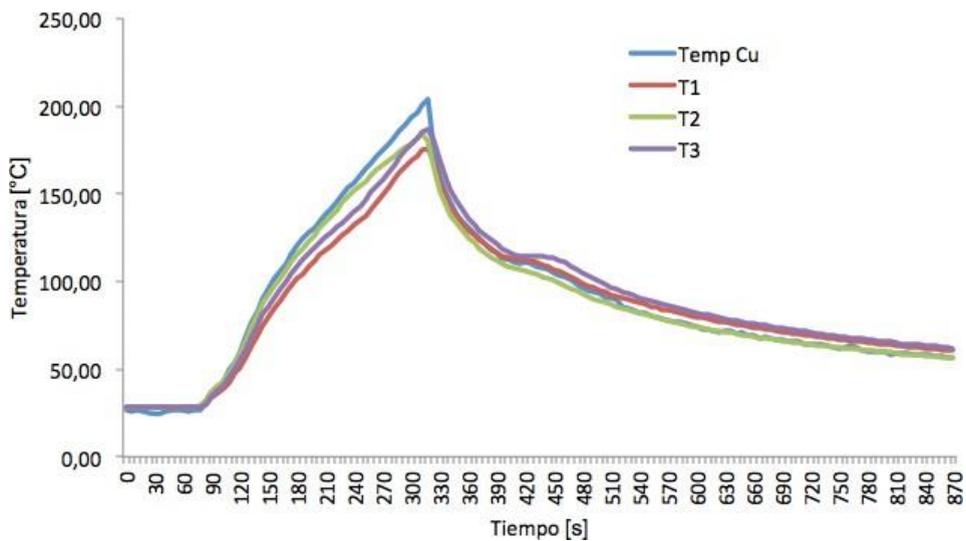


Fig. 32. Temperaturas de malla y termocuplas insertadas en una celda unitaria vs. tiempo obtenidas experimentalmente

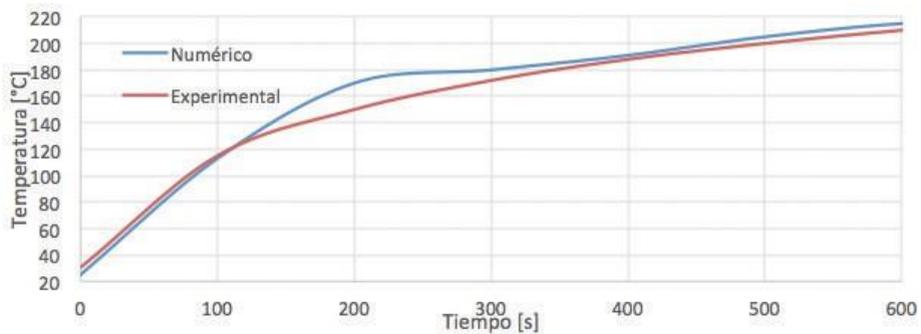


Fig. 33. Evolución de la temperatura en el alambre de la malla numérico y experimental

Con el objeto de validar los resultados obtenidos, en la Figura 32 se presentan las curvas de evolución de la temperatura en el alambre de la malla y polímero de acuerdo a las distintas posiciones de las termocupas obtenidas a través de la medición experimental.

Unificando ambos criterios –simulación numérica y medición experimental– y con el objeto de validar los resultados obtenidos se presentan en la Figura 33 las curvas de evolución de la temperatura en función del tiempo para cada una de las metodologías utilizadas.

A partir de los resultados obtenidos se puede verificar entonces la validez de las hipótesis de simetría asumidas, reproduciendo convenientemente la evolución de la temperatura en el interior del alambre de cobre de la malla. Las pequeñas diferencias observadas se atribuyen a las no linealidades presentes en la resistividad del material, las cuales se trasladan directamente a la fuente volumétrica. De ello se concluye que los valores asignados a la fuente volumétrica de calor, como así también los correspondientes a las propiedades de los materiales (alambre y aislante), se encuentran dentro del orden de sus valores reales.

Resistencia del elemento de calentamiento

- Medición de la resistencia

La malla como elemento de aporte de calor desde el punto de vista eléctrico, y como se ha mencionado, es una resistencia. Los materiales conductores en general y en particular en este caso el cobre, a temperaturas relati-

vamente bajas presentan una variación lineal predecible entre la temperatura y la resistencia. El aumento de la resistividad de los conductores con la temperatura puede deberse a la creciente probabilidad de choques entre portadores de carga y iones metálicos al aumentar la vibración térmica de estos últimos cuando se eleva la temperatura.

A los efectos de contar con una absoluta seguridad de los valores de las temperaturas desarrolladas durante la soldadura, se efectúa el ensayo de verificación de la resistividad del cobre dentro del intervalo de uso en las condiciones reales. Para tal fin se utiliza un crisol con estaño fundido permitiendo llegar a los 300 °C siendo ésta la temperatura máxima aceptada por el recubrimiento de los hilos de cobre (Figura 34 y 35).

De bibliografía para el cobre surge la relación entre resistividad (resistencia) y temperatura: en un intervalo de temperaturas no demasiado grande, la resistividad de un metal puede representarse aproximadamente por la ecuación: $\rho = \rho_0 [1 + \alpha(T - T_0)]$ donde ρ_0 es la resistividad de una temperatura de referencia T_0 y ρ la resistividad a la temperatura T . El factor α se denomina coeficiente de temperatura de resistividad. Como la resistencia R de cualquier material es proporcional a su resistividad, la cual varía con la temperatura, también la resistencia variará con ella para similares intervalos de temperaturas pudiéndose representar aproximadamente por una relación lineal análoga a la ecuación:

$$R(T) = R_0 [1 + \alpha(T - T_0)]$$



Fig. 34 y 35. Ensayo de verificación de resistividad del cobre

El coeficiente α para el cobre toma el valor: 0,00393

Tabulados los valores obtenidos experimentalmente resulta la Tabla 5:

Donde $R_M [\Omega]$ representa la resistencia medida.

La curva presentada a continuación muestra la divergencia entre la temperatura real y la calculada con la fórmula enunciada. La temperatura

medida corresponde a una termocupla sumergida en la masa líquida y la curva RC1 (Resistencia Calculada 1) corresponde a la fórmula general (Figura 36).

Se verifica una divergencia a partir de los 150 °C. Si bien a primera vista pareciera no muy importante, esto genera un error en la determinación de la temperatura de hasta 25 °C. Para salvar este inconveniente se modifica ligeramente la constante obteniéndose la columna

Tabla 5. Extracto de valores de temperatura y resistencias medidas y calculadas

[°C]	R M [Ω]	RC1[Ω]	RC2[Ω]	T [°C]	R M [Ω]	RC1[Ω]	RC2[Ω]
300,8	0,6848	0,6524	0,6795	244,0	0,6084	0,5859	0,6079
300,6	0,6832	0,6522	0,6793	242,6	0,6073	0,5843	0,6061
300,2	0,6827	0,6517	0,6787	241,5	0,6052	0,5830	0,6047
299,5	0,6812	0,6509	0,6779	240,5	0,6042	0,5818	0,6035
298,9	0,6812	0,6502	0,6771	239,1	0,6031	0,5802	0,6017
298,1	0,6796	0,6493	0,6761	238,0	0,6021	0,5789	0,6003
297,4	0,6785	0,6484	0,6752	236,7	0,6005	0,5774	0,5987
296,3	0,6780	0,6471	0,6738	235,7	0,5984	0,5762	0,5974
295,5	0,6764	0,6462	0,6728	234,3	0,5969	0,5746	0,5957
294,6	0,6754	0,6452	0,6717	233,3	0,5958	0,5734	0,5944
293,4	0,6754	0,6437	0,6702	232,3	0,5942	0,5722	0,5931
292,4	0,6738	0,6426	0,6689	230,9	0,5927	0,5706	0,5914
291,1	0,6723	0,6411	0,6673	230,0	0,5911	0,5695	0,5902
.....							
82,9	0,4000	0,3973	0,4048	38,3	0,3466	0,3451	0,3485
82,7	0,4005	0,3970	0,4045	37,9	0,3455	0,3446	0,3480
82,4	0,4000	0,3967	0,4041	37,5	0,3445	0,3441	0,3475
82,1	0,3995	0,3963	0,4037	37,3	0,3440	0,3439	0,3473
81,9	0,3989	0,3961	0,4035	37,1	0,3434	0,3437	0,3470
81,6	0,3995	0,3958	0,4031	36,8	0,3434	0,3433	0,3466
81,4	0,3995	0,3955	0,4029	36,7	0,3429	0,3432	0,3465
81,2	0,3989	0,3953	0,4026	36,0	0,3424	0,3424	0,3456
81,0	0,3989	0,3951	0,4024	35,3	0,3413	0,3416	0,3447
80,8	0,3979	0,3948	0,4021	34,5	0,3408	0,3406	0,3437
80,6	0,3979	0,3946	0,4019	33,9	0,3392	0,3399	0,3430
80,3	0,3974	0,3942	0,4015	33,6	0,3392	0,3396	0,3426
80,1	0,3974	0,3940	0,4012	33,3	0,3387	0,3392	0,3422
79,9	0,3953	0,3938	0,4010	33,1	0,3382	0,3390	0,3420
79,6	0,3947	0,3934	0,4006	32,9	0,3382	0,3387	0,3417
79,4	0,3953	0,3932	0,4003	32,6	0,3377	0,3384	0,3413
79,1	0,3947	0,3928	0,4000	32,4	0,3377	0,3382	0,3411
.....							

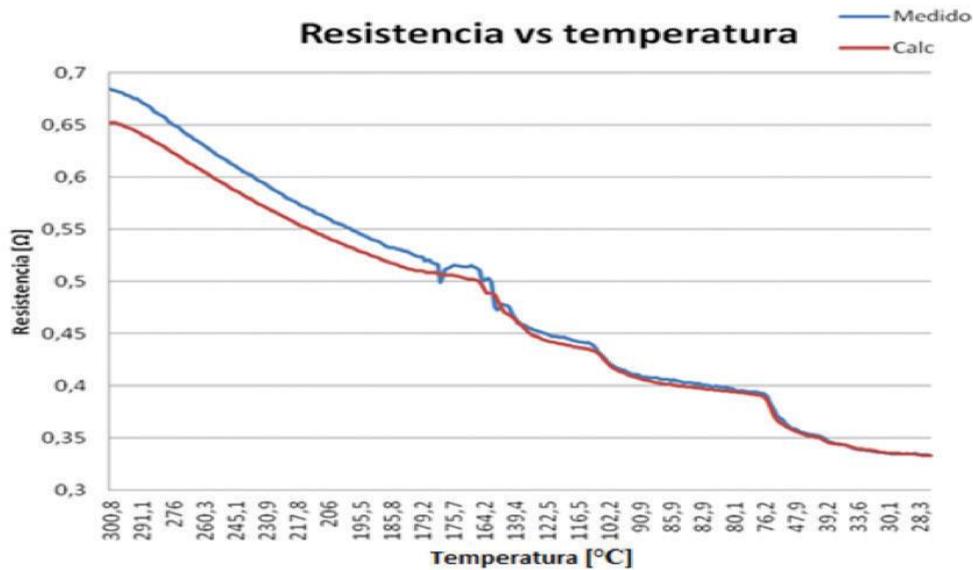


Fig. 36. Resistencia medida y calculada inicialmente vs temperatura

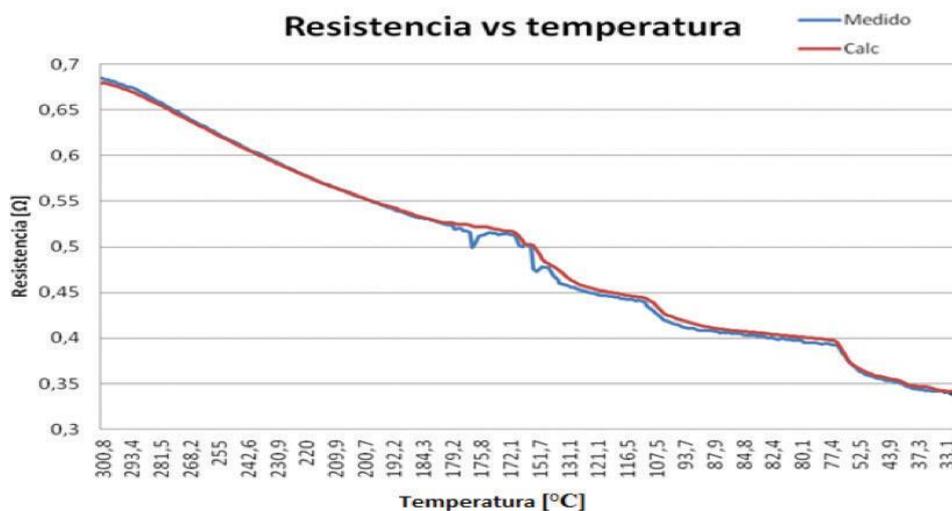


Fig. 37. Resistencia medida y recalculada vs. temperatura

RC2 (Resistencia Calculada 2). Con lo cual α modificado toma el valor de 0,0042 obteniéndose la siguiente Figura 37.

Luego, y a partir de la caracterización de las variables macro que intervienen en la etapa de calentamiento, resulta factible plantear el diagrama en bloques característico del equipo de medición y control automáticos para efectuar los ensayos de soldadura (Figura 38).

Siendo:

1. Referencia de temperatura en función del

tiempo.

2. Bloque de control PID.

3. Trasmisión de calor del metal al PP por medio de la malla resistiva.

4. Realimentación por sensores de resistividad a temperatura.

Eficiencia global de calentamiento

Finalmente, si bien la temperatura en la interfaz de soldadura se controla indirectamente a través de la resistencia del elemento de calentamiento, se encuentra muy poca información en la bibliografía específica con respecto a la relación intrín-

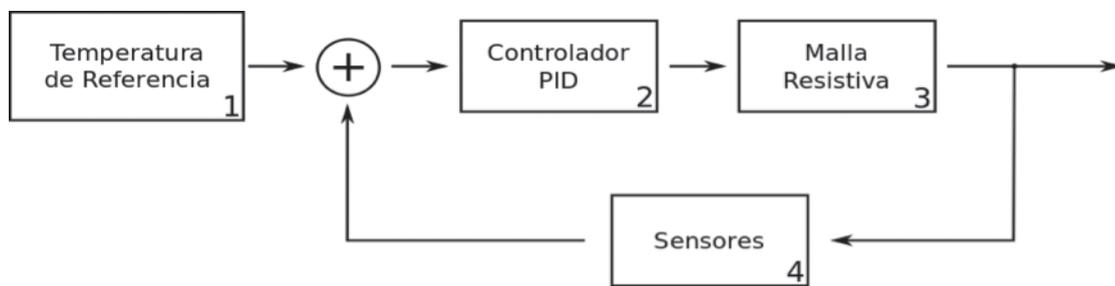


Fig. 40. Diagrama en bloques de los sistemas de medición y control

situaciones críticas: cuando las temperaturas y las velocidades de calentamiento son elevadas.

Una cuestión aparece bien clara y no resiste objeciones. Cuando una malla de cobre se incorpora a un crisol con estaño fundido a 300 °C y se efectúan las mediciones correspondientes se llega a una expresión lineal tal como se verifica en los párrafos mencionados previamente.

Sin embargo, cuando se efectúan mediciones de la resistencia de una malla metálica durante el proceso de soldadura de materiales poliméricos *in situ* muestran un inesperado comportamiento no lineal; *ergo* la resistencia como la temperatura deberían ser necesariamente medidas mediante un proceso de soldadura real. Efectuada esta experiencia los valores medidos han demostrado comportamiento prácticamente lineal de la resistencia de la malla recién en el segundo y tercer ciclos de soldadura. Las curvas del primer ciclo de calentamiento resultaban claramente no lineales presentando una meseta inicial en la resistencia para luego adoptar la misma tendencia casi lineal como ocurre con el segundo y tercer ciclos. Esta convergencia solo ocurría más allá de la temperatura de fusión (T_m) del polímero en estudio.

El análisis de los datos obtenidos de resistencia y temperatura indicarían que tal comportamiento anómalo estaría directamente relacionado con la resistencia de la propia malla (Labrandero, Villegas and Castelló, 2009) en un escenario de transferencia de calor que se va modificando alrededor de la misma durante el proceso de soldadura.

En una soldadura clásica consistente en un elemento de calentamiento y capas poliméricas adyacentes, una gran parte de la superficie total de los alambres de metal está inicialmente en

contacto con el aire. Cuando la corriente circula a través de la malla, ésta se calienta rápidamente y su resistencia tenderá a seguir una evolución no lineal similar a la mostrada en la Figuras 39 y 40. A medida que el proceso progresa y la rigidez de la resina comienza a disminuir se conformará mejor a los alambres de la malla. Luego la transferencia de calor de la malla a la resina circundante aumentará como resultado del mejor contacto entre ellos reduciendo significativamente la velocidad de calentamiento.

Dos efectos contrapuestos entonces influirán en la resistencia transitoria de la malla: por un lado, la tendencia a aumentar con el aumento de la temperatura y por el otro, la tendencia a acercarse a un sistema cuasi-isotérmico debido a una disminución de la velocidad de calentamiento.

A la temperatura óptima de la soldadura el flujo de resina habrá expulsado eventualmente todo el aire de la interfaz cuyo resultado termina siendo un elemento de calentamiento completamente embebido.

En consecuencia los valores de resistencia obtenidos en el primer calentamiento en experiencias *in situ* (soldadura de polímeros semicristalinos) resultaban ser más altos que los obtenidos en los ensayos isotérmicos para toda la gama de temperaturas obteniéndose a su vez que el coeficiente de temperatura para las mismas condiciones era, por otra parte, alrededor de un 25 % más bajo que el coeficiente de temperatura para el ensayo isotérmico. A su vez los segundos y terceros ciclos de calentamiento coincidían razonablemente con los valores obtenidos en los ensayos isotérmicos.

Cuando se mencionan los ensayos isotérmicos refieren a ensayos efectuados de manera similar

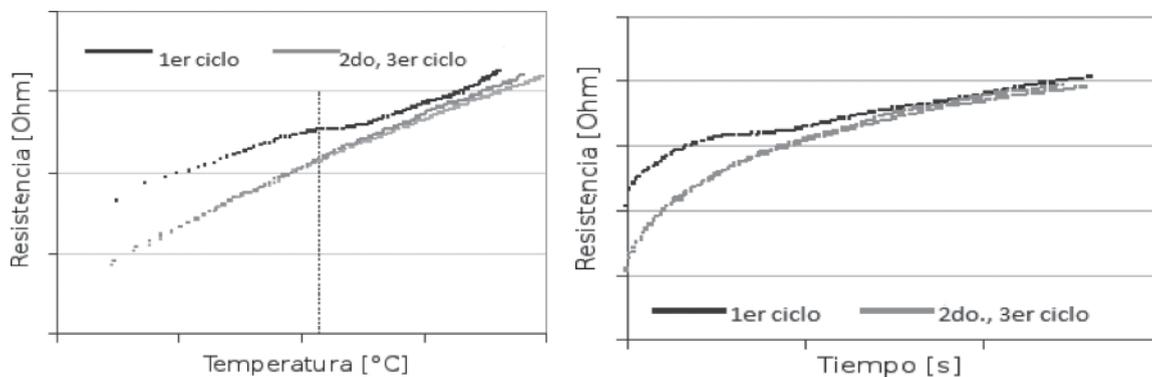


Fig. 39. y 40. Resistencia vs. Temperatura y tiempo para distintos ciclos de calentamiento (Labradero, Villegas and Castelló, 2009)

a la que se hizo en este trabajo utilizando al estaño como medio para la medición de temperatura versus resistencia.

Resulta entendible entonces que, con el objetivo de poder utilizar las mediciones de resistencia eléctrica como método indirecto para monitorizar la temperatura de la interfaz y controlar de manera efectiva el proceso de soldadura, resultaba imperioso:

- hallar una respuesta sólida a la necesidad de reducir la no linealidad en las curvas y
- comprobar además, si una aproximación lineal de la relación entre ambas variables daría lugar a resultados aceptables en un proceso de soldadura llevado a cabo con una realimentación de los valores de las medidas de resistencia eléctrica del elemento resistivo.

La solución a esta evidente problemática se considera en la tercera entrega asociada exclusivamente a la fase experimental.

2. Etapa de consolidación

A partir de conceptos basados en fenómenos transitorios y no isotérmicos se define la con-

solidación en función de dos procesos que consisten en:

- el íntimo contacto
- la autohesión

Contacto íntimo

La primera cuestión lógica se asocia con la evolución del contacto íntimo de las superficies a unir para posibilitar un buen mojado y flujo de polímero a partir de la relación entre el área de contacto con el área de la superficie total. Dara P.H. y Loos A.C. en su trabajo de 1985 propusieron por primera vez un modelo de contacto íntimo suponiendo a la superficie de contacto unidireccional como una sucesión de elementos rectangulares. Otros equipos han trabajado en la demostración de la inexistencia de grandes diferencias en los resultados globales del proceso si no se tiene en cuenta la influencia de la rugosidad asociada a las interfaces en contacto (Ageorges and Ye, 1998 pp.899–909 y pp. 911–919, y Ageorges and Ye, 2000). Basan su afirmación en el siguiente razonamiento: una vez que las superficies se ponen en contacto íntimo todas las barreras físicas existentes entre ellas desaparecen y las moléculas son libres de moverse a través de la interfaz en el llamado proceso de

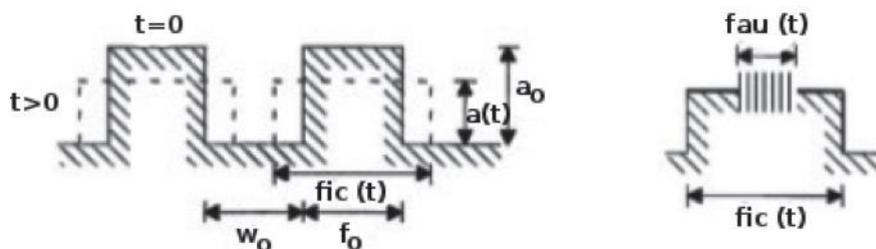


Fig. 41. Esquema parámetros geométricos para el tratamiento de la rugosidad. (Ageorges and Ye. 1998 pp. 899–909 y pp. 911–919 y Ageorges and Ye, 2000)

autohesión, el cual avanza a un ritmo mucho más rápido que el de contacto íntimo. El esquema que se ha considerado para el análisis es el siguiente, Figura 41.

Considerando que: ic = contacto íntimo; au = autohesión

$$D_{ic}(t) = \frac{f_{ic}(t)}{f_0 + \omega_0}$$

$$D_{ic}(t) = \frac{1}{1 + \frac{\omega_0}{f_0}} \left[1 + 5 \left(1 + \frac{\omega_0}{f_0} \right) \left(\frac{a_0}{f_0} \right)^2 \int_0^{t_p} \frac{P(t)}{\eta(T(t))} dt \right]^{\frac{1}{4}}$$

Donde los parámetros geométricos que se obtienen de la Figura 41 resultan ser:

D_{ic} : grado de íntimo contacto
 f_{ic} : superficie de contacto en el tiempo t
 f_{au} : región donde se produce autohesión
 t_p : tiempo durante el cual la presión $P(t)$ es aplicada
 $\eta(T(t))$: viscosidad del polímero

El tiempo para alcanzar el máximo contacto (que equivale a $D_{ic} = 1$) puede ser expresado del siguiente modo:

$$t_{ic}(T) = \frac{\eta(T)}{5P} \left(\frac{f_0 + \omega_0}{f_0} \right)^{-1} \left(\frac{a_0}{f_0} \right)^{-2} \left[\left(\frac{f_0 + \omega_0}{f_0} \right)^5 - 1 \right]$$

Pudiendo notar cómo se refleja la influencia de la temperatura en la viscosidad y en los mecanismos de contacto. El tiempo en cambio tiene que ver básicamente con las masas moleculares de los polímeros: a masas moleculares más bajas tiempos también menores.

Luego una vez establecido el contacto entre las dos superficies adherentes compatibles, la fuerza de enlace quedará determinada principalmente por la interdifusión de las cadenas poliméricas a través de la interfaz.

El modelo de autohesión

La autohesión se describe como la interdifusión de las cadenas de los polímeros a través de la interfaz de dos piezas termoplásticas puestas en contacto por encima de la temperatura de transición vítrea del material de la matriz. De acuerdo al modelo de Wool and O'Connor (1998) se puede describir al proceso a partir de las siguientes

ecuaciones y considerando que el concepto de grado de autohesión fue en realidad introducido para monitorear el desarrollo de la difusión molecular a través de:

$$D_{au} = \frac{\sigma}{\sigma_\infty} = \left(\frac{t}{t_r} \right)^{\frac{1}{4}}$$

Donde:

D_{au} : es el grado de autohesión a la fuerza aplicada en la línea de soldadura a cualquier tiempo ($t < t_r$), siendo σ_∞ la fuerza máxima aplicable y t_r el tiempo de reptación.

A su vez para $t < t_r$

$$\frac{\sigma}{\sigma_\infty} = \sqrt[4]{\frac{t}{M^3}}$$

Siendo σ la resistencia mecánica en el tiempo t , σ_∞ la resistencia mecánica para un tiempo infinito t_∞ y M la masa molecular.

t_r : es el tiempo de reptación el cual se relaciona con la temperatura a través de Arrhenius:

$$t_r = B_r e^{\frac{A_r}{T}}$$

A_r y B_r : son parámetros determinados experimentalmente.

Luego el curado es una consecuencia de la difusión de las cadenas moleculares a través de la interfaz. Se inicia cuando se logra el contacto íntimo y finaliza cuando hubiese transcurrido el tiempo de reptación. Como se indica en la Figura 41 el grado de autohesión, que está al alcance de la cadena de interdifusión entre dos adherentes del mismo polímero, puede ser descrito mediante:

$$D_{au}(t) = \frac{f_{au}(t)}{f_{ic}(t)}$$

Por su parte la fuerza de unión generada por los mecanismos de autohesión pueden ser referidos a los tiempos de adhesión y reptación mediante la siguiente ecuación:

$$D_{au}(t) = \sqrt{\frac{t}{\tau_r}}$$

Donde: τ_r es el tiempo característico para obtener la máxima fuerza de adhesión y es con frecuen-

cia el tiempo de "reptación" del polímero. Los tiempos teóricos τ_r requeridos para la totalidad del proceso vienen de la teoría de "reptación" de cadenas poliméricas y puede ser expresado mediante:

$$\tau_c = \frac{\left(\frac{\pi^2}{4}\right) \tau_v}{\left[1 - 1,47 \sqrt{\frac{4 Me}{5 M}}\right]^2}$$

τ_c : es de hecho el tiempo para que una cadena pierda por completo su configuración inicial.

τ_v : es el tiempo de relajación viscoelástica el cual puede ser determinado experimentalmente por viscosimetría.

M: es la masa molecular

Me: la masa molecular media entre dos cadenas implicadas.

Luego, tan pronto como las dos superficies previamente calentadas entran en contacto, los mecanismos de interdifusión comienzan a desarrollarse dando lugar a:

- la existencia de un contacto íntimo (líquido - líquido) expulsando por medio del flujo de resina el aire atrapado en la interfaz de la unión

- la difusión a nivel molecular que da lugar al entremezclado de las cadenas poliméricas de ambos sustratos a través de la superficie de soldado completando sucesivas etapas: contacto inicial, difusión parcial y difusión completa tal como se representa en la Figura 42.

Lo cual puede ser representado a su vez como se indica en la Figura 43.

a) Inicialmente coexisten dos interfaces distintas.
b) La segunda etapa es de contacto íntimo entre las dos superficies.

c) Las barreras potenciales asociadas con la falta de homogeneidad de la interfaz han desaparecido y las cadenas moleculares son libres de moverse a través de la interfaz en un proceso de interdifusión basado en la teoría de reptación donde una cadena de polímero se limita a un tubo que tiene una forma similar a la configuración azar-tubo de la cadena.

Grado de adhesión

El grado de adhesión D_b es usado para indicar que el contacto y la autohesión están asociados y a su vez puede ser descrito por la evolución de sus grados de avance.

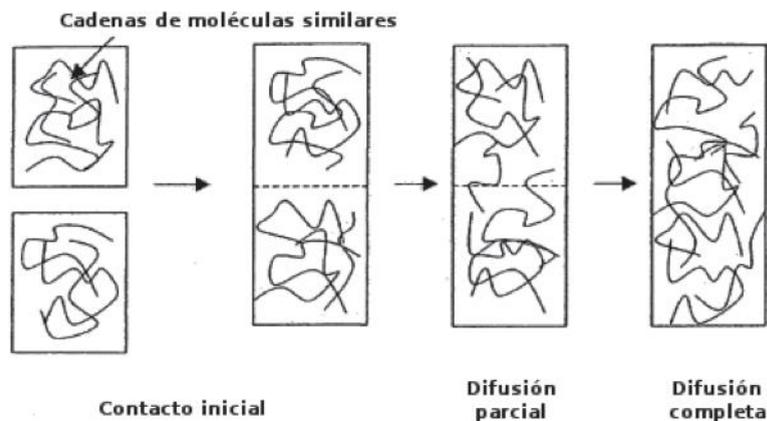


Fig. 42. Esquema de etapas del proceso de autohesión

(Ageorges, Ye and Hou, 2006)

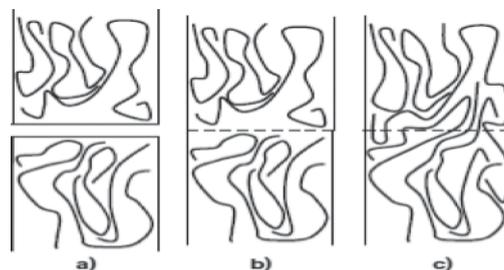


Fig. 43. Esquema de autohesión de una interfaz polimérica

(Wool and O'Connor, 1998)

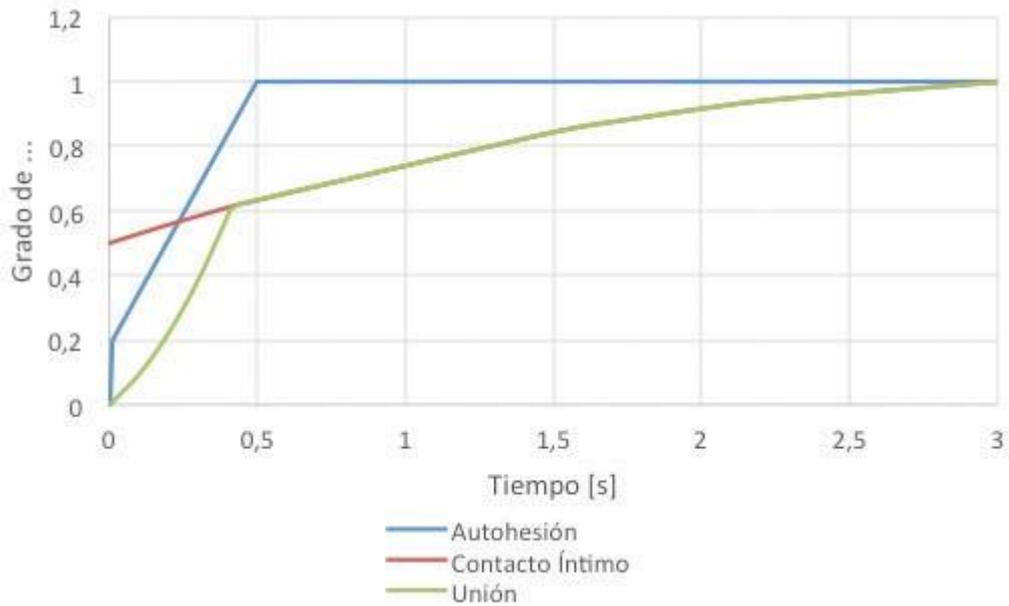


Fig. 44. Grados de progresión para el contacto y autohesión
(Ageorges and Ye,1998 , pp. 911-919)

$$D_b(t) = \frac{f_{au}(t)}{\omega_0 + f_0} = D_{ic}(t) \cdot D_{au}(t)$$

En el esquema (Figura 44) podemos ver los grados de progresión para el contacto y autohesión (es decir la adhesión) de un polímero dado a una T dada y bajo una determinada presión de consolidación.

Ahora bien, la variación de un solo parámetro de adhesión influye en varios mecanismos. Así la temperatura de adhesión modifica la viscosidad del polímero y la cinética de interdifusión de la cadena y en consecuencia la cinética de contacto y los mecanismos de autohesión respectivamente.

Cuando la rugosidad superficial es pronunciada o la viscosidad muy alta, el tiempo de autohesión se vuelve insignificante comparado con el tiempo requerido para establecer el contacto. A su vez, cuando se aplican altas presiones, el contacto es rápido y el tiempo de autohesión podría empezar a ser insignificante especialmente si la temperatura no es lo suficientemente alta. Con lo cual la temperatura, densidad de potencia y la presión de diseño son las variables que van a terminar determinando la ventana óptima de procesamiento. Una vez

conseguida la misma, comienzan a tomar preponderancia ya otros fenómenos como la superficie de degradación y la difusión de aditivos pudiendo a su vez llegar a modificar la cinética de los procesos de adhesión descritos.

Etapa de enfriamiento – recristalización

Durante la etapa de enfriamiento tiene lugar la resolidificación del polímero resultando importante mantener la presión de consolidación al menos hasta que la matriz haya adquirido suficiente resistencia y rigidez. Adquiere especial interés en estructuras semicristalinas porque en el curso de la misma tiene lugar una recristalización que les permite obtener su estructura final, proceso que depende fuertemente de la velocidad de enfriamiento de tal forma que a enfriamientos lentos le corresponden grados de cristalinidad elevados y a enfriamientos rápidos, grados bajos o inexistentes.

Se debe considerar además que en los termoplásticos semicristalinos la cristalinidad tiene íntima y estrecha vinculación con las propiedades mecánicas, de fractura y es la principal responsable de proporcionarles resistencia ambiental. La microestructura, en cuanto al tipo, forma y tamaño de las estructuras cristalinas se encuentra definida por las condiciones aso-

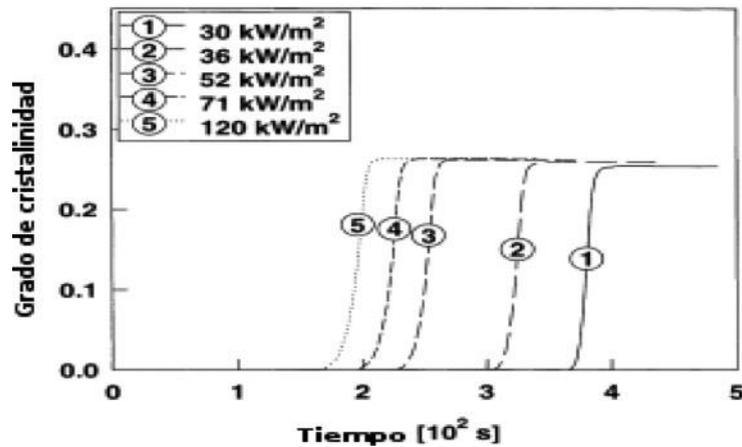


Fig. 47. Gráfica de cristalización según modelo de Ozawa
(Ageorges and Ye,1998, pp.921-932)

ciadas al procesamiento, por lo cual adoptando los criterios correspondientes, se puede actuar en forma previsible para la obtención de las propiedades requeridas.

Diferentes modelos han sido desarrollados para la evaluación del nivel de cristalinidad en polímeros termoplásticos semicristalinos, basándose en los principios de nucleación y crecimiento. Los más utilizados describen el proceso a través de una relación unívoca entre la cinética de cristalización y la cinética de fusión para simular la evolución de la cristalinidad en la interfaz de soldadura a través de todo su desarrollo. Se ha logrado demostrar una drástica caída en la cristalinidad de la interfaz a niveles bajos de potencia debido principalmente al hecho de que a esos valores los cristales existentes en el polímero no llegan a fundirse completamente y los núcleos restantes restringen el alcance de la nucleación que ocurre en el enfriamiento.

Evaluados los calores latentes debidos a la cristalización y a la fusión se llega a la conclusión que son muy pequeños y prácticamente pueden ser despreciados. Este hecho puede atribuirse a que una muy pequeña porción de material es sometida a una fase de transformación.

Para materiales compuestos los estudios en general refieren que a potencias normales (30 a 120 kW/m²) los tiempos de enfriamiento han sido lo suficientemente bajos como para obte-

ner altos valores de cristalinidad finales pudiendo proporcionar un comportamiento mecánico - ambiental absolutamente apto del material luego de la fusión.

Si se grafican los resultados de la cristalinidad como una función del tiempo para una gama de niveles de potencia se obtiene la Figura 45.

En el eje de tiempo las curvas se trazan hasta que el proceso termina cuando la temperatura en cada punto de la interfaz de soldadura se ha enfriado por debajo de la temperatura de transición vítrea definiendo por lo tanto el tiempo de procesamiento total, t_p .

Todo el proceso de soldadura por resistencia se ilustra en la siguiente Figura 46 donde el tiempo necesario para la fusión, el tiempo de unión y el tiempo total de procesamiento se grafican vs. el nivel de potencia.

- en la Región 1, delimitado por la curva del tiempo de fusión, se produce la fusión dando inicio al proceso de consolidación,
- en la Región 2, delimitada por el tiempo de unión, es aquel en que la fuente queda apagada y la consolidación resulta completada y
- en la Región 3, el enfriamiento se lleva a cabo a T_c , determinando el nivel de cristalinidad final en la junta, dando por finalizado el proceso en el tiempo total.

Se aprecia asimismo que tanto el tiempo de fusión como el de vinculación son significativamente

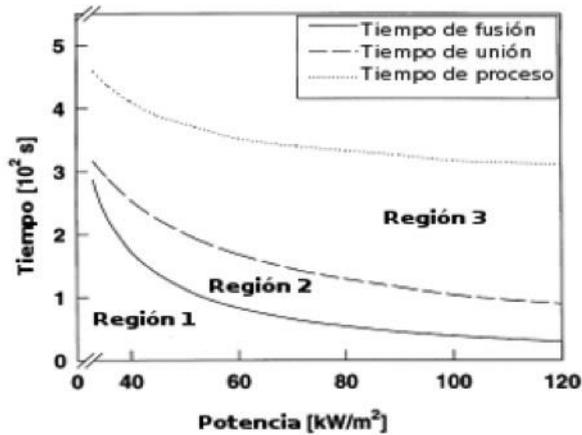


Fig. 46. Proceso de soldadura por resistencias – Potencia vs. tiempo
(Ageorges and Ye,1998, pp.921-932)

más cortos en el rango de nivel de alta potencia que en el de baja. Finalmente, el tiempo de enfriamiento, que es representado en el gráfico por la distancia entre los dos límites de la región 3, aumenta con el aumento del nivel de potencia. En general, el tiempo de procesamiento disminuye ligeramente con el aumento del nivel de potencia. Con lo cual desde un punto de vista del tiempo de procesamiento, a condición de que el nivel de potencia sea ma-

yor que 50 kW/m², no existe una verdadera razón que pudiese presentar ventajas en cuanto a seleccionar altos niveles de potencia.

En la próxima entrega se continuará con la elaboración completa de la fase experimental llevada a cabo a partir de un sistema de múltiples variables la mayoría de ellas interdependientes y asociadas a un análisis transitorio.

Referencias

- AGEORGES, C. and YE, L., (1998). Characteristics of resistance welding of lap shear coupons. Part I: Heat transfer. In *Composites*, number 29, pages 899–909.
- AGEORGES, C. and YE, L., (2000). Experimental investigation of the resistance welding of thermoplastic matrix composites. Part II: optimum processing window and mechanical performance. In *Composites Science and Technology*, number 60, pages 1191–1202.
- AGEORGES, C.; YE, L. and HOU, M., (2006). Advances in fusion bonding techniques for joining thermoplastic matrix composites: a review. In *Composites*, number 32, pages 839–857. Department of Mechanical & Mechatronic Engineering, Centre for Advanced Materials Technology, The University of Sydney, Sydney NSW.
- COLAK, Z.; SONMEZ, F. and KALENDEROGLU, V., (2002). Process modeling and optimization of resistance welding for thermoplastic composites. In *Journal of Composite Materials*, volume 36.
- DARA, P. H. and LOOS, A.C., (1985). Thermoplastic matrix composite processing model. Center for Composite Materials and Structures, Virginia Polytechnic Institute and State University: Blacksburg, VA.
- DUBÉ, M.; HUBERT, P.; YOUSEFPOUR, A. and DENAULT, J., (2008). Current leakage prevention in resistance welding of carbon fibre reinforced thermoplastics. In *Composites Science and Technology*, number 68, pages 1579–1587.
- HOFFMAN, J., (2001). *Numerical methods for engineers and scientists*. 2nd edition. Marcel Dekker.
- LABRANDERO, S.; VILLEGAS, I. and CASTELLÓ, J. M., (2009). Characterization of metallic meshes used for resistance welding of thermoplastic composites. TU Delft Faculty of Aerospace Engineering Design and Production of Composite Structures.
- Lewis, R. and Morgan, K., (1996). *The finite element method in heat transfer analysis*. Wiley, 1996.
- RUKAVINA MIKUSIC, J.; DI STEFANO, M. C.; HIGES, M. y FERRARIL, C., (2016) Soldadura de polímeros termoplásticos vía mallas calefactoras: su aplicación a piezas de geometría de revolución extensa y compleja en PROYECCIONES, UTN. BA, año 14, n°2, octubre de 2016, Buenos Aires.
- SIERKSMA, D., (2001). Resistance welding of thermoplastic composites. Delft University of Technology (Inventory of Conducted Research).
- SIERKSMA, D., (2002). Resistance welding of carbon fibre reinforced thermoplastic composites. Delft University of Technology, Thesis report, 2002.
- TAYLOR, N. AND DAVENPORT, R., (1991). The resistive implant welding of thermoplastic composite materials. In *Proceedings of the 49th annual technical conference ANTEC91*, pages 2038–2041.
- WOOL, R. P. and O'CONNOR, K. M., (1998). A theory crack healing in polymers. In *Journal of applied physics*, 1998.
- XIAO, X.R.; HOA, S.V. and STREET, K.N., (1992). Processing and modelling of resistance welding of APC-2 composite. *Journal of Composite Materials*, 26(7): 1031-104.
- YOUSEFPOUR, A.; SIMARD, M.; OCTEAU, M.; LARAMEÉ, M. and HOJJATI, M., (2004). Effects of the mesh size on resistance welding of thermoplastic composites using metal mesh heating elements. In *Proceedings of the 25th International SAMPE Europe conference*, pages 61 - 66.