



# TESIS

## ANÁLISIS DE TENSIONES RESIDUALES Y PREDICCIÓN DE INESTABILIDAD EN CHAPAS SOLDADAS



Presentada para la obtención del grado de Doctor Ingeniero Industrial

**Autor:** Carlos Arturo Méndez Herrera

**Directores:** Rafael Picón Carrizosa  
Dr. Ingeniero Industrial  
José Cañas Delgado  
Dr. Ingeniero Industrial

**Realizada en:** Universidad de Sevilla,  
Escuela Superior de Ingenieros,  
Departamento de Mecánica de los Medios Continuos,  
Teoría de Estructuras e Ingeniería del Terreno,  
Grupo de Elasticidad y Resistencia de Materiales.

Sevilla, Enero de 2007.



*A mis padres, María Isabel y Carlos.  
A mis hermanos Yadira y Jona.  
A mi abue Tina.*



*Los pasos en la vida muchas veces aunque los proyectemos y dirijamos a un punto dan giros inesperados, en mi caso hace cinco años arribe a España y desde entonces he tenido la gran fortuna y gozo de encontrar gente la cual ha nutrido mi persona en muchos y muy diferentes aspectos, el motivo que me trajo aquí esta reflejado en este trabajo, pero esta experiencia que con mucho hasta hoy es la mejor de mi vida por lo enriquecedora que ha resultado es difícil describirla y más aún en pocos folios.*

*Quisiera empezar por agradecer al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología de México el privilegio al depositar su confianza en mi proyecto y mi persona, al apoyar y cubrir totalmente mi estancia en España, en especial a Georgina Méndez Reyes y María Aurelia Loza Alvarado (Oficina Regional Norte Centro). Agradezco de manera especial al Dr. D. Rafael Picón Carrizosa quien ha sido fundamental para la realización de este trabajo con su disponibilidad y amabilidad a todo tiempo y toda duda, por el apremio que me daba en mi proyecto al involucrarse enteramente, y por su don de gente, le agradezco desde la explicación de un concepto complejo hasta la minuciosa corrección de un acento o una coma de este trabajo, al Dr. D. José Cañas Delgado su valiosa dirección y tiempo, tiempo con el cual me ha hecho comprender la importancia de que en el dar lo importante es la calidad antes que la cantidad, al Dr. D. Federico París Carballo por la oportunidad que me dio al permitirme realizar este trabajo en el Departamento de Elasticidad y Resistencia de Materiales, por su apoyo, por su paciencia y por sus palabras sobrias, fuertes y sabias en el momento justo.*

*Agradecer también al personal que trabaja en el Laboratorio del Grupo de Elasticidad y Resistencia de Materiales, en especial a D. Antonio Cañas Delgado por su ayuda en la preparación y ejecución del ensayo experimental realizado para este trabajo. De igual manera agradecer a Elena Correa, Alberto Barroso, Enrique Graciani, Antonio Blázquez, Vladislav Mantič y Juan Carlos Marín todos ellos excelentes profesores del departamento por su disposición para aclarar dudas pequeñas que significaron grandes pasos para mi trabajo, a Ana Galindo su siempre buen carácter, ya que siempre en el departamento encontramos en ella una sonrisa y una excelente compañera de trabajo.*



*Quisiera agradecer a todo el personal que trabaja en la cafetería de la Escuela Superior de Ingenieros, en especial a Antonio Díaz, Paco Tabaco y muchos más que nunca conocí sus nombres, pero que jamás olvidaré sus sonrisas y su trato siempre amable, llegaron hacer que me sintiera como en casa, asimismo a Manolo y todo el ferviente sevillismo de la copistería.*

*Agradecer los amigos que encontré por mi paso en la Escuela Superior de Ingenieros y por los cuales la partida se mezcla con tristeza, a Mario Flores, José Ramón Rodríguez, Amparo González, Jhonny Ortiz, Rafael Criado, Alejandro Estefani, Diógenes Morales, Lucho Távara, Eric Alcalá, Sergio Ceballos, Mauricio Rengifo, Carmen Madrigal, Antonio Calabria, Benito Ponce, Federico Buroni, Anouar, Marwane, Issame, Carlos Parra, Pedro Toro y Rosa, Leonard Gray y Judith, y algunos más que se pueden escapar de mi memoria, mas no de mi corazón, a todos ellos gracias por los buenos momentos que han dejado a mi vida.*

*Agradecer a Oscar Baca, Diego Espinosa, Tomás Ruiz, Merchi Perujo y Clara Fernández porque realizando este trabajo encontré amigos compartiendo el añoro por México, al mismo tiempo que aprendiendo a querer a este bello país tan interesante y diverso que es España. De manera especial agradecer a Antonio Pérez, Brian Bojanowski y Paula, Sabina y toda la familia Vargas, David Byle y Deborah, Dani Carmona y Esther, Tatiana Guedes, Emilio Carmona, D. Pepe, D. Carlos, D. Horacio, y muchos más que forman parte y reunión en Betania, por sus consejos, compañía y ayuda, por hacerme sentir siempre en sus hogares en familia y en mi patria.*

*Agradezco aquellos que me hicieron entender con su amistad y afecto que la distancia no existe para el cariño y apoyo porque los corazones viajan a velocidades infinitas uniendo instantáneamente dos tierras separadas por un océano, a Raymundo Hernández, Omar Parada, Aarón Villalobos y Nathanael Martínez. Agradezco a mi abue Tina, tíos y tías, primos y primas, de los que siempre encontré palabras de aliento y ánimo.*





*Agradezco a mis señores padres María Isabel y Carlos por ser para mi persona apoyo en las buenas y en las no tan buenas, por ser ejemplo en mi vida, por ser amor puro, incondicional y constante, a mi hermana Yadira por su compañía en los primeros meses en Sevilla, fuiste el oasis antes de iniciar la andadura por mi desierto, una vez más contigo fue todo más sencillo y agradable, de igual manera a mi hermano Jona por su compañía en la etapa final, llegaste justo, como una fresca brisa en el caluroso verano de Sevilla, debido a esto pudimos conocernos y encontrarnos de una manera que será para siempre.*

*Agradezco a Sevilla sus días, sus noches, sus paisajes, sus calles, su río Guadalquivir, sus puentes, su Real Betis Balompié, su Sevilla FC, su calor, su gente, etc., etc. Por supuesto, dar gracias por mis cuñados Pierre y Ana María con quienes la coincidencia se dio en esta preciosa tierra.*

*Te agradezco a ti Señor que hayas dirigido mis pasos a Sevilla donde pude conocerte no a mi manera sino a tu manera y así llenar mi vida con la paz y luz que solo Tú das. Agradecerte todas y cada una de las personas que he mencionado anteriormente por haber permitido que nuestros caminos se hayan cruzado en algún instante para enviarme a través de ellos consejo, dirección, consuelo, apoyo, compañía, afecto y amistad.*

*Si pudiera resumirte Sevilla, sería parafraseando algunas estrofas de una canción:*

*Bendito el lugar y el motivo de estar ahí  
Bendita la coincidencia  
Bendito el reloj que nos puso puntual ahí*

*Para todos aquellos que han contribuido directa e indirectamente con su ayuda y afecto respectivamente a finalizar este trabajo, muchas gracias.*

*Carlos Arturo Méndez Herrera  
Sevilla, 4 de Enero de 2007*



# ANÁLISIS DE TENSIONES RESIDUALES Y PREDICCIÓN DE INESTABILIDAD EN CHAPAS SOLDADAS

Carlos Arturo Méndez Herrera

## Resumen

Como consecuencia del aporte de calor no uniforme que tiene lugar durante el proceso de soldeo junto con la dependencia que las propiedades del material tienen respecto a la temperatura se produce un complejo estado tensional en las piezas soldadas, estado que no desaparece al finalizar el proceso y que permanece como tensiones residuales. Dichas tensiones son de tracción en las cercanías del cordón y de compresión en zonas alejadas de éste. Las primeras tienen influencia sobre la rotura frágil y la fatiga mientras que las segundas tienen influencia sobre la inestabilidad. El conocimiento de estas tensiones es vital para el diseñador de estructuras soldadas no solo porque ello le permitiría un uso más racional de las técnicas de alivio sino que le permitiría una mejor predicción de la forma en que puede mejorar la capacidad portante del conjunto.

La determinación de las tensiones residuales es un problema muy complejo por la naturaleza de los fenómenos puestos en juego. Aún disponiendo de herramientas de simulación de gran capacidad se requiere el empleo de hipótesis simplificadoras que permitan obtener soluciones fiables en un corto espacio de tiempo.

Los objetivos de este trabajo para soldadura a tope y en ángulo de chapas delgadas son:

- 1) Determinar la influencia que tienen las propiedades del material, y la geometría del conjunto en el cálculo numérico de las tensiones residuales.
- 2) Predecir numéricamente el fenómeno de inestabilidad global que puede aparecer en un conjunto debido al proceso de soldadura.
- 3) Determinar la influencia que la modelización (1D y 3D) tiene en el cálculo de las tensiones residuales y predicción del fenómeno de inestabilidad.



---

# ***Índice General***

<b>Capítulo 1: Antecedentes</b>	<b>1</b>
<b>1.1. Antecedentes relacionados con la simulación numérica del proceso de soldadura</b>	<b>1</b>
<b>1.2. Modelado del proceso de soldadura</b>	<b>1</b>
1.2.1. Definición y aspectos numéricos	1
1.2.2. Modelización 2D y 3D	3
1.2.3. Modelado del comportamiento del material	3
1.2.4. Modelado del ciclo térmico generado por el proceso de soldadura	3
1.2.5. Reducción del tamaño del modelo	4
<b>Capítulo 2: Presentación</b>	<b>6</b>
<b>Capítulo 3: Objetivos</b>	<b>10</b>
<b>3.1. Análisis del cálculo numérico de tensiones residuales</b>	<b>10</b>
3.1.1. Influencia de las propiedades mecánicas del material	10
3.1.2. Influencia de la geometría	11
<b>3.2. Predicción de inestabilidad</b>	<b>12</b>

---

3.2.1. Soldadura a tope de dos chapas	13
3.2.2. Soldadura en ángulo de un elemento rigidizador sobre una chapa	13
<b>Capítulo 4: Cálculo de Tensiones Residuales</b>	<b>15</b>
<b>4.1. Introducción del problema</b>	<b>15</b>
4.1.1. Motivación	15
4.1.2. Planteamiento del problema	16
4.1.2.1. Materiales	17
4.1.2.2. Proceso y parámetros de soldeo	18
<b>4.2. Base teórica</b>	<b>19</b>
4.2.1. Ciclo térmico	19
4.2.2. Tensiones térmicas	25
4.2.3. Tensiones residuales	26
<b>4.3. Tipo de análisis</b>	<b>27</b>
<b>4.4. Descripción del análisis</b>	<b>28</b>
<b>4.5. Análisis termomecánico</b>	<b>31</b>
4.5.1. ANSYS v. 8.0	31
4.5.2. TRINC 1.0	36

---

4.5.2.1. Hipótesis	36
4.5.2.2. Ecuaciones de gobierno	37
4.5.2.2.1. Ecuaciones de equilibrio	38
4.5.2.2.2. Ecuaciones de compatibilidad	39
4.5.2.2.3. Ecuaciones de comportamiento	39
<b>4.6. Discretización</b>	<b>41</b>
4.6.1. ANSYS v. 8.0	42
4.6.2. TRINC 1.0	43
<b>4.7. Simulación del proceso de soldadura</b>	<b>44</b>
4.7.1. Comprobación de la influencia relativa de cada tensión	45
4.7.2. Efecto de la variación de las propiedades mecánicas con la temperatura	55
4.7.2.1. Modelo 1	55
4.7.2.1.1. Efecto del material	55
4.7.2.1.1.1. ANSYS v. 8.0	56
4.7.2.1.1.2. TRINC 1.0	58
4.7.2.2. Modelo 2	59
4.7.2.2.1. Efecto del material	59

---

4.7.2.2.1.1. ANSYS v. 8.0	60
4.7.2.2.1.2. TRINC 1.0	62
4.7.3. Efecto de la geometría de la chapa	63
4.7.3.1. Modelo 1	63
4.7.3.1.1. Propiedades del material función de la temperatura	64
4.7.3.1.1.1. Caso anómalo	66
4.7.3.1.1.1.1. Efecto del módulo tangente de endurecimiento	73
4.7.3.1.1.1.2. Efecto de incrementar el valor del límite elástico para la temperatura de fusión	74
4.7.3.1.1.1.3. Efecto conjunto de usar el módulo tangente de endurecimiento e incrementar el valor del límite elástico a la temperatura de fusión para aluminio	80
4.7.3.1.2. Propiedades del material constantes con la temperatura	83
4.7.3.2. Modelo 2	85
4.7.3.2.1. Propiedades mecánicas en función de la temperatura	85
4.7.3.2.2. Propiedades mecánicas constantes con la temperatura	87
<b>Capítulo 5: Predicción de Inestabilidad</b>	<b>90</b>
<b>5.1. Generalidades</b>	<b>90</b>
5.1.1. Descripción de la metodología a seguir	90



---

5.1.2. Formulación del análisis de autovalores y autovectores	91
5.1.3. Condiciones cinemáticas de contorno	95
5.1.4. Formas de aplicar las tensiones residuales	96
<b>5.2. Chapas soldadas sin rigidizador (a tope)</b>	<b>97</b>
5.2.1. Aplicación directa de las Tensiones Residuales (TRSPS)	99
5.2.2. Aplicación de los Desplazamientos Residuales (DR)	104
5.2.3. Aplicación de Decrementos Térmicos (DT)	109
<b>5.3. Chapas soldadas con rigidizador</b>	<b>114</b>
5.3.1. Comparación con el trabajo realizado por Michaleris et al. [37]	114
5.3.1.1. Descripción de las geometrías y condiciones de soldeo	114
5.3.1.2. Diferencias del método propuesto en este trabajo respecto al de Michaleris et al. [37]	117
5.3.1.2.1. Distribución de temperaturas generada por el proceso de soldadura	118
5.3.1.2.2. Cálculo de las tensiones residuales	120
5.3.1.2.3. Modelo para predecir la inestabilidad en la estructura	121
5.3.1.2.4. Comparación entre las mallas utilizadas por Michaleris et al. en la Referencia [37] y en el modelo propuesto	123
5.3.1.3. Cálculo de tensiones residuales por medio del modelo propuesto	125

---

5.3.1.4. Resultados	128
5.3.2. Resultados de un experimento propio	133
5.3.2.1. Descripción de la geometría y condiciones de soldeo	133
5.3.2.2. Ensayo experimental	134
5.3.2.3. Resultados	135
<b>Capítulo 6: Conclusiones y desarrollo futuro</b>	139
6.1. Conclusiones	139
6.2. Desarrollo futuro	143
<b>Bibliografía</b>	145

# *Antecedentes*

### **1.1. Antecedentes relacionados con la simulación numérica del proceso de soldadura**

La historia de las simulaciones numéricas por medio del método de los elementos finitos para predecir el comportamiento térmico y mecánico que genera el proceso de soldadura por fusión se remonta a la década de 1970 [1-5]. Lindgren cita en uno de sus trabajos [6] que dos de las más importantes conferencias que se han dado relacionadas con este tema son “Mathematical Modelling of Weld Phenomena” [7], y “Trends in Welding Research” [8]. La primera serie de conferencias fue dedicada a la simulación numérica asociada a la comparación de resultados con su respectivo ensayo experimental. La segunda serie de sesiones, enfocada únicamente a la simulación termomecánica del proceso de soldadura, tiene un mayor alcance en este punto. El libro escrito por Radaj [9] da una visión general de diferentes procesos y fenómenos que es necesario considerar. El manual “Volume 1 Thermal Stresses I” [10] profundiza en los modelos matemáticos que rigen este fenómeno físico.

### **1.2. Modelado del proceso de soldadura**

#### **1.2.1. Definición y aspectos numéricos**

Un modelo de elementos finitos es usado para representar ciertos aspectos del comportamiento de un sistema, que en nuestro contexto está compuesto por el

problema físico del calor aportado por la soldadura, el modelo matemático que lo describe, y la solución de elementos finitos. Dos dificultades propias de la simulación numérica son: los modelos usados para describir el comportamiento del material, y el modelo que define el ciclo térmico que genera la soldadura en el sólido. Para la aceptación del modelo en general, el procedimiento a seguir es asegurar que el modelo de elementos finitos es correcto respecto al modelo conceptual y posteriormente con la realidad del fenómeno. El modelo conceptual en nuestro caso son las ecuaciones matemáticas que gobiernan el fenómeno. Diferentes modelos de comportamiento plástico, tipos de elementos, condiciones de contorno, etc., pueden ser definidos en los datos de entrada del código de elementos finitos.

La compleja realidad física que ocurre en el baño de fusión del proceso de soldadura es simplificada considerablemente y reemplazada por un modelo que describe el ciclo térmico del proceso de soldadura. Existen complejos modelos de este fenómeno [11-13]. Modelos avanzados pueden ser usados para predecir la forma del baño de fusión [12], utilizándose éstos a su vez para mejorar los modelos del ciclo térmico [14].

Resolver el problema térmico y mecánico simultáneamente no es recomendable, debido a que esto significa que un complejo sistema de ecuaciones no lineales debe ser resuelto, lo cual demanda una importante capacidad computacional. Una partición de los problemas por medio de un escalonado del procedimiento de solución es más común [15]. El enfoque más utilizado es dividir el problema en un análisis térmico seguido de un análisis mecánico con las temperaturas obtenidas del primero. En este tipo de soluciones se considera solamente el efecto de las tensiones residuales generadas por el proceso de soldadura a nivel macroscópico, ignorándose las que se producen a escala microscópica debido a ciertas transformaciones metalúrgicas del material [16].

### **1.2.2. Modelización 2D y 3D**

Los diferentes tipos de geometría de los modelos y por ende los tipos de elementos finitos que son usados dependen de su correspondiente aplicación y del grado de exactitud que se requiera en los resultados. Lindgren [20] nos ofrece una visión general para diferentes tipos de modelos 2D y 3D. El modelo 2D ha sido usado con éxito para el cálculo de tensiones y deformaciones residuales [21]. Usualmente la misma malla de elementos finitos es usada tanto en el análisis térmico como en el mecánico.

### **1.2.3. Modelado del comportamiento del material**

Elegir el modelo de comportamiento del material y obtener sus correspondientes parámetros es una tarea crucial para la simulación del proceso de soldadura. Dos tipos de modelos han sido usados; uno basado en la teoría de la plasticidad (rate-independent) y el otro en la teoría de la viscosidad (rate-dependent). Más detalles y ejemplos de modelos y propiedades se pueden encontrar en [17]. El modelo de endurecimiento del material puede ser isótropo o cinemático.

El problema termoelastoplástico se resuelve mediante un algoritmo que tiene dos funciones esenciales: calcular y actualizar el estado tensional en función de las deformaciones, y recalculer la matriz constitutiva del material. El cálculo de la matriz constitutiva depende del modelo del material y del algoritmo numérico utilizado [18,19].

### **1.2.4. Modelado del ciclo térmico generado por el proceso de soldadura**

Soluciones analíticas para el cálculo de la distribución de temperaturas generado por la soldadura han sido usadas en varios estudios, principalmente usando la solución de Rosenthal [55]. Estas soluciones suelen trabajar bien para regiones apartadas de la soldadura. Normalmente el ciclo térmico de la soldadura debe ser calibrado basándose en observaciones experimentales. Ver el trabajo de Goldak et al. [22-27] y Lindgren [6].

### 1.2.5. Reducción del tamaño del modelo

Reducir el tamaño y complejidad del modelo para problemas grandes es una cuestión de vital importancia. Las opciones para simplificar las simulaciones del proceso de soldadura se pueden agrupar en dos:

**Actuar sobre la geometría**, que es la manera más común de reducir el tiempo de cómputo. Simplificar la geometría y considerar que la temperatura no cambia a lo largo de la dirección de la soldadura son los supuestos básicos para los modelos 2D. Esto corresponde a asumir una velocidad de soldeo infinita. El caso estudiado por Dike et al. [21] es un interesante ejemplo donde asumir una velocidad de soldeo infinita es inapropiada para un modelo 3D. Se han publicado muchos trabajos usando modelos 2D y también usando modelos en tensión plana, ver Lindgren [20].

**Actuar sobre el proceso de soldadura**, habitualmente reemplazando el modelo correspondiente al proceso de soldadura por una apropiada carga que produzca el mismo efecto. Michaleris y DeBiccari [37] evaluaron el efecto de la soldadura en un modelo 3D, usando un modelo 2D para la simulación del proceso de soldadura, y transfiriendo las tensiones residuales al modelo 3D de una estructura con el objetivo de estudiar el posible pandeo inducido por la soldadura. Yuan y Ueda [28] han investigado las deformaciones inherentes para soldadura de vigas I y T. Las deformaciones inherentes han sido usadas como cargas equivalentes en un análisis elástico como un método para predecir las tensiones residuales. El problema de determinar la relación entre las deformaciones inherentes y los parámetros de soldeo es atribuido a Wang et al. [29]. Muraka et al. [30-32] usaron el método de las deformaciones inherentes y el elemento “gap” para estudiar el efecto de la secuencia de soldeo en la deformación global y en la interrupción del crecimiento de una grieta. El elemento “gap” (elástico) es usado en lugar de las condiciones de contacto no lineales entre chapas soldadas.

Así mismo existen una serie de trabajos relacionados con la predicción de la posible aparición del fenómeno de inestabilidad, consecuencia de las tensiones

---

residuales que genera una soldadura sobre una estructura [33-38]. La predicción de este fenómeno, junto con el cálculo de tensiones residuales, son los objetivos primordiales de este trabajo.

# *Presentación*

Toda estructura metálica se forma a partir de diferentes elementos interdependientes que se unen entre sí, siendo el objetivo de esta unión el de asegurar la continuidad entre las diferentes piezas. La unión se puede realizar mediante diferentes métodos entre los que podemos mencionar: uniones remachadas, uniones con tornillos, uniones con adhesivos y uniones soldadas. De entre todas ellas esta última destaca desde hace tiempo. La razón de ello es que presentan ventajas muy favorables frente a los otros tipos como son:

- Disminución de peso (hasta un 15%)
- Facilidad de diseño
- Facilidad y rapidez de montaje
- Facilidad de reparación

Todas las ventajas anteriores se ven reflejadas en un ahorro de tiempo y dinero. Sin embargo, el uso de uniones soldadas presenta también algunos inconvenientes muchos de los cuales son achacables a la falta de conocimientos por parte del diseñador y otros a la falta de preparación de los que en última instancia ejecutan la unión soldada. Dichos inconvenientes, entre otros son:

- El control de la obra debe ser mas estricto
- Los operarios deben ser cualificados
- No son desmontables

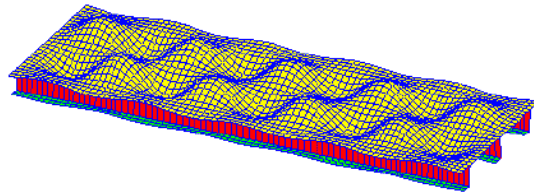


- Generación de tensiones en la unión que merma la capacidad resistente de la pieza o de la estructura en general.

En las uniones soldadas, como consecuencia directa del aporte de calor no uniforme y el posterior enfriamiento, se desarrolla un complejo estado de tensiones térmicas y residuales que puede disminuir directa ó indirectamente, la capacidad portante de la estructura. Las tensiones residuales son las que permanecen en un dominio cuando se eliminan todas las solicitaciones que sobre él existían.

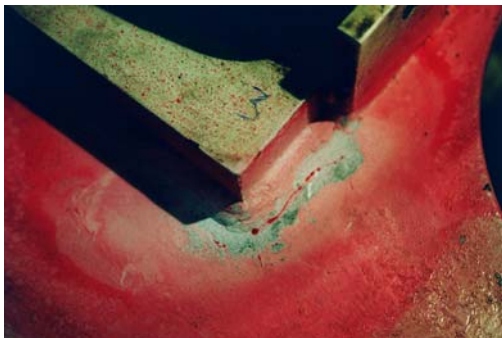


a) Distorsión



b) Inestabilidad

Figura 1. Fenómenos que pueden aparecer directamente por el proceso de soldadura.



a) Fatiga



b) Rotura frágil

Figura 2. Fenómenos que pueden aparecer indirectamente por el proceso de soldadura una vez puesta en servicio la estructura.

Quizás el efecto más visible que se origina al realizar una unión, sobre todo cuando ésta se realiza en chapas finas, es el de la distorsión. Distorsión que

puede verse agravada en el caso de inestabilidad. La presencia de la inestabilidad está ligada a las tensiones residuales de compresión, así como a la forma de sustentación y geometría de la pieza.

Por lo tanto la predicción y control de las tensiones residuales y distorsiones debidas al proceso de soldadura es crucial en la industria automotriz y aeroespacial, así como en la construcción naval, de plataformas marinas, etc.

Debido a la complejidad de los procesos físicos involucrados en el procedimiento de soldadura no ha podido encontrarse una solución matemática que describa y resuelva este problema viscoelastoplástico. Además es imposible obtener experimentalmente datos de la distribución de tensiones y distorsiones de un conjunto soldado. Por lo tanto las simulaciones numéricas juegan un papel indispensable en el análisis de este tipo de estructuras. En los últimos 25 años y debido al progreso de las herramientas de cómputo el Método de los Elementos Finitos (MEF) ha sido ampliamente utilizado para intentar predecir la distorsión y las tensiones residuales provocadas por el proceso de soldadura.

En las simulaciones numéricas del proceso de soldadura el modelado del material es uno de los problemas claves. En la práctica son difíciles de obtener (o no existen) datos completos de las propiedades del material en función de la temperatura, más aún para las altas temperaturas alcanzadas en el procedimiento de soldadura, en el que hay zonas en las que se alcanza la temperatura de fusión del material. Para sortear este problema, se han usado diversas simplificaciones en la simulación computacional.

Los materiales ingenieriles, especialmente los metálicos, presentan un tramo inicial de comportamiento lineal y elástico. Para predecir el fin del comportamiento elástico es necesario establecer criterios de plastificación que permitan determinar en qué momento un punto deja de comportarse elásticamente. La soldadura es un campo claro de aplicación de un análisis termoelastoplástico, ya que las altas temperaturas que se desarrollan en el proceso, junto con el carácter no uniforme de las mismas, crean

---

plastificaciones locales en la zona de soldeo, con la consiguiente aparición de tensiones y deformaciones residuales.

Durante el enfriamiento de chapas soldadas se produce un proceso de plastificación en descarga que genera en un entorno pequeño de la zona soldada tensiones residuales de tracción cuyo valor es en muchos casos igual al límite elástico del material. Dado el carácter autoequilibrado de la distribución final de tensiones residuales, estas tensiones residuales de tracción deben ser equilibradas por una distribución de tensiones de compresión en el resto del ancho de la chapa, que pueden provocar la inestabilidad de la misma, originándose el fenómeno del pandeo. Una vez producido el pandeo, las grandes deformaciones de la chapa hacen que esta sea inutilizable o que se requiera una gran cantidad de trabajo de posprocesado para su posible utilización, por lo que, citando a Masubuchi (1980), "la mejor manera de tratar el problema del pandeo es evitarlo".

# ***Objetivos***

Este trabajo dedicado a la soldadura de chapas delgadas a tope, y en ángulo, en general se puede dividir en dos partes, una de ellas destinada al análisis y cálculo numérico de las tensiones residuales, y otra en la que se trata de predecir numéricamente la aparición del fenómeno de inestabilidad.

### **3.1. Análisis del cálculo numérico de tensiones residuales**

#### **3.1.1. Influencia de las propiedades mecánicas del material**

Se ha mencionado que las tensiones residuales que aparecen en las estructuras donde se utiliza la unión de componentes por el proceso de soldadura reducen la capacidad portante y resistente de la misma. De todo esto se desprende el enorme interés que para el diseñador tiene el conocer de forma cualitativa y cuantitativa dicho estado tensional. Técnicas numéricas principalmente basadas en el Método de Elementos Finitos (MEF) han sido usadas para tratar este problema. Técnicas experimentales han sido también aplicadas para obtener resultados parciales y verificar los resultados obtenidos de la simulación numérica.

Uno de los objetivos de este trabajo será establecer cómo influyen las propiedades del material, y en concreto su dependencia de la temperatura, en el cálculo numérico de las tensiones residuales.

Para analizar el efecto de las propiedades del material hemos realizado el estudio para tres distintos materiales (aluminio, acero al carbono y acero

inoxidable). Las propiedades mecánicas dependientes con la temperatura que hemos considerado son: Limite Elástico ( $\sigma_E$ ), Modulo de Elasticidad (E) y Coeficiente de Dilatación Térmica ( $\alpha$ ). Se han simulado diferentes casos donde los valores de todas las propiedades mecánicas mencionadas anteriormente varían con la temperatura y otro donde se mantienen todas constantes, además de diferentes combinaciones donde dependen de la temperatura una o dos propiedades y mantenemos el resto constante, con el fin de determinar la influencia que tiene cada una de las propiedades al considerar sus valores función de la temperatura. Como referencia básica mencionaremos el trabajo de Cañas y otros (1996, [39]), en el que se utilizan distintas hipótesis térmicas simplificadas, y se analiza el efecto de la dependencia de las propiedades mecánicas con la temperatura. En relación a este último punto, un reciente trabajo de Zhu y Chao (2002, [50]) realiza un análisis similar.

En este estudio paramétrico se plantean dos análisis: uno en el que se consideran dos chapas soldadas a tope (Modelo 1) y otro en el que se deposita un cordón de soldadura en uno de los bordes de una chapa (Modelo 2). Esto se ha realizado para todos los casos supuestos en modelos simulados en 2D a través del programa comercial ANSYS v.8.0, basado en el Método de los Elementos Finitos, y utilizando elementos planos (PLANE42). Así mismo se han analizado los mismos casos con un modelo 1D con el programa TRINC 1.0 (Cañas y otros, 1996 [45]) basado en un modelo simplificado de barras. Como otro objetivo de este trabajo se han comparado los resultados obtenidos de los modelos 1D y 2D para establecer bajo qué condiciones los modelos unidimensionales resultan de aplicación en el cálculo de las tensiones residuales. La geometría de la chapa sobre la que se ha planteado el estudio paramétrico ha sido utilizada en las Referencias [39] y [45].

### **3.1.2. Influencia de la geometría**

Otro objetivo de este trabajo será establecer cómo influye la geometría de la chapa en el cálculo numérico de las tensiones residuales. En este estudio, se parte de unas dimensiones de referencia que nos permiten obtener relaciones geométricas simples, el ancho de la chapa se mantiene constante y los

---

diferentes casos que se plantean son para ocho largos diferentes, como se describirá con detalle posteriormente. Se han considerado asimismo los tres materiales metálicos mencionados en el apartado anterior (3.1.1) para los Modelo 1 (dos chapas soldadas a tope) y 2 (una chapa en la que se deposita un cordón de soldadura en uno de sus bordes).

Se han considerado los casos en que todas las propiedades mecánicas varían (PV) y son constantes (PC) con la temperatura, y los resultados se comparan con los del modelo 1D, con la finalidad de determinar la utilidad de los modelos unidimensionales frente a los modelos 2D.

### **3.2. Predicción de inestabilidad**

Las chapas delgadas se utilizan cada vez más en la construcción naval, y es frecuente que al unir dichas chapas mediante soldadura se produzca durante el proceso de enfriamiento el pandeo de la chapa, es decir una flexión de la misma debida al fenómeno de inestabilidad, que genera desplazamientos y deformaciones no deseados, los cuales alteran las dimensiones del sólido y requieren costosos procesos posteriores de alivio de tensiones y deformaciones para reproducir en la pieza su forma y dimensiones nominales. Es por tanto del mayor interés disponer de métodos predictivos que permitan estimar a priori si en una determinada unión soldada va a aparecer el fenómeno de pandeo.

En los métodos existentes en la actualidad para la previsión de la aparición del fenómeno de inestabilidad en chapas delgadas soldadas la distribución de tensiones residuales se simula mediante un campo ficticio de temperaturas, cuyos valores se ajustan de forma que se reproduzca dicha distribución. Un posterior análisis elástico de autovalores permite prever si la chapa pandearía durante el desarrollo del campo térmico ficticio. Esto introduce errores pues el campo térmico no es capaz de reproducir en detalle la distribución de tensiones residuales. En este trabajo se investigan dos opciones alternativas al empleo del campo térmico ficticio, consistentes en usar directamente como entrada

---

para el análisis de autovalores: a) el campo de tensiones residuales, y b) el campo de desplazamientos residuales. En cada caso se comentan los problemas encontrados y las posibilidades de uso de cada opción. Utilizando los tres métodos numéricos anteriormente mencionados se ha hecho un estudio sobre dos tipos de modelos estructurales en geometría, tipo de material y condiciones de soldeo dadas, intentando predecir si se producirá el pandeo o no.

Los modelos estructurales que se han planteado en este trabajo para predecir el pandeo son básicamente dos: a) soldadura a tope de dos chapas, y b) soldadura en ángulo de un elemento rigidizador sobre una chapa por medio de una viga T. Ambos modelos han sido simulados en 2D a través del Método de los Elementos Finitos (ANSYS v.8.0) utilizando elementos lámina. A continuación se hará una descripción y comentarios generales acerca de estos dos modelos estructurales que serán detallados en secciones posteriores.

### **3.2.1. Soldadura a tope de dos chapas**

Para simular numéricamente el procedimiento de soldar a tope dos chapas delgadas y predecir la aparición del fenómeno de inestabilidad se ha supuesto aluminio como tipo de material de fabricación, y se han considerado las mismas dimensiones de referencia para el Modelo 1 comentado anteriormente en el apartado 3.1.2. El estudio consistirá en explicar los tres métodos de predicción de pandeo considerados en este trabajo para realizar simulaciones con cuatro diferentes largos de chapa, con el objeto de ver el efecto que tiene esta dimensión en la aparición del fenómeno de inestabilidad, así como para comparar y analizar los resultados que cada uno de los métodos proporciona.

### **3.2.2. Soldadura en ángulo de un elemento rigidizador sobre una chapa**

Para este estudio se ha simulado la soldadura en ángulo de un rigidizador (viga T) sobre una chapa, habiéndose tomado como referencia las geometrías, condiciones de soldeo y tipo de material del trabajo realizado anteriormente por Michaleris y DeBiccari, 1997, [37]. En este trabajo se presentan resultados

---

numéricos y experimentales de los diferentes casos que se analizan, pudiendo corroborar de esta manera si la predicción numérica de pandeo coincide con la observada en realidad en el laboratorio. Debemos mencionar que la manera en que se han planteado, construido y resuelto en este trabajo los modelos correspondientes al trabajo de referencia, basado en el método del campo térmico ficticio, tiene diferencias importantes con aquél, constituyendo una alternativa de resolución que reduce sustancialmente el tiempo de cálculo numérico.

Por último, y siguiendo la misma filosofía con la que hemos abordado la simulación numérica de los casos correspondientes al trabajo de Referencia [37], hemos planteado el mismo problema de soldar sobre una chapa un elemento rigidizador, pero en este caso con características estructurales y de soldeo diferentes a los de la referencia mencionada. Además hemos reproducido realmente dicho procedimiento de soldadura mediante trabajo experimental llevado a cabo en el laboratorio.

En los análisis numéricos donde hemos simulado la soldadura de un rigidizador sobre una chapa sólo hemos considerado el método de predicción del fenómeno de pandeo consistente en aplicar un campo ficticio de temperaturas. El objetivo de este estudio será verificar que el pandeo, que puede ocurrir o no físicamente al soldar realmente en el laboratorio, puede ser predicho numéricamente con fiabilidad.



# ***Cálculo de Tensiones Residuales***

## **4.1. Introducción del problema**

### **4.1.1. Motivación**

La evaluación de las tensiones térmicas y residuales asociadas a la unión soldada resulta, como pondremos de manifiesto, un problema complejo de resolver. Resulta preciso conocer la distribución de temperaturas que tiene lugar como consecuencia del aporte térmico, que obviamente será función del tiempo (ciclo térmico). Para cada instante de tiempo y en función del campo térmico debemos determinar el estado tensional que se origina. Para la determinación del mismo, debemos tener presente efectos tales como la dependencia de las propiedades con la temperatura.

Dada la enorme complejidad de las ecuaciones que gobiernan el proceso de soldadura, para conocer la forma cuantitativa y cualitativa del estado tensional, y dada la imposibilidad de realizar un tratamiento analítico de dicho problema, es preciso recurrir a técnicas numéricas.

Los programas basados en el método de los elementos finitos y sus requerimientos computacionales en tiempo y trabajo para la modelización de un problema determinado representan costos muy altos. Esto que hemos comentado, junto con anteriores resultados de análisis de tensiones residuales

obtenidos por varios autores, permiten concluir que en las chapas soldadas sin restricciones laterales el proceso de soldadura genera una tensión normal longitudinal mucho mayor que la tensión transversal, lo que sugiere que un modelo unidimensional podría representar razonable y aproximadamente el estado de las tensiones residuales que corresponden a una determinada distribución de temperaturas. Asimismo el uso de soluciones térmicas analíticas nos permite una adicional simplificación del modelo usado sin introducir serios errores en los resultados.

Por ende el objetivo principal de este capítulo será establecer bajo qué condiciones los modelos unidimensionales resultan de aplicación, y asimismo establecer como influyen las propiedades del material y las características de la unión soldada en el proceso de generación de las tensiones residuales originadas por el procedimiento de soldadura.

#### **4.1.2. Planteamiento del problema**

En este capítulo se han elaborado modelos numéricos para calcular las tensiones residuales longitudinales (en la dirección del cordón de soldadura) que origina el proceso de soldeo sobre una chapa rectangular metálica de 18 cm de semiancho (A), 25 cm de largo (L) y 0.6 cm de espesor (t). Se plantean dos problemas distintos con estas dimensiones de chapa, que pueden observarse en las Figuras 3 y 4. Se supone que la soldadura se realiza sin restricciones cinemáticas de la chapa. El pequeño espesor sugiere el uso de un modelo de tensión plana (Cañas, et al., 1996, [39]).

Para nuestro estudio se han utilizado dos programas computacionales para simular el comportamiento de un sólido sometido únicamente a las cargas térmicas debidas al proceso de soldadura, los cuales son:

- **ANSYS v. 8.0:** Un modelo bidimensional (2D) en el que se ha usado el elemento PLANE 42.

- **TRINC 1.0:** Un programa elaborado en lenguaje Fortran por Cañas et al. en 1996 [45] y que está basado en un modelo monodimensional (1D).

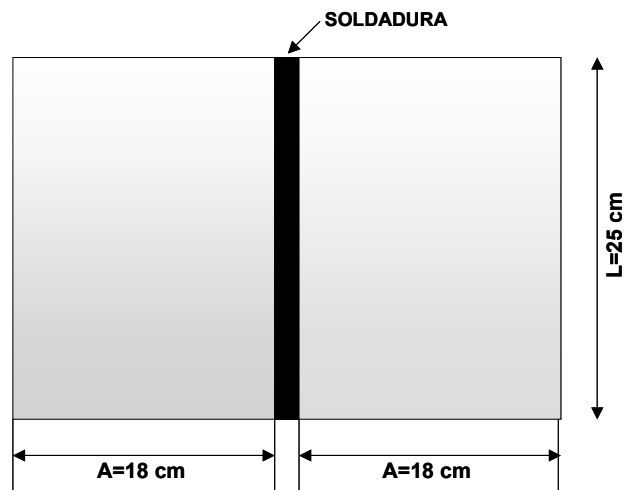


Figura 3. Dos chapas iguales soldadas a tope con una pasada.

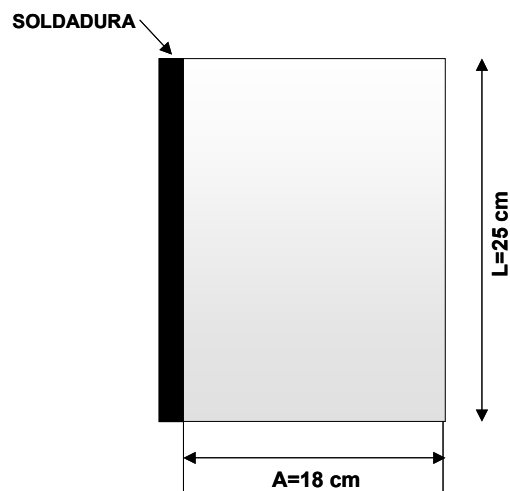


Figura 4. Una chapa en la que se deposita un cordón en uno de sus bordes.

#### 4.1.2.1. Materiales

En la simulación realizada para ambos modelos con ANSYS v. 8.0 y TRINC 1.0 se utilizaron tres diferentes materiales metálicos los cuales son:

- Aluminio (Al-5083-O)
- Acero al Carbono (AH-36)
- Acero Inoxidable (AISI 316L)

Para cada uno de los materiales arriba mencionados en nuestros análisis se han considerado las siguientes constantes físicas:

- **Límite Elástico** ( $\sigma_E, \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$ )
- **Modulo de Elasticidad** ( $E, \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$ )
- **Modulo de Poisson** ( $\nu$ )
- **Coefficiente de Dilatación Térmica** ( $\alpha, \frac{1}{^\circ\text{C}}$ )
- **Densidad** ( $\rho, \frac{\text{kg}}{\text{cm}^3}$ )
- **Calor Especifico** ( $c, \frac{\text{Joules}}{\text{kg} \cdot \text{K}}$ )
- **Conductividad Térmica** ( $\lambda, \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}$ )

#### 4.1.2.2. Proceso y parámetros de soldeo

Los valores que tomaremos en nuestro análisis de los parámetros de soldeo son los siguientes:

- **Eficiencia del Arco** ( $\eta = 0.6$ )

El valor de este parámetro representa la cantidad de energía que llega al material y varía según el procedimiento de soldeo; el valor adoptado es típico de un proceso GMAW.

- **Voltaje del Arco** ( $V = 170$  voltios)

- **Intensidad de la Corriente** ( $I = 23.4$  amperios)
- **Velocidad de Soldeo** ( $v = 1.1 \frac{\text{cm}}{\text{segundo}}$ )

Estos valores son típicos para las aleaciones de aluminio y fueron empleados en el estudio numérico-experimental de Cañas y otros (1996, [39]); a efectos de comparación entre las simulaciones numéricas realizadas se han mantenido estos parámetros para todos los materiales considerados.

El Proceso de soldadura GMAW (Gas Metal Arc Welding) que hemos supuesto en nuestro análisis consiste en un arco eléctrico mantenido entre un alambre sólido, que funciona como electrodo continuo, y la pieza de trabajo. El arco y la soldadura fundida son protegidos por un chorro de gas inerte.

## 4.2. Base teórica

### 4.2.1. Ciclo térmico

Se denomina ciclo térmico a la temperatura que se alcanza en cada punto de una pieza, como consecuencia del aporte de calor suministrado por la soldadura, en función del tiempo. El conocimiento de dicho ciclo térmico es relevante dado que permite establecer la anchura de la zona afectada térmicamente (ZAT), conocer cual será la velocidad de enfriamiento y evaluar las tensiones térmicas y residuales que tienen lugar.

Es preciso conocer el ciclo térmico causado por el proceso de soldadura para en función de éste calcular las tensiones térmicas y residuales. La resolución numérica del problema no es trivial siendo preciso introducir una serie de hipótesis simplificadoras, validadas experimentalmente, en orden a hacer factible la modelización del problema y minimizar así el tiempo total de resolución del mismo.

Para el conocimiento del ciclo térmico se precisa conocer la geometría de la pieza que se va a soldar, las propiedades del material y los parámetros de soldeo. Estos últimos van a permitir evaluar la cantidad de calor que se suministra a la pieza.

La mayor aportación en la generación de calor en el proceso de soldeo se debe fundamentalmente al calor generado por la potencia eléctrica del arco (H):

$$H = VI \text{ (Wattios)}$$

siendo V el voltaje del arco e I la intensidad de la corriente.

El calor que se genera en la soldadura se disipa a su vez por las siguientes causas:

- **Conducción térmica** en la pieza sobre la que se trabaja, y en el electrodo (la mayor parte del calor se utiliza para la fusión del electrodo).
- **Radiación térmica** en la zona próxima a la realización de la soldadura.

Se suele expresar el calor suministrado a la pieza sobre la que se trabaja como una fracción de la potencia eléctrica del arco:  $Q = \eta VI$

donde  $\eta$  es denominado eficiencia del arco introducido en páginas anteriores y Q calor neto ó potencia térmica efectiva del arco. Los valores de  $\eta$  experimentan un amplio rango de variaciones según el procedimiento de soldeo y la naturaleza del metal que constituye la pieza de trabajo; los valores van desde 0.5 hasta 1.

El análisis matemático del flujo de calor en procesos de soldadura se reduce a la solución de la ecuación básica de conducción de calor. Para llegar a ella admitimos que no hay pérdidas al medio circundante, que el calor generado por el proceso de deformación es ignorado, así como los efectos derivados de cambios de fase del material.

---

La ecuación fundamental de conducción del calor desarrollado es [40]:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \frac{\partial \lambda}{\partial T} \left[ \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + \left( \frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 + \left( \frac{\partial T}{\partial z} \right)^2 \right] \quad (1)$$

Siendo T la temperatura,  $\rho$ , c y  $\lambda$  los parámetros definidos en el apartado 4.1.2.1, y (x, y, z) las coordenadas en un punto del sólido.

La variación de las constantes físicas del material con la temperatura llevaría a la necesidad de resolver un problema no-lineal, requiriéndose en este caso un proceso iterativo de análisis. Dicho proceso iterativo fue realizado por Cañas et al., 1996, [39], donde se demostró que la consideración de las propiedades térmicas constantes con la temperatura no introducía variaciones sensibles en el campo térmico, con lo que la ecuación anterior se reduce a:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \kappa \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (2)$$

Siendo  $\kappa$  la difusividad térmica,  $\kappa = \frac{\lambda}{\rho \cdot c}$

La ecuación anterior se aplica sobre la geometría de la soldadura y con unas ciertas condiciones de contorno, temperatura inicial fijada o flujo de calor para obtener matemáticamente la distribución de temperaturas que se genera en el proceso de soldadura.

En general las características de la distribución de temperaturas durante el proceso de soldadura se ven afectadas por dos peculiaridades de dicho proceso que a continuación describiremos:

- a) Las fuentes de calor se mueven normalmente a velocidad constante sobre o próximas a la superficie de la pieza sobre la que se trabaja.

Este punto tiene trascendencia respecto al análisis que es preciso realizar. El flujo de calor por la soldadura produce tres estados sucesivamente sobre la pieza:

**1<sup>ero</sup>.** Un estado en que la temperatura alrededor de la fuente de calor aumenta.

**2<sup>do</sup>.** Un estado en el cual la distribución de temperaturas es estacionaria en un sistema de coordenadas que se mueve con la fuente de calor.

**3<sup>ero</sup>.** Un estado en que la temperatura va disminuyendo a partir del instante en que el arco desaparece.

En el segundo de los estados indicados, el análisis matemático se reduce enormemente puesto que el problema se reduce a uno de régimen permanente para un sistema móvil de coordenadas.

- b) El tamaño de la fuente de calor es pequeño comparado con el tamaño de la pieza con que se trabaja.

En cuanto a este segundo punto puede decirse que la forma de la fuente de calor afecta solo a una zona local próxima a la misma y de un tamaño similar. Esto hace que la distribución de temperaturas pueda ser calculada independientemente de la forma local de aplicación de la fuente de calor y pueda también en muchos casos reducirse la dimensión del problema a estudiar.

Considerando una distribución de temperaturas en estado cuasiestacionario usaremos un sistema de coordenadas ( $w, x, z$ ) que se desplaza sobre el eje  $y$  (en el que se realiza el procedimiento de soldeo) a una velocidad  $v$ .

La relación entre las coordenadas  $w$  e  $y$  viene definida por:

$$w = y - (vt) \tag{3}$$



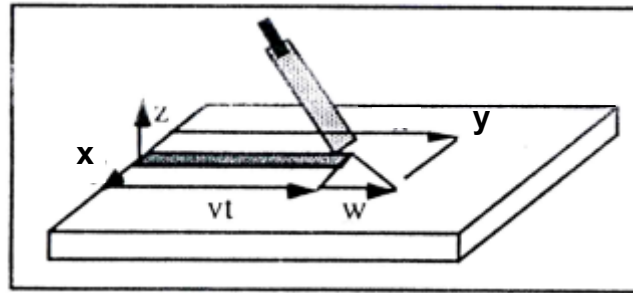


Figura 5. Sistema de coordenadas (w, x, z) que se desplaza sobre el eje y en el que se realiza el proceso de soldeo.

En este caso la expresión de la transmisión de calor, adopta una expresión en la que las variaciones de temperatura están en función de un sistema de coordenadas locales [w (y, t), y, z], y su expresión queda de la siguiente manera:

$$-\frac{v}{\kappa} \frac{\partial T}{\partial w} = \left( \frac{\partial^2 T}{\partial w^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (4)$$

Esta ecuación puede ser integrada para una serie de casos particulares [40] con las condiciones iniciales y de contorno apropiadas.

En concreto para el caso de una chapa delgada es (K. Masubuchi, 1980, [41]):

$$T - T_o = \frac{Q}{2\pi\lambda h} e^{-\left(\frac{v}{2\kappa}\right)w} K_o\left(\frac{v}{2\kappa}\sqrt{w^2 + x^2}\right) \quad (5)$$

donde:

$T_o$  = temperatura ambiente

h = espesor de la chapa

$K_o$  = función de Bessel modificada de 2º Grado y orden cero.

La Ecuación 5 sería la de aplicación en el caso de tensión plana que estamos analizando.

Para la hipótesis arriba mencionada o cualquier otra con sus respectivas condiciones iniciales y de contorno bajo la cual se calcula el ciclo térmico, se puede observar que los gradientes térmicos longitudinales (en la dirección del cordón) son mucho menos acentuados que los gradientes transversales excepto en la zona próxima al foco de calor. Por otro lado, cualesquiera puntos de la chapa alineados con el cordón sufrirán en algún momento la misma temperatura no ocurriendo así con puntos alineados perpendicularmente al cordón. Si admitimos que las tensiones residuales son dependientes de la diferencia térmica total entre puntos de la chapa, se necesitaría únicamente conocer para cada punto de la chapa la máxima temperatura que se alcanza. A dicha distribución de temperaturas que no es función de la coordenada que lleva la dirección del cordón es a la que denominamos envolvente térmica. Esta envolvente puede ser obtenida conociendo cómo es la distribución de temperaturas en función del tiempo y almacenando solo los máximos que en cada punto se obtienen.

En este análisis se supondrá que las secciones transversales a la dirección del cordón de soldadura están sujetas a la misma distribución de temperaturas, que corresponde a la envolvente de temperaturas máximas. Esta distribución de temperaturas evoluciona homotéticamente hasta desaparecer con el tiempo. El uso de esta simplificación puede ser justificada como se describe a continuación. Cada curva de temperatura  $T(x, t)$  genera una tensión longitudinal  $\sigma_{yy}$  la cual es mayor donde el gradiente  $\frac{dT(x, t)}{dx}$  es mayor, así que es en esta zona donde las diferencias entre las dilataciones en la dirección  $x$  e  $y$  son mayores. No tomando en consideración de nuevo la secuencia real dependiente del tiempo para la aplicación de las diferentes distribuciones de temperatura, la envolvente de temperaturas máximas será tomada en este análisis como la acción térmica generada por el proceso de soldadura. Se debe enfatizar que esta envolvente tiene la importante propiedad de que toca cada curva transitoria en el punto de máxima pendiente. Usando esta hipótesis los datos de entrada se simplifican drásticamente siendo requerido solo un archivo de temperaturas.

Esta curva envolvente ha sido empleada en estudios previos [42, 43]. Payne [44], encontró que los valores de las tensiones residuales usando la curva envolvente de temperaturas máximas en el proceso de calentamiento y enfriamiento no diferían significativamente de las que se obtuvieron usando las curvas transitorias.

Una buena aproximación a la envolvente del campo térmico (Ecuación 5) para chapas delgadas viene dada por la siguiente ecuación [40]:

$$T_{\max} = T_o + \sqrt{\frac{2}{\pi e}} \frac{Q}{2h\rho cvx} \quad (6)$$

donde:

$x$  = distancia medida desde el cordón soldadura

$T_{\max}$  = solución de temperaturas para los puntos que se encuentran a una distancia  $x$ .

Conviene notar que el considerar como sollicitación térmica la envolvente en vez de los diferentes perfiles térmicos en función del tiempo supone un ahorro importante en tiempo de computación ya que la determinación de tensiones residuales se realiza en dos etapas: una de calentamiento de la chapa hasta la envolvente y otra de enfriamiento desde la envolvente hasta la temperatura ambiente.

Es importante señalar que en el Modelo 2 en que se supone una chapa de espesor delgado con soldadura en uno de sus bordes, en las Ecuaciones 5 y 6 se considerará el aporte de calor  $2Q$  ya que al considerar solo una chapa todo el flujo de calor va en una sola dirección.

#### 4.2.2. Tensiones térmicas

Durante el proceso de soldeo el material es calentado localmente en un punto que se desplaza a medida que la soldadura progresa, y es evidente que este

---

calentamiento no uniforme generará unas dilataciones que se traducen en un campo de deformaciones muy complejo, que da lugar a un campo de tensiones de origen térmico.

Habría que decir que si no hay sollicitación estática ó cinemática externa, es decir que la única sollicitación es la temperatura originada por el proceso de soldadura, la distribución de tensiones debe ser autoequilibrada (Figura 6a).

De acuerdo con este carácter autoequilibrado de las tensiones, siempre aparecerán tensiones de tracción y de compresión. Estas tensiones se ven influenciadas por la dependencia de las propiedades con la temperatura.

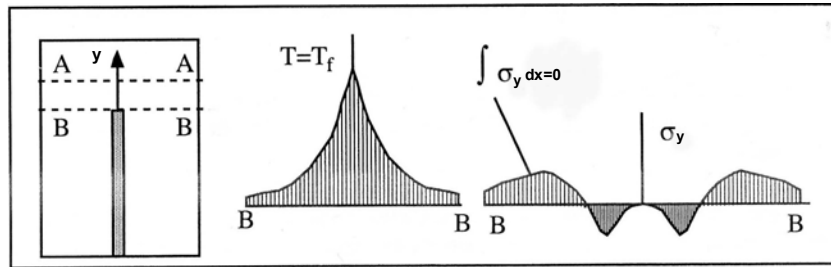
### **4.2.3. Tensiones residuales**

Se definen como aquellas tensiones que quedan en el dominio cuando se eliminan todas las sollicitaciones que sobre el existían. Sea cual sea el origen de las tensiones residuales, puesto que su existencia se produce sin ningún tipo de acción exterior, la condición de carácter autoequilibrado ha de cumplirse en ausencia de impedimentos cinemáticos externos (apoyos).

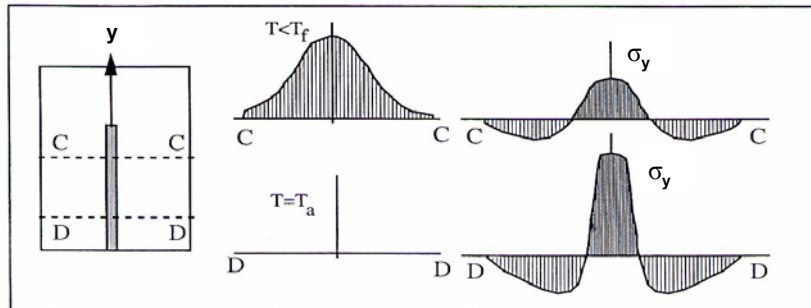
Siempre que realicemos la unión de dos chapas mediante soldadura, el cordón de soldadura y una zona contigua están sometidos a tracción longitudinal de un valor elevado, estando a compresión el resto de la chapa. Las tracciones favorecen la aparición de discontinuidades y la generación de fisuras, y las compresiones favorecen la aparición de fenómenos relacionados con la inestabilidad. En concreto, en el propio cordón la tensión es del orden del límite elástico del material siendo además la deformación remanente de acortamiento. La distribución de tensiones que se genera por el proceso de soldadura permite desde un punto de vista práctico afirmar que todo el cordón queda a tracción en la dirección de soldeo (Figura 6b).

Los valores de las tensiones normales longitudinales que se generan por el proceso de soldadura son las mas elevadas como se verá posteriormente; por

lo tanto éstas serán tanto cuantitativamente como cualitativamente las de mayor interés en nuestro análisis.



a) Tensiones residuales nulas en la dirección del cordón de soldadura



b) Tensiones residuales en la dirección del cordón de soldadura del orden del límite elástico ( $\sigma_E$ ).

Figura 6. Tensiones residuales Longitudinales generadas por el proceso de soldadura. a) Calentamiento, b) Enfriamiento.

### 4.3. Tipo de análisis

Mediante este análisis los valores de las tensiones residuales originadas por el procedimiento de soldadura se han obtenido simulando el Modelo 1 y Modelo 2 para cada uno de los materiales, utilizando los programas ANSYS v. 8.0 y TRINC 1.0 y hemos comparado para todos los casos simulados los valores obtenidos.

Se ha estudiado cuantitativa y cualitativamente la evolución de las tensiones residuales longitudinales e intentamos determinar como afectan a dichas tensiones:

- La dependencia con la temperatura de las propiedades del material.
- La relación longitud-ancho de la chapa soldada.

#### 4.4. Descripción del análisis

Como se ha mencionado anteriormente se han utilizados tres materiales metálicos para la simulación del proceso de soldadura con ANSYS v. 8.0 y TRINC 1.0 en los Modelos 1 y 2:

La Tabla 1 muestra los valores de las propiedades mecánicas del material a temperatura ambiente.

<b>PROPIEDADES MECÁNICAS</b>	<b>ALUMINIO (Al-5083-O)</b>	<b>ACERO AL CARBONO (AH-36)</b>	<b>ACERO INOXIDABLE (AISI 316L)</b>
Limite Elástico ( $\sigma_E$ )	145.1 MPa	406.6 MPa	302 MPa
Modulo de Elasticidad (E)	68.6 GPa	210 GPa	200 GPa
Coefficiente de Dilatación Térmico ( $\alpha$ )	2.31 E-5 C <sup>-1</sup>	1.21 E-5 C <sup>-1</sup>	1.65 E-5 C <sup>-1</sup>
Modulo de Poisson ( $\nu$ )	0.35	0.3	0.3

Tabla 1. Propiedades Mecánicas consideradas para el análisis y simulación computacional.

Las Figuras 7, 8 y 9 muestran cómo varían estas propiedades en función de la temperatura para los tres materiales que hemos utilizado en nuestros análisis, tomados de las Referencias [47] y [48]. Se ha considerado constante el Modulo de Poisson, a la vista de la poca influencia en los resultados [42].

El ciclo térmico también es un dato en las rutinas de programación con ANSYS v. 8.0 y TRINC 1.0. Para el cálculo de este ciclo térmico además de los parámetros de soldeo y la geometría del sólido necesitamos considerar las constantes físicas que están involucradas en el cálculo de la envolvente térmica para chapa delgada mediante la expresión analítica de la Ecuación 6, y que representará la distribución de temperaturas en la fase de calentamiento.

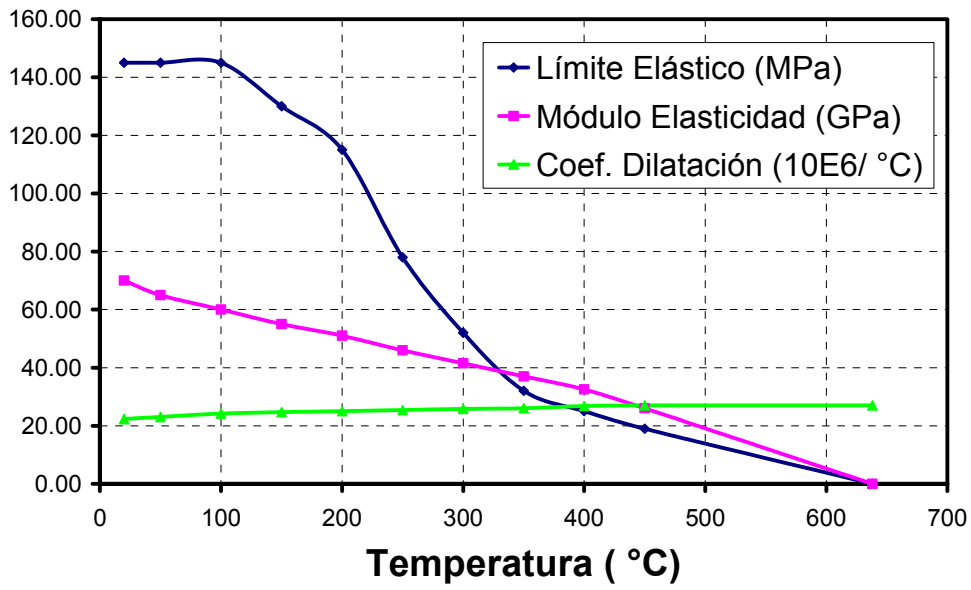


Figura 7. Variación de las propiedades mecánicas del Aluminio con la temperatura.

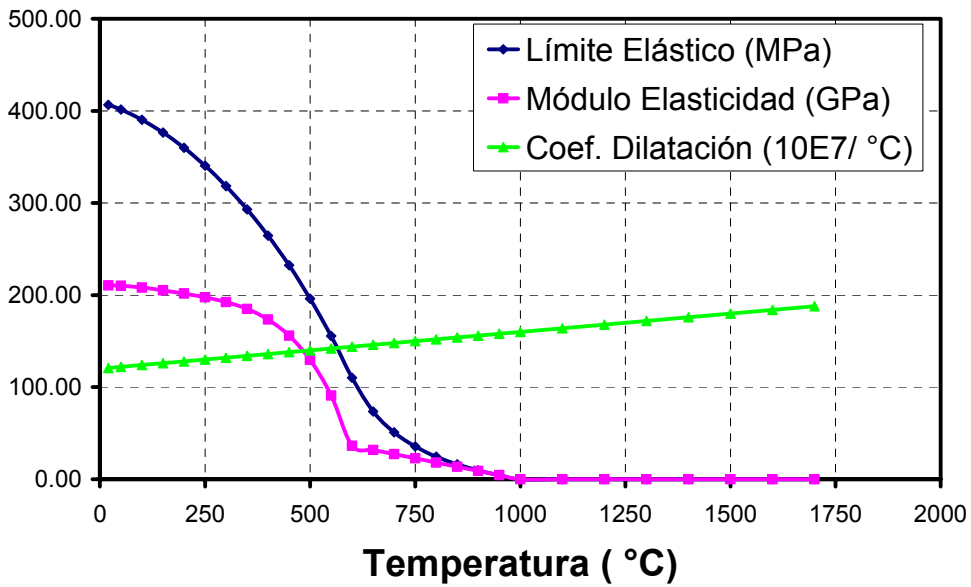


Figura 8. Variación de las propiedades mecánicas del Acero al Carbono con la temperatura.

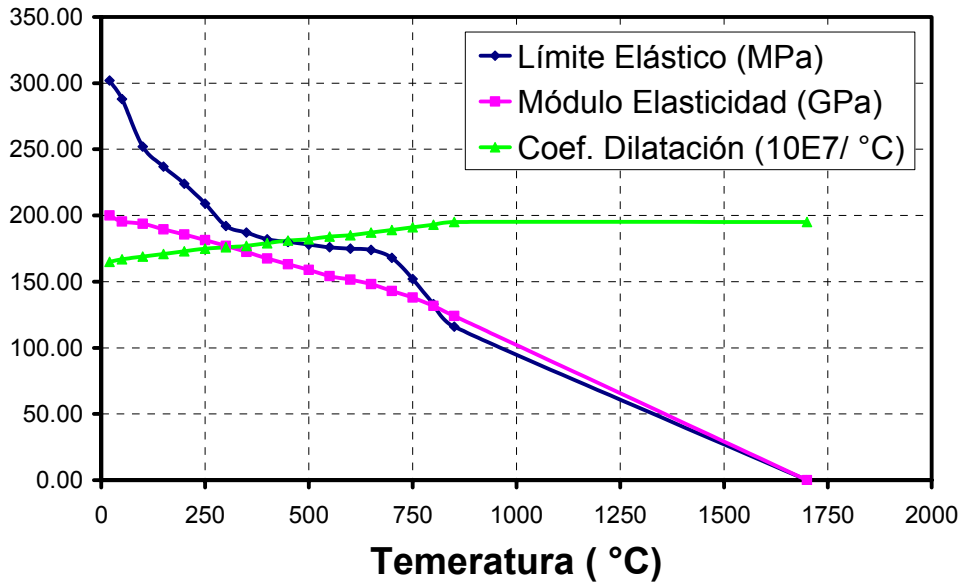


Figura 9. Variación de las propiedades mecánicas del Acero Inoxidable con la temperatura.

Las constantes físicas mencionadas en la Tabla 2 han sido consideradas en todos nuestros estudios constantes con la temperatura.

PROPIEDADES MECÁNICAS	ALUMINIO (Al-5083-O)	ACERO AL CARBONO (AH-36)	ACERO INOXIDABLE (AISI 316L)
Densidad ( $\rho$ )	2600 kg / m <sup>3</sup>	7850 kg / m <sup>3</sup>	8027 kg / m <sup>3</sup>
Calor Específico (c)	900 Joules kg <sup>-1</sup> °C	520 Joules kg <sup>-1</sup> °C	450 Joules kg <sup>-1</sup> °C

Tabla 2. Constantes físicas utilizadas en el cálculo analítico del ciclo térmico producido por el proceso de soldeo.

El ciclo térmico obtenido ha sido truncado a la temperatura de fusión del material. A continuación mostramos el valor de la temperatura para la cual se ha truncado la ley térmica para cada uno de los materiales involucrados en nuestro estudio:

- Aluminio = 638° C
- Acero al Carbono = 1700° C
- Acero Inoxidable = 1700° C



Como ya habíamos mencionado, el ciclo térmico calculado analíticamente lo hemos utilizado en la fase de calentamiento, la fase de enfriamiento se ha supuesto hasta llegar a temperatura ambiente que en nuestro caso será el valor de la temperatura de referencia y que tiene un valor, por simplicidad de  $0^{\circ}$  C (273 K).

## **4.5. Análisis termomecánico**

Describiremos brevemente las características e hipótesis involucradas en la solución para hacer un análisis termomecánico de tensiones por medio de las simulaciones con ANSYS v. 8.0 y TRINC 1.0.

### **4.5.1. ANSYS v. 8.0**

Varios factores relacionados con el material pueden hacer que la rigidez de su estructura cambie durante el curso de un análisis. Las relaciones tensión-deformación harán que la rigidez de una estructura cambie a niveles de carga diferentes (y típicamente en temperaturas diferentes).

Los materiales más comunes exhiben una relación tensión-deformación lineal hasta cierto nivel de tensiones conocido como límite de proporcionalidad. A partir de ese valor la relación tensión-deformación será no lineal. El comportamiento plástico se caracteriza por deformaciones en el material no recuperables y comienza cuando las tensiones exceden el límite elástico del material. Como existe una mínima diferencia entre este punto de cedencia y el límite de proporcionalidad ANSYS V. 8.0 asume que estos dos puntos son coincidentes en el análisis plástico.

La no linealidad del material se traduce en una relación no lineal entre variaciones de tensiones y deformaciones. La relación es también dependiente de la evolución de tensiones y deformaciones que se producen, por lo tanto las tensiones y deformaciones dependen de la historia de carga, lo que obliga a integrar por incrementos las ecuaciones elastoplásticas. En un estado de

tensión plana como el que estamos considerando, el criterio de von Mises se reduce a:

$$\sqrt{\sigma_{xx}^2 + \sigma_{yy}^2 - \sigma_{xx} \sigma_{yy} + 3\sigma_{xy}^2} \leq \sigma_E \quad (7)$$

Que representa los puntos interiores a un elipsoide de ejes principales la bisectriz de los ejes  $\sigma_{xx}$  y  $\sigma_{yy}$ , el eje  $\sigma_{xy}$ , y uno normal a los dos anteriores, como se muestra en la Fig. 10.

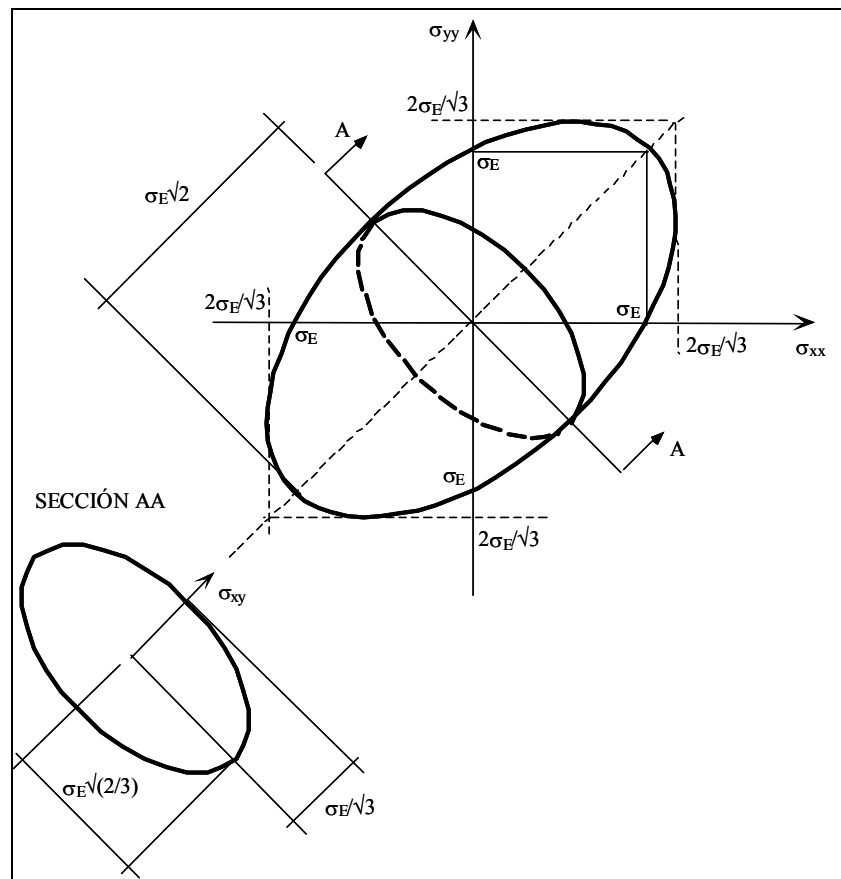


Fig.10. Criterio de von Mises en tensión plana.

Se observa en la Figura 10 que, para  $\sigma_{xy}=0$ , una tensión de tracción  $\sigma_{yy}$  puede alcanzar valores mayores que el límite elástico  $\sigma_E$ , siempre que vaya acompañada de una tensión  $\sigma_{xx}$  de tracción de valor menor que  $\sigma_E$ . El máximo valor que puede alcanzar  $\sigma_{yy}$  es  $2\sigma_E/\sqrt{3}=1.15\sigma_E$ .

El programa ANSYS v. 8.0 considera ocho tipos de no linealidad del material; en este análisis consideraremos la opción:

***Rate-Independent Plasticity***, que caracteriza las deformaciones irreversibles que ocurren en el material una vez que es alcanzado un cierto nivel de tensiones. Las deformaciones plásticas se asume que se desarrollan instantáneamente, siendo por lo tanto independientes del tiempo.

Para el análisis realizado en tres materiales diferentes se ha utilizado una ley basada en un comportamiento elastoplástico perfecto. Posteriormente, al analizar determinadas distribuciones de tensiones residuales inusuales se ha variado el modulo de elasticidad tangente usando un modelo de endurecimiento cinemático, que es el que se formula brevemente a continuación; como curva monodimensional tensión-deformación se adopta un diagrama bilineal.

El criterio de von Mises en el caso de endurecimiento cinemático se expresa en la forma:

$$F = \sqrt{\frac{3}{2} (s_{ij} - \alpha_{ij}) (s_{ij} - \alpha_{ij})} - \sigma_E(T) \quad (8)$$

Donde  $s_{ij}$  es el tensor desviador,  $s_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_{kk} \delta_{ij}/3$ ,  $\alpha_{ij}$  es la traslación del centro de la superficie de plastificación, y  $\sigma_E(T)$  es el límite elástico a la temperatura T.

Se usa la regla de endurecimiento de Prager:

$$d\alpha_{ij} = C(T) d\varepsilon_{ij}^{pl} \quad (9a)$$

En la que  $d\varepsilon_{ij}^{pl}$  es el tensor de variaciones de deformación plástica y  $C(T)$  viene dado por:

$$C(T) = \frac{2}{3} H(T) = \frac{2}{3} \frac{E(T)E_t(T)}{E(T)-E_t(T)} \quad (9b)$$

Siendo  $H(T)$  la pendiente de la curva monodimensional tensión–deformación plástica a la temperatura  $T$ , función del módulo de elasticidad  $E(T)$  y del módulo de elasticidad tangente  $E_t(T)$ .

Se adopta la ley de comportamiento plástico asociada o regla de la normalidad:

$$d\varepsilon_{ij}^{pl} = d\varepsilon_{eq}^{pl} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \quad (10a)$$

Siendo  $d\varepsilon_{eq}^{pl}$  la variación de la deformación equivalente plástica, definida como:

$$d\varepsilon_{eq}^{pl} = \sqrt{\frac{2}{3} d\varepsilon_{ij}^{pl} d\varepsilon_{ij}^{pl}} \quad (10b)$$

La condición de consistencia, que impone la continuidad de la condición de plastificación  $F=0$  durante la deformación plástica, se expresa, usando la Ecuación 8, como:

$$dF = 0 \Rightarrow \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} (d\sigma_{ij} - d\alpha_{ij}) - \frac{d\sigma_E(T)}{dT} dT = 0 \quad (11)$$

Finalmente, se usa la ecuación constitutiva lineal termoelástica:

$$d\sigma_{ij} = d[(D_{ijkl}(T) \varepsilon_{kl}^{el}] = \frac{dD_{ijkl}(T)}{dT} dT \varepsilon_{kl}^{el} + D_{ijkl}(T) (d\varepsilon_{kl} - d\varepsilon_{kl}^t - d\varepsilon_{kl}^{pl}) \quad (12)$$

Donde  $\epsilon_{kl}$ ,  $\epsilon_{kl}^{el}$  y  $\epsilon_{kl}^t = \alpha \delta_{kl} T$  son, respectivamente, las deformaciones totales, elásticas y térmicas, y  $D_{ijkl}(T)$  es el tensor de constantes elásticas. Los valores de las propiedades mecánicas a la temperatura  $T$  y sus variaciones con  $T$ , que aparecen en las Ecuaciones (8), (9), (11) y (12) se calculan interpolando los valores de dichas propiedades, que se dan como dato para diferentes temperaturas. En este estudio, las propiedades han sido especificadas para las siguientes temperaturas:

- Aluminio: 0, 100, 315, 370, 638°C
- Acero al Carbono: 0, 300, 600, 700, 950, 1700°C
- Acero Inoxidable: 0, 50, 300, 700, 850, 1700°C

Las ecuaciones de equilibrio son discretizadas por medio del teorema de los desplazamientos virtuales, siguiendo el planteamiento clásico del método de los elementos finitos.

Los desplazamientos son obtenidos en los nodos de la malla para cada incremento de temperatura, mientras que las deformaciones totales se calculan en los puntos de integración de los elementos; estas deformaciones totales son usadas para calcular las deformaciones plásticas integrando las ecuaciones correspondientes al comportamiento plástico (Ecuaciones 8-12). Tanto la comprobación del criterio de plastificación como la integración de las ecuaciones elastoplásticas se realizan en los puntos de integración del elemento. Haciendo cero el modulo tangente  $E_t$  la formulación anterior se reduce a la de un sólido elastoplástico perfecto.

En la Figura 11 podemos observar, asumiendo un comportamiento elastoplástico ideal, como varían el módulo de elasticidad y el límite elástico del aluminio con la temperatura.

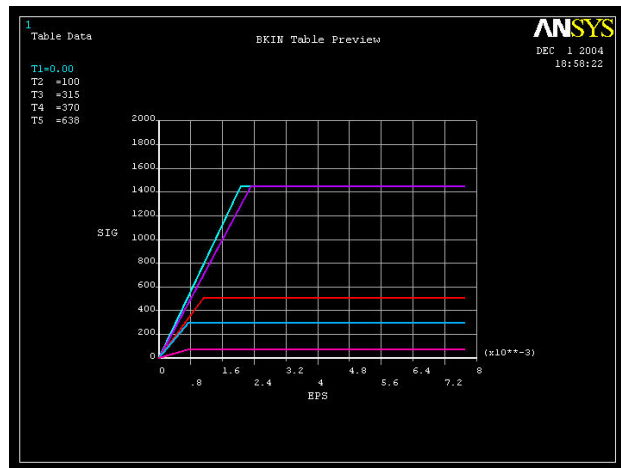


Figura 11. Variación del módulo de elasticidad y del límite elástico del aluminio con la temperatura.

## 4.5.2. TRINC 1.0

### 4.5.2.1. Hipótesis

Como anteriormente hemos señalado, y se comprobará posteriormente el proceso de soldadura genera una tensión normal longitudinal mucho mayor que el resto de tensiones, lo que sugiere que un modelo unidimensional podría representar razonablemente el estado de tensiones residuales que corresponden a una determinada distribución de temperaturas.

El modelo unidimensional de barras TRINC 1.0 desarrollado por Cañas y otros (1996, [45]), considera que las tensiones longitudinales únicamente son función de la distancia a la línea de soldeo y utiliza las siguientes hipótesis:

- La chapa soldada se sustituye por un cierto número de barras, que solo experimentan cargas axiales, y que están unidas en sus extremos a elementos infinitamente rígidos los cuales fuerzan a los extremos de las barras a moverse sobre una línea recta. Las barras se pueden elegir de diferente sección permitiendo esto un refinado del modelo cerca de la línea de soldeo.
- Se supone un comportamiento elastoplástico ideal. Las propiedades mecánicas pueden variar con la temperatura.

- Las transformaciones metalúrgicas, los cambios de fase y las deformaciones por creep son ignoradas.
- Se asume que el campo térmico se puede aproximar por la solución singular de Rosenthal para chapas delgadas.

#### 4.5.2.2. Ecuaciones de gobierno

Las ecuaciones de equilibrio, compatibilidad y comportamiento, serán presentadas de acuerdo a la configuración mostrada en la Figura 12. Los parámetros de definición del modelo son los siguientes:

$L$  = longitud de la chapa en la dirección de la soldadura.

$B$  = ancho de la chapa =  $\sum b_i$

$b_i$  = ancho de la barra  $i$

$h$  = espesor de la chapa

$\Omega_i$  = sección transversal de la barra  $i$  =  $b_i \times h$

$\delta$  = incremento de longitud para la barra 1

$\theta/2$  = ángulo rotado para cada elemento rígido

$d_i$  = distancia desde el centro de la barra 1 al centro de la barra  $i$

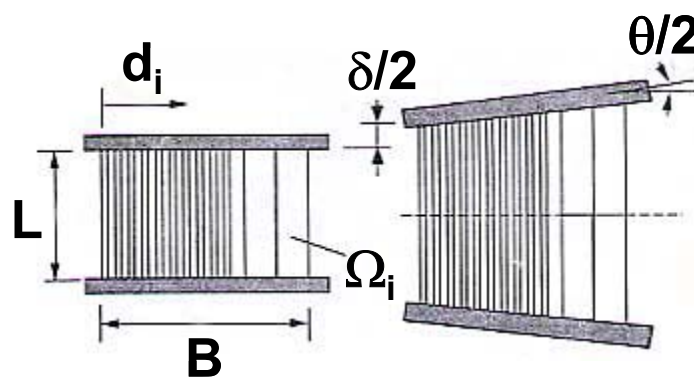


Figura 12. Esquema general para el modelo monodimensional de barras.

**4.5.2.2.1. Ecuaciones de equilibrio**

Aislando uno de los extremos de la chapa modelada por medio de barras, imponiendo que las barras solo trabajan a esfuerzo axial, y suponiendo que no hay fuerzas externas aplicadas (ver Figura 13), se obtienen las siguientes ecuaciones:

$$\sum F = 0 \Rightarrow \sum_{i=1}^{i=b} N_i = 0 \tag{13}$$

$$\sum M = 0 \Rightarrow \sum_{i=1}^{i=b} N_i d_i = 0 \tag{14}$$

Donde  $N_i$  es la fuerza axial de la barra  $i$  y  $b$  es el número total de barras empleadas para representar la chapa.

Las Ecuaciones 13 y 14 pueden ser escritas en forma matricial de la siguiente manera:

$$\begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & \dots & \dots & 1 \\ d_1 & d_2 & d_3 & \dots & \dots & d_b \end{bmatrix} \begin{bmatrix} N_1 \\ N_2 \\ N_3 \\ \cdot \\ \cdot \\ N_b \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} ; \quad \mathbf{C}^T \mathbf{N} = \mathbf{0} \tag{15}$$

$\begin{matrix} (2 \times b) & (b \times 1) & (2 \times 1) \end{matrix}$

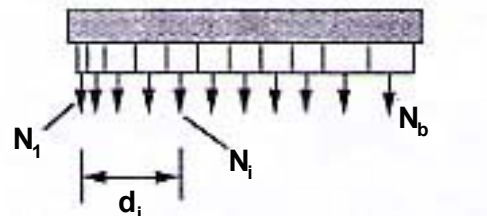


Figura 13. Parte superior de la chapa aislada para establecer el equilibrio de fuerzas.



#### 4.5.2.2.2. Ecuaciones de compatibilidad

Se obtienen aplicando el principio de contragredencia, el cual establece que magnitudes asociadas energéticamente se relacionan recíprocamente:

$$\mathbf{q} = \mathbf{C} \mathbf{u} \quad (16)$$

$\begin{matrix} (b \times 1) & (b \times 2) & (2 \times 1) \end{matrix}$

Donde el vector  $\mathbf{q}$  representa el vector de deformaciones ( $q_i$  es el alargamiento de la barra  $i$  que está asociado energéticamente a la fuerza axial  $N_i$ ) y  $\mathbf{u}$  el vector de desplazamiento ( $\delta, \theta$ ) asociado con los grados de libertad sobre los cuales se han impuesto las condiciones de equilibrio.

#### 4.5.2.2.3. Ecuaciones de comportamiento

De acuerdo a la hipótesis establecida se adopta un comportamiento elastoplástico ideal; el vector de deformaciones totales  $\mathbf{q}$  puede ser expresado como suma de las deformaciones elásticas ( $q_e$ ), térmicas ( $q_t$ ) y plásticas ( $q_p$ ):

$$\mathbf{q} = \mathbf{q}_e + \mathbf{q}_t + \mathbf{q}_p \quad (17)$$

La deformación elástica y la deformación térmica de una barra genérica  $i$  vienen dadas respectivamente por:

$$q_{ei} = \frac{LN_i}{\Omega_i E(T_i)} \quad (18)$$

$$q_{ti} = L\alpha(T_i)T_i \quad (19)$$

Siendo  $E(T_i)$  el modulo de elasticidad y  $\alpha(T_i)$  el coeficiente de dilatación a la temperatura  $T_i$ .

Las expresiones anteriores (17, 18 y 19) pueden ser expresadas en forma matricial de la siguiente forma:

---

$$\underset{(b \times 1)}{\mathbf{q}} = \underset{(b \times b)}{\mathbf{A}} \underset{(b \times 1)}{\mathbf{N}} + \underset{(b \times b)}{\mathbf{A}_t} \underset{(b \times 1)}{\mathbf{T}} + \underset{(b \times 1)}{\mathbf{q}_p} \quad (20)$$

Donde  $\mathbf{A}$  es una matriz diagonal en la que cada elemento representa el coeficiente de flexibilidad de la barra  $i$  ( $L/E(T_i)\Omega_i$ ),  $\mathbf{A}_t$  es otra matriz diagonal donde cada elemento es  $L\alpha(T_i)$  y  $\mathbf{T}$  es el vector de temperaturas. Las ecuaciones anteriores deben ser completadas con las que definen el comportamiento elastoplástico irreversible, las cuales deben ser expresadas en forma incremental como:

$$|N_i + \Delta N_i| \leq N_{pi} \quad (21a)$$

$$(|N_i| - N_{pi})\Delta q_{pi} = 0 \quad (21b)$$

$$N_i \Delta q_{pi} \geq 0 \quad (21c)$$

$$\Delta(|N_i| - N_{pi})\Delta q_{pi} = 0 \quad (21d)$$

Donde  $N_{pi} = N_p(T_i)$  representa el axil plástico de la barra  $i$  ( $N_{pi} = \Omega_i \sigma_E(T_i)$ ,  $\sigma_E(T_i)$  siendo el límite elástico para la temperatura  $T_i$ ) y el símbolo  $\Delta$  representa el valor incremental de la variable a la que acompaña.

La Ecuación 21a establece que la fuerza axil no puede superar el valor de la fuerza axil plástica mientras que la Ecuación 21b obliga a que se alcance el valor de la fuerza axil plástica para permitir el desarrollo de deformaciones plásticas. La Ecuación 21c establece que el trabajo plástico debe ser positivo y la Ecuación 21d establece que las deformaciones plásticas y las fuerzas axiles son magnitudes complementarias que no pueden variar juntas al mismo tiempo.

El conjunto de Ecuaciones 15, 16, 20 y 21 se resuelven incrementalmente ya que el estado de carga se aplica en varios pasos de carga [49].

## 4.6. Discretización

Como ya se comentó, el uso de la Ecuación 5 requiere una evaluación de la temperatura en cada punto de la chapa para cada instante de tiempo considerado. Es aconsejable introducir algunas hipótesis para simplificar y facilitar la introducción y manejo de la preparación de datos a introducir en los programas computacionales y reducir así el tiempo de cómputo. Así que, como ya se razonó, consideraremos que todas las secciones transversales con respecto a la dirección del cordón de soldadura están sujetas a la misma distribución de temperaturas, y que ésta se corresponde a la envolvente de temperaturas que se obtiene de manera analítica por medio de la Ecuación 6. Por lo que la envolvente de máximas temperaturas será en este análisis la carga térmica.

Esta carga térmica simplificada hace posible discretizar por simetría, solo un cuarto de chapa para el Modelo 1 (Figuras 3 y 14) y media chapa para el Modelo 2 (Figuras 4 y 15).

**Modelo 1:** Dos chapas iguales soldadas a tope con una pasada.

- Las condiciones de contorno en desplazamientos son de simetría en dos caras de la chapa
- La carga térmica esta basada en la simulación del proceso de soldadura de dos chapas metálicas.

**Modelo 2:** Una chapa en la que se deposita un cordón en uno de sus bordes.

- Las condiciones de contorno en desplazamientos son de simetría en una sola cara de la chapa e impidiendo el desplazamiento horizontal en un punto de la chapa, para evitar el desplazamiento como sólido rígido en dicha dirección.
- La carga térmica esta basada en la simulación del proceso de soldadura de una sola chapa metálica.

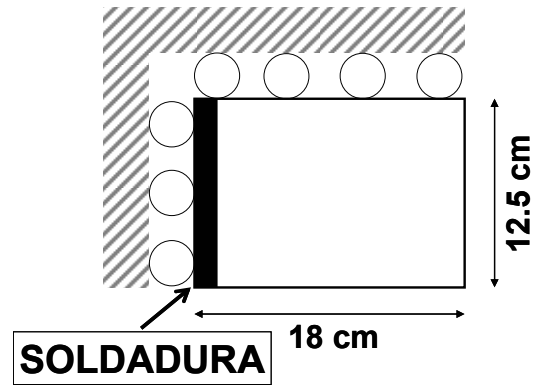


Figura 14. Modelo 1: Dos chapas soldadas a tope con una pasada.

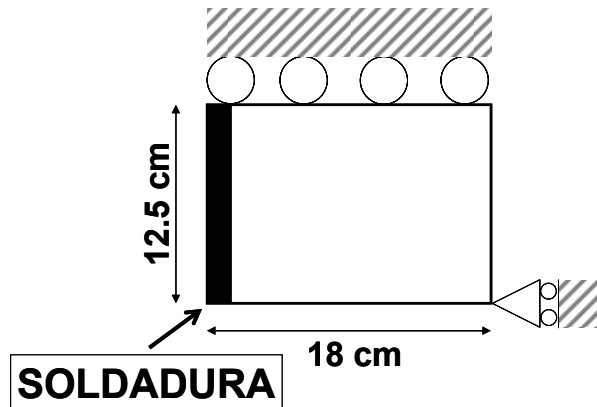


Figura 15. Modelo 2: Una chapa en la que se deposita un cordón de soldadura en uno de sus bordes.

La carga térmica producida por el proceso de soldeo dependerá del material empleado en la simulación.

#### 4.6.1. ANSYS v. 8.0

La malla utilizada con ANSYS v. 8.0 se puede observar en la Figura 16. El elemento empleado en las simulaciones ha sido PLANE42 [46] que es utilizado para modelar estructuras sólidas 2D; está definido por cuatro nodos teniendo dos grados de libertad en cada nodo: translación en las direcciones x e y. Este elemento tiene capacidad para realizar análisis plástico.

Se ha realizado un refinado en la malla en los puntos donde los gradientes de tensión generados por el proceso de soldadura serán mayores, que se localizan en la zona próxima al cordón.

Como se muestra en la Figura 16, los elementos empleados son de 1.5 cm x 0.9615 cm en la zona de malla gruesa y de 0.3 cm x 0.9615 cm en la zona de malla fina.

El proceso de soldadura se simula en dos etapas de carga una aplicando la distribución de temperaturas de la envolvente que nos representa la fase de calentamiento, y otra que nos representa la fase de enfriamiento a temperatura ambiente. El tiempo máximo de ejecución encontrado en las diferentes simulaciones fue alrededor de 5 minutos.

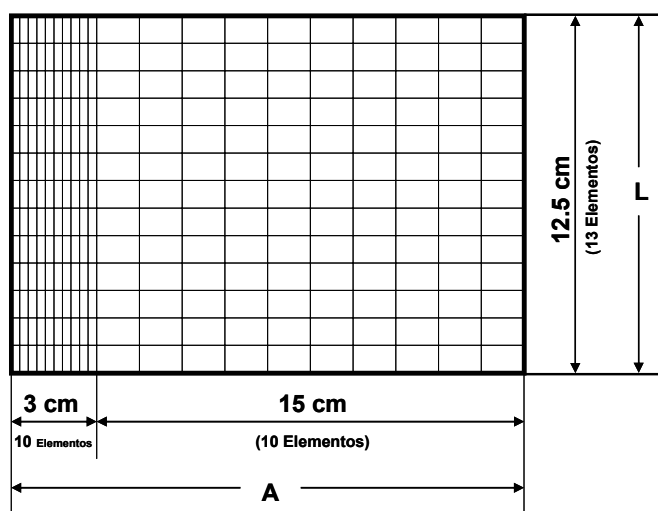


Figura 16. Discretización de la chapa empleada con ANSYS v. 8.0.

#### 4.6.2. TRINC 1.0

En la Figura 17 puede observarse la discretización utilizada con el Programa TRINC 1.0; los resultados que se obtienen en este programa son independientes del largo de la chapa; por tanto vamos a suponer como longitud el valor inicial que habíamos definido para el largo de la chapa en todas las simulaciones,  $L = 12.5$  cm. La discretización para las dimensiones  $L \times A$  (12.5 cm x 18 cm) consistirá de un total de 20 barras, 10 de ellas igualmente distribuidas a lo largo de 3 cm (cerca del cordón de soldadura) y las otras 10 en

el resto de la chapa (ancho de barras: 1.5 cm cada una). Las simulaciones realizadas con este programa llevan un tiempo de ejecución máximo de 4 segundos.

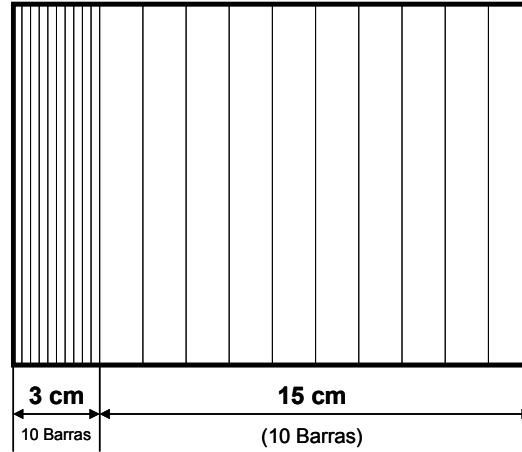


Figura 17. Discretización de la chapa empleada con TRINC 1.0

#### 4.7. Simulación del proceso de soldadura

Como ya se ha dicho las acciones térmicas se van a concretar en las envolventes de temperatura. Las Figuras 18, 19 y 20 recogen dichas envolventes para cada modelo y material. Esta envolvente se introduce en ANSYS v. 8.0 sobre los nodos de cada línea horizontal.

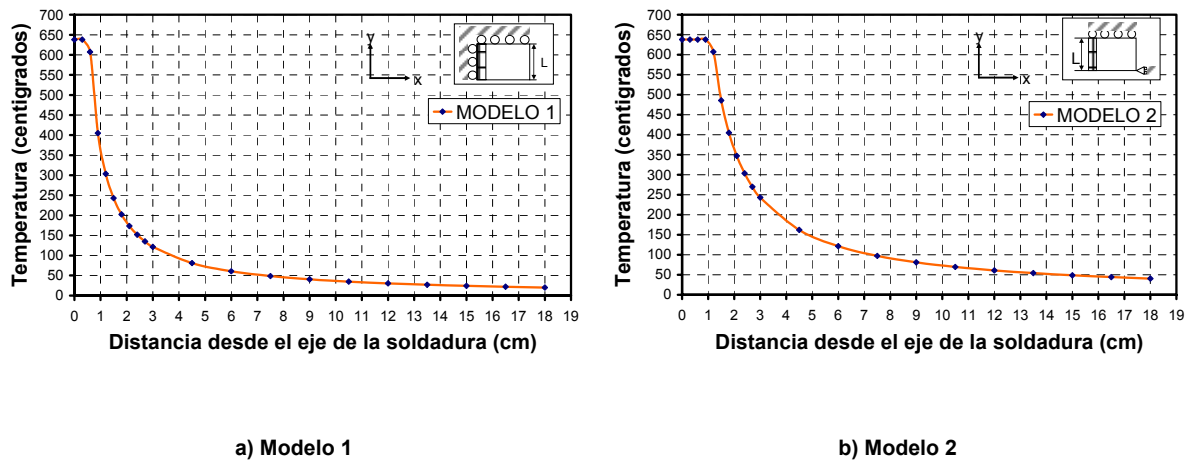


Figura 18. Envolvente de temperaturas utilizada como carga térmica para Aluminio.

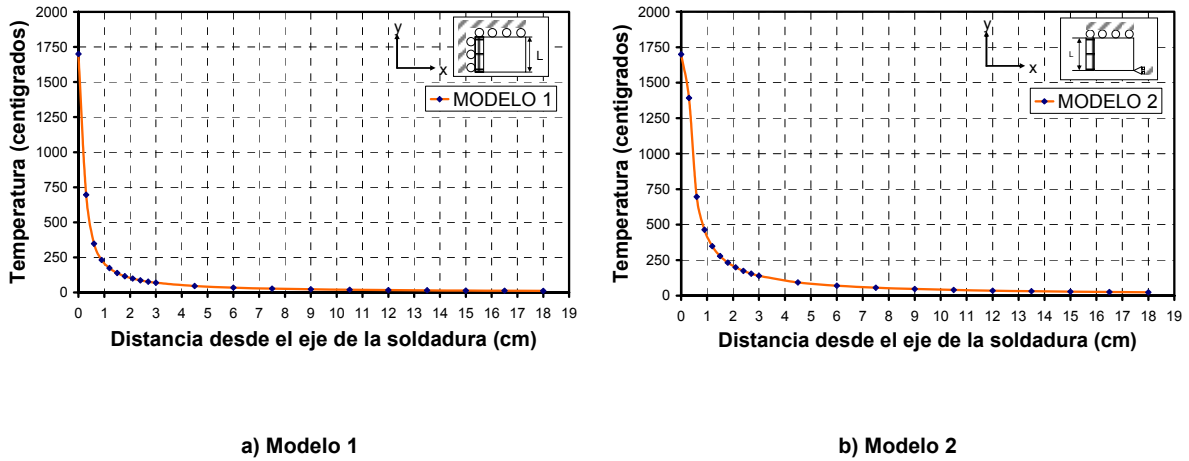


Figura 19. Envoltente de temperaturas utilizada como carga térmica para Acero al Carbono.

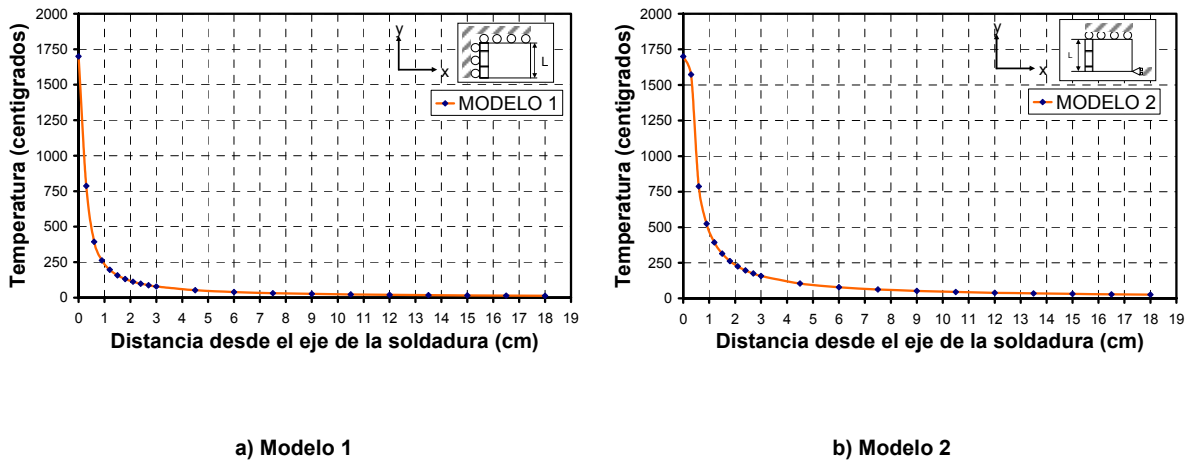


Figura 20. Envoltente de temperaturas utilizada como carga térmica para Acero Inoxidable.

#### 4.7.1. Comprobación de la influencia relativa de cada tensión

Como se ha mencionado anteriormente las tensiones longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) según el cordón de soldadura son mayores que las transversales ( $\sigma_{xx}$ ) y tangenciales ( $\sigma_{xy}$ ). Es importante resaltar que por las condiciones de contorno en desplazamientos del Modelo 2 (Figura 15) en la que solo se impide el desplazamiento como sólido rígido en dirección del eje x se obtiene un valor menor en las tensiones transversales ( $\sigma_{xx}$ ) respecto a las obtenidas en el Modelo 1, ya que en éste por el contrario existe una condición de simetría aplicada en una de las caras verticales contigua y en la dirección del cordón de soldadura (ver Figura 14) que genera una restricción de desplazamientos en el

eje x, por consecuencia la aparición de tensiones normales en la dirección de este eje de mayor valor.

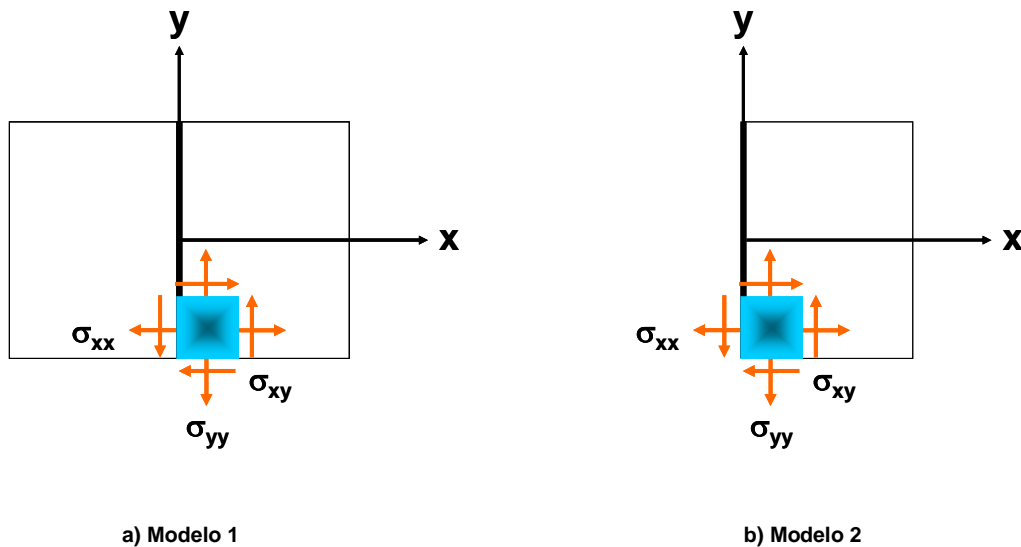


Figura 21. Estado tensional de la chapa soldada.

Para validar lo anterior se realizaron una serie de simulaciones con ANSYS v. 8.0 para los tres materiales considerando que todas las propiedades del material son función de la temperatura, plasmando los resultados obtenidos en graficas y mapas de tensiones residuales ( $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$  y  $\sigma_{xy}$ ).

Todos los resultados obtenidos y que se muestran a continuación se refieren a los centros de gravedad de los elementos. Según la Referencia Cañas et al. (1996) utilizando ABAQUS 5.2 se observó que los resultados en los puntos de integración de los elementos mas próximos al cordón de soldadura presentaban oscilaciones presumiblemente debidas a los altos gradientes que presentan los desplazamientos en esta zona, en la que existe un alto gradiente térmico y comportamiento plástico. Estas oscilaciones desaparecieron al usar elementos cuadriláteros de 8 nodos, y se comprobó que los valores de los centros de gravedad de estos elementos coincidían con los valores en los centros de gravedad de los elementos de 4 nodos, lo que justifica el uso de este elemento y estos valores en el análisis.



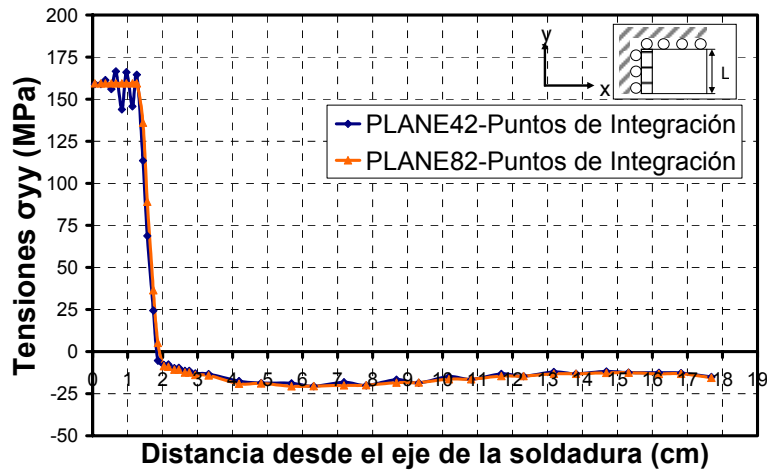


Figura 22. Tensión Residual en puntos de integración obtenida con ANSYS v. 8.0.

La comprobación con ANSYS v. 8.0 de lo anteriormente dicho se realizó con el Modelo 1 utilizando como material aluminio y considerando todas las propiedades mecánicas función de la temperatura (Figuras 22 y 23), llegándose a las mismas conclusiones y validándose la obtención de resultados en los centros de gravedad de los elementos en nuestro análisis.

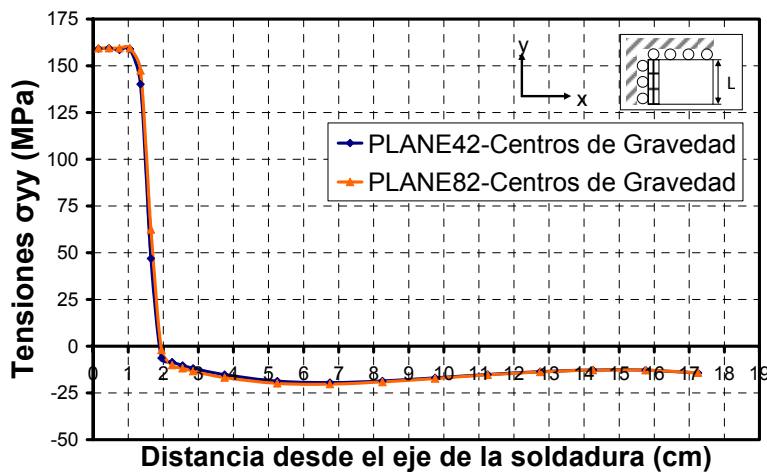


Figura 23. Tensión Residual en los centros de gravedad obtenida con ANSYS v. 8.0.

En los mapas de tensiones (ver Figuras 25, 27, 29, 31, 33, 35) se puede comprobar que efectivamente la mayor tensión residual es la componente normal  $\sigma_{yy}$  dirigida según el cordón de soldadura, que alcanza valores próximos al límite elástico, siendo las tensiones tangenciales  $\sigma_{xy}$  y las tensiones  $\sigma_{xx}$

bastante menores que  $\sigma_{yy}$  excepto en zonas muy localizadas en las proximidades de los extremos libres del cordón; fuera de esas zonas, los valores de la tensión transversal  $\sigma_{xx}$  son mayores en el Modelo 1, tal como se justificó anteriormente. Las gráficas de tensiones equivalentes de von Mises (ver Figuras 25d, 27d, 29d, 31d, 33d y 35d) confirman el predominio de la tensión longitudinal  $\sigma_{yy}$ . Así mismo se observa en los mapas de  $\sigma_{yy}$  que esta componente presenta una sensible uniformidad a lo largo del cordón, lo que justifica caracterizarla mediante sus valores en los centros de gravedad de la primera fila de elementos contiguos al eje horizontal de simetría. Estas representaciones se muestran en las Figuras 24, 26, 28, 30, 32, 34.

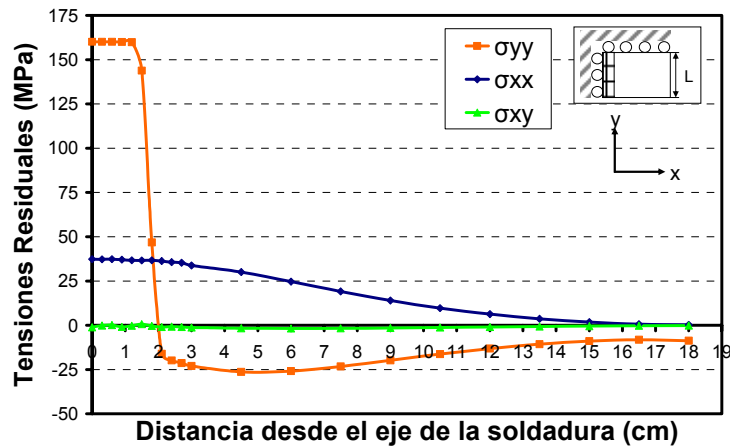
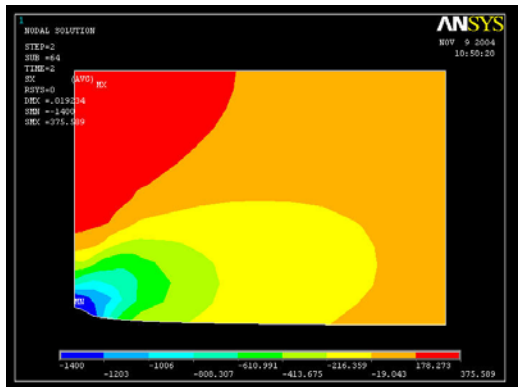
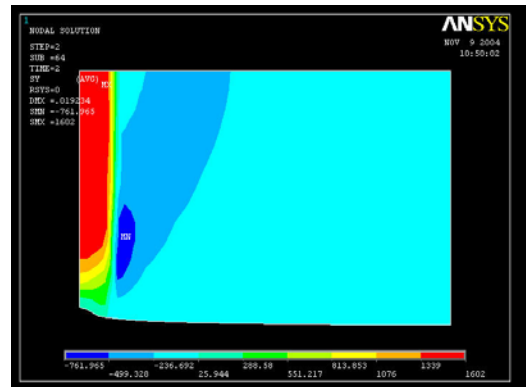


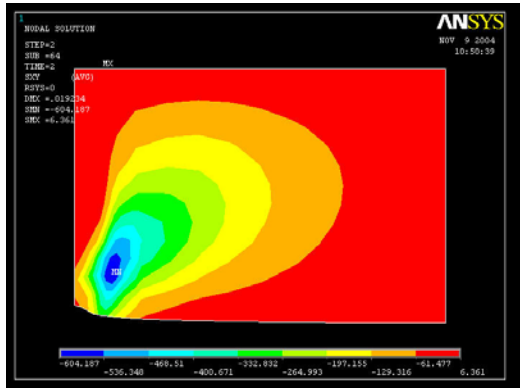
Figura 24. Distribución de tensiones residuales para aluminio en el modelo 1.



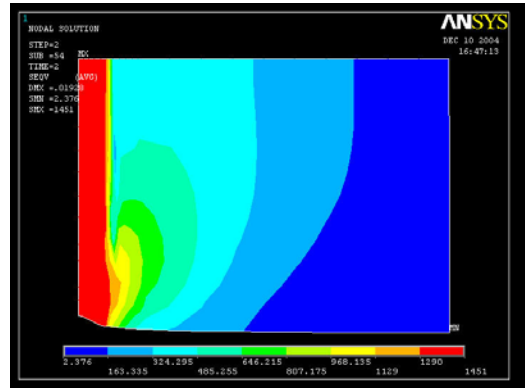
a)  $\sigma_{xx}$



b)  $\sigma_{yy}$



c)  $\sigma_{xy}$



d)  $\sigma_{eq}$

Figura 25. Mapa de tensiones residuales para aluminio en modelo 1: a) Transversales ( $\sigma_{xx}$ ). b) Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ). c) Tangenciales ( $\sigma_{xy}$ ). d) Equivalentes de von Mises ( $\sigma_{eq}$ ).

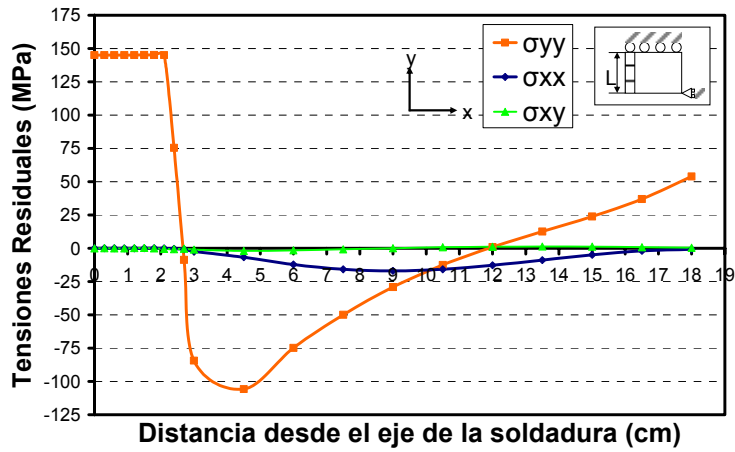
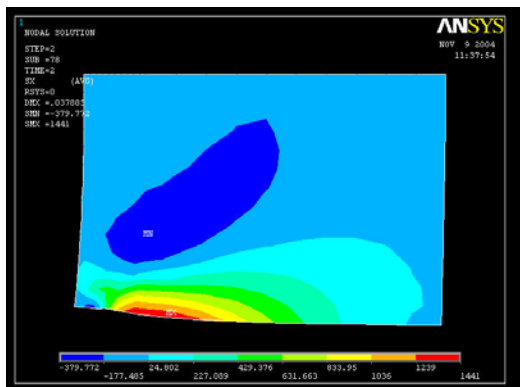
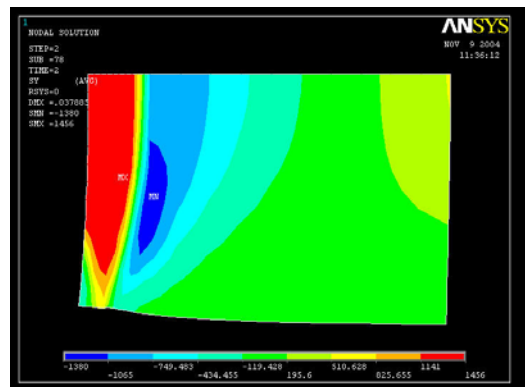


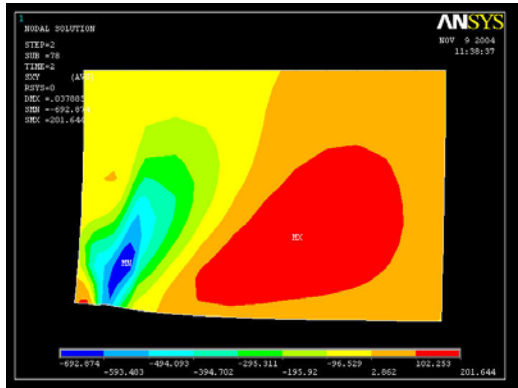
Figura 26. Distribución de tensiones residuales para aluminio en el modelo 2.



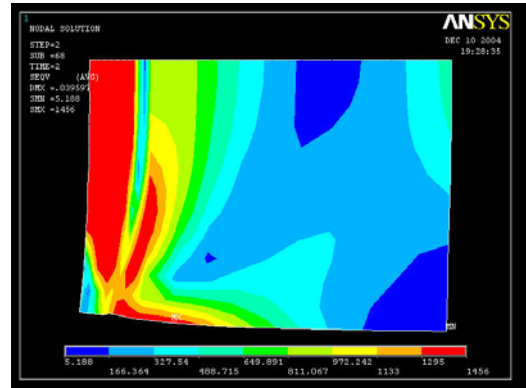
a)  $\sigma_{xx}$



b)  $\sigma_{yy}$



c)  $\sigma_{xy}$



d)  $\sigma_{eq}$

Figura 27. Mapa de tensiones residuales para aluminio en modelo 2: a) Transversales ( $\sigma_{xx}$ ). b) Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ). c) Tangenciales ( $\sigma_{xy}$ ). Equivalentes de von Mises ( $\sigma_{eq}$ ).

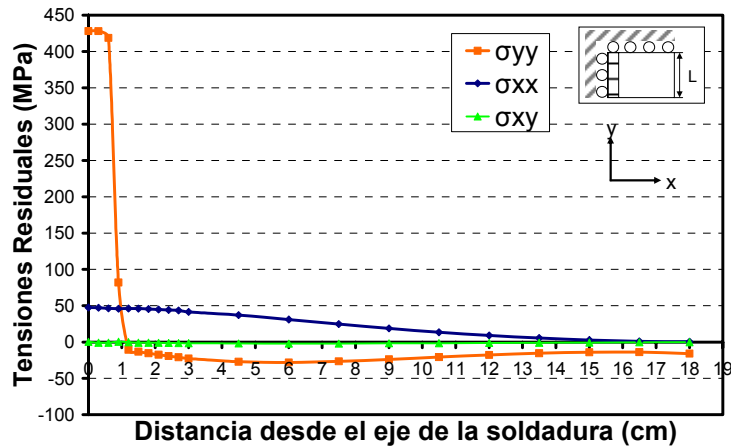
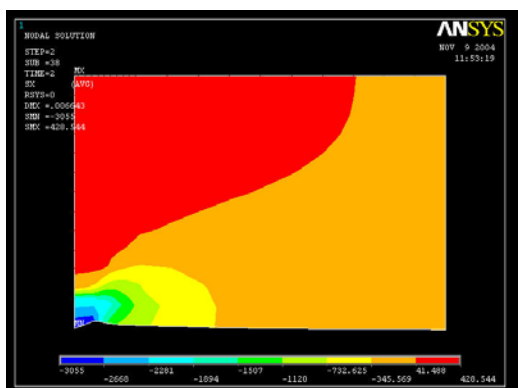
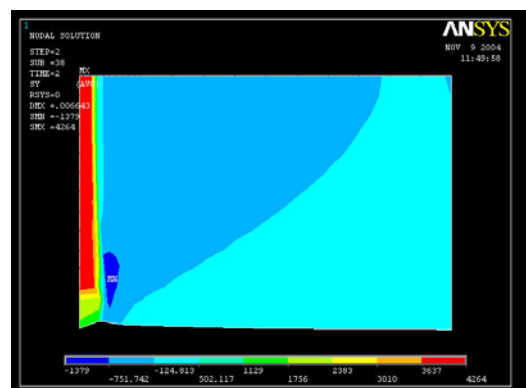


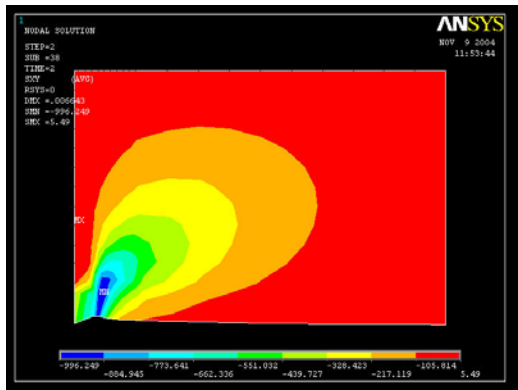
Figura 28. Distribución de tensiones residuales para acero al carbono en el modelo 1.



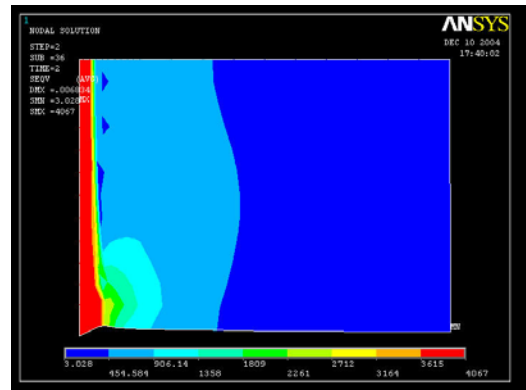
a)  $\sigma_{xx}$



b)  $\sigma_{yy}$



c)  $\sigma_{xy}$



d)  $\sigma_{eq}$

Figura 29. Mapa de tensiones residuales para acero al carbono en modelo 1: a) Transversales ( $\sigma_{xx}$ ). b) Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ). c) Tangenciales ( $\sigma_{xy}$ ). Equivalentes de von Mises ( $\sigma_{eq}$ ).

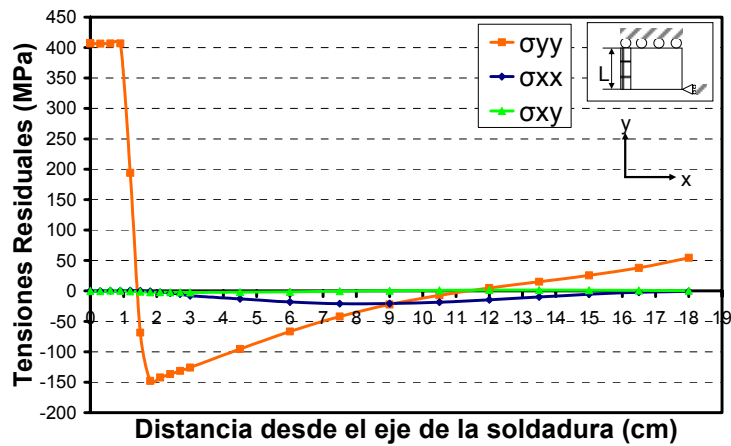
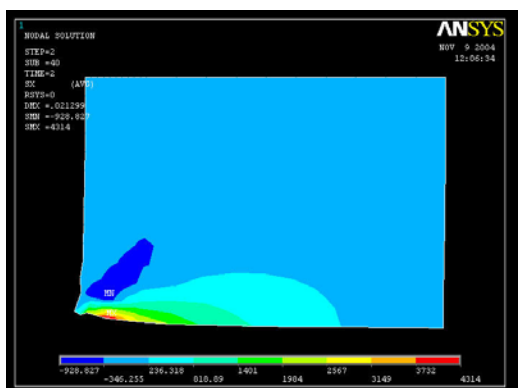
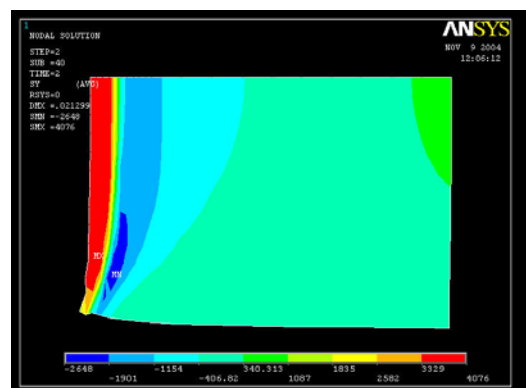


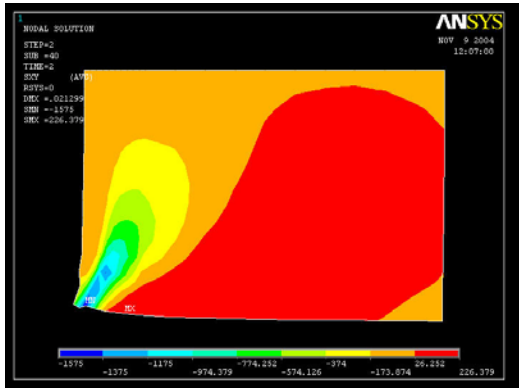
Figura 30. Distribución de tensiones residuales para acero al carbono en el modelo 2.



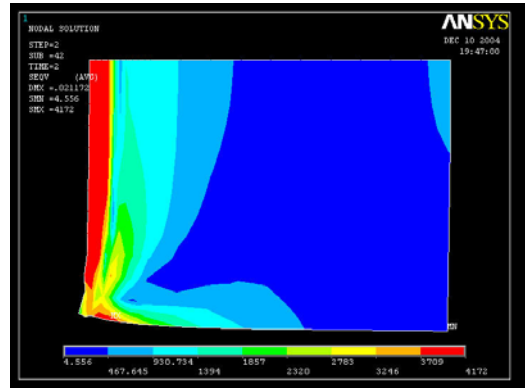
a)  $\sigma_{xx}$



b)  $\sigma_{yy}$



c)  $\sigma_{xy}$



d)  $\sigma_{eq}$

Figura 31. Mapa de tensiones residuales para acero al carbono en modelo 2: a) Transversales ( $\sigma_{xx}$ ). b) Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ). c) Tangenciales ( $\sigma_{xy}$ ). Equivalentes de von Mises ( $\sigma_{eq}$ ).

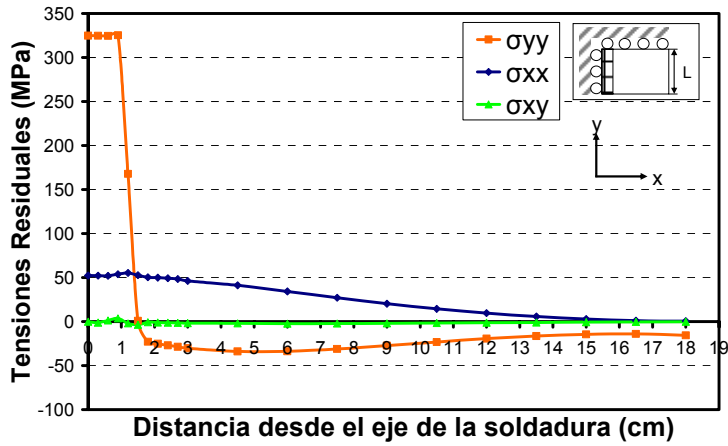
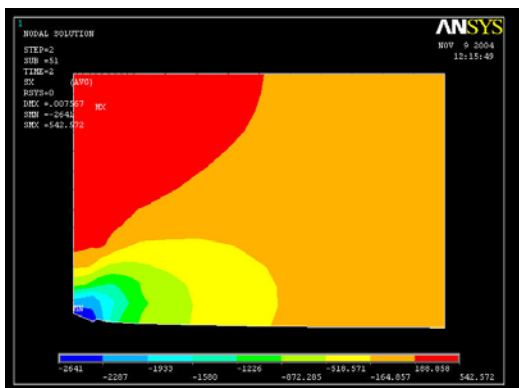
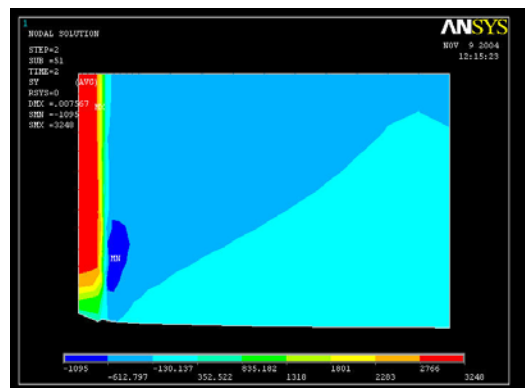


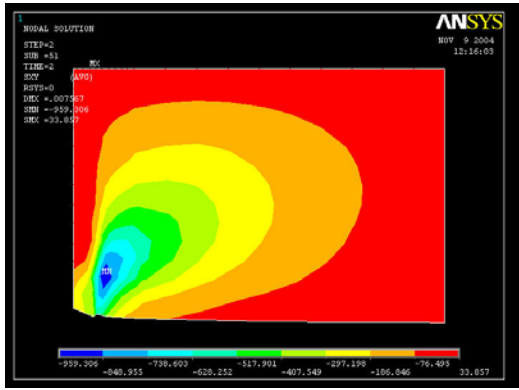
Figura 32. Distribución de tensiones residuales para acero inoxidable en el modelo 1.



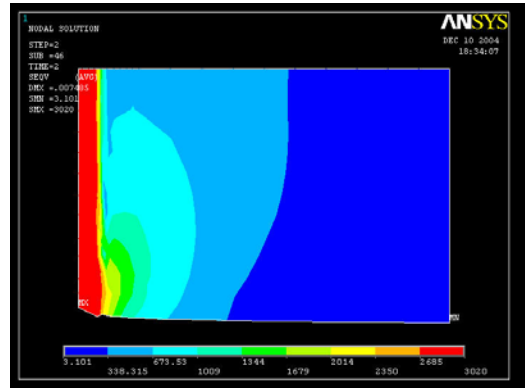
a)  $\sigma_{xx}$



b)  $\sigma_{yy}$



c)  $\sigma_{xy}$



d)  $\sigma_{eq}$

Figura 33. Mapa de tensiones residuales para acero inoxidable en modelo 1: a) Transversales ( $\sigma_{xx}$ ). b) Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ). c) Tangenciales ( $\sigma_{xy}$ ). Equivalentes de von Mises ( $\sigma_{eq}$ ).

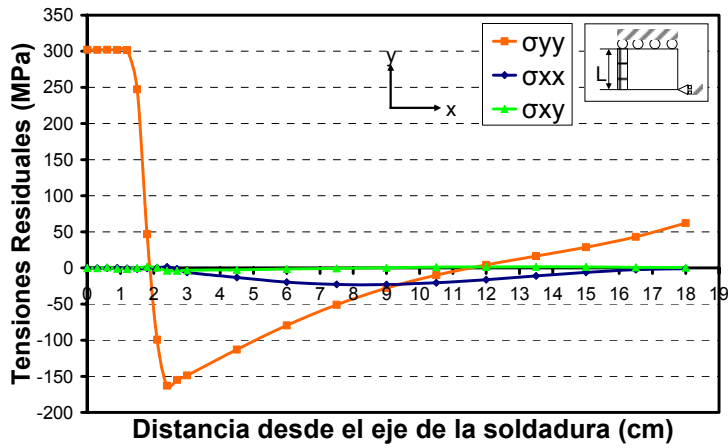
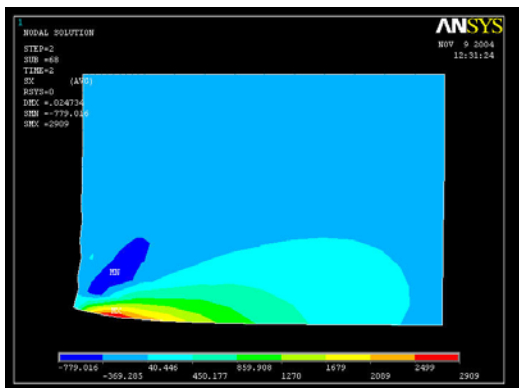
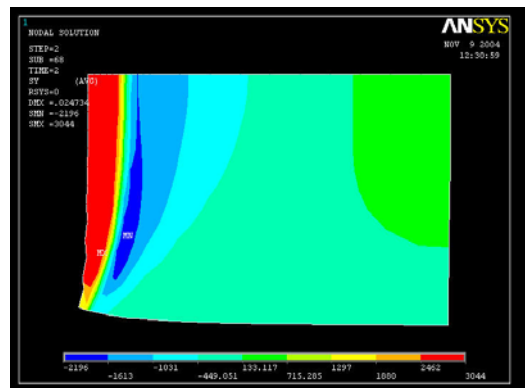


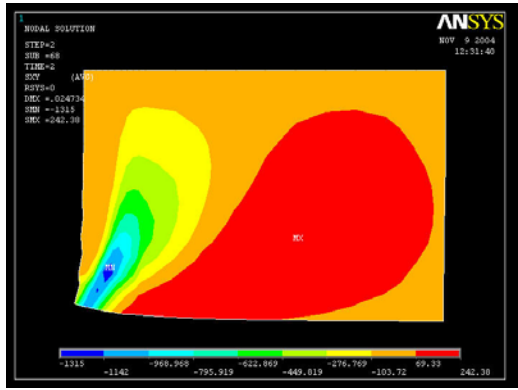
Figura 34. Distribución de tensiones residuales para acero inoxidable en el modelo 2.



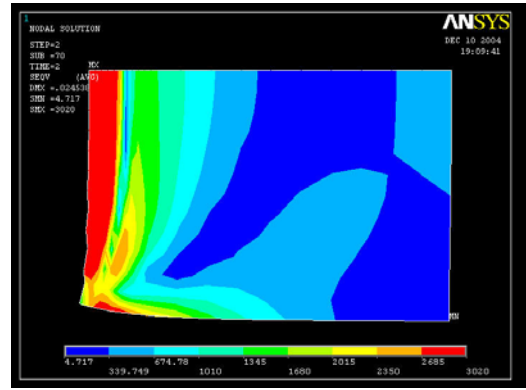
a)  $\sigma_{xx}$



b)  $\sigma_{yy}$



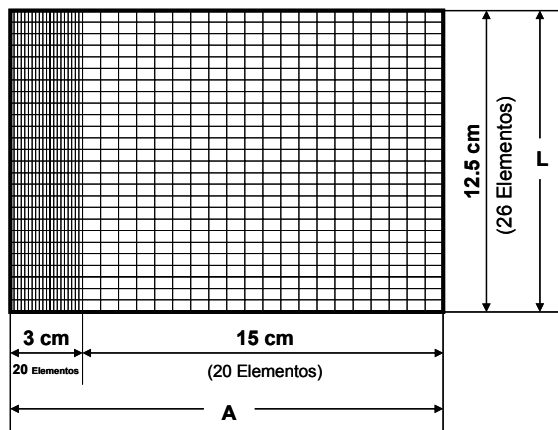
c)  $\sigma_{xy}$



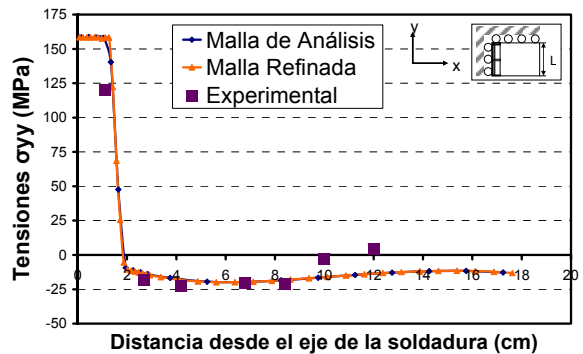
d)  $\sigma_{eq}$

Figura 35. Mapa de tensiones residuales para acero inoxidable en modelo 2: a) Transversales ( $\sigma_{xx}$ ). b) Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ). c) Tangenciales ( $\sigma_{xy}$ ). Equivalentes de von Mises ( $\sigma_{eq}$ ).

Como validación final de la malla utilizada en nuestro análisis (Figura 16) y de los resultados obtenidos por medio de ésta, se realizó una simulación con una malla en la que se ha cuadruplicado el número de elementos (Figura 36a). Los resultados obtenidos muestran que para fines prácticos no existe diferencia en las distribuciones de tensiones residuales entre un mallado y otro (Figura 36b).



a)



b)

Figura 36. Validación de la malla de elementos finitos utilizada con ANSYS v. 8.0 (Aluminio). a) Malla refinada con el número de elementos cuadruplicados. b) Comparación de resultados de tensiones residuales obtenidos con la malla utilizada en el análisis, una malla refinada y los obtenidos experimentalmente por Cañas et al., 1996.



En la Figura 36b se han incluido los resultados experimentales obtenidos mediante el método del agujero ciego por Cañas y otros [39] observándose un buen acuerdo.

#### 4.7.2. Efecto de la variación de las propiedades mecánicas con la temperatura

La dependencia de las propiedades del material con la temperatura no son datos accesibles en muchos casos y resulta de interés saber las propiedades más relevantes en la simulación de tensiones residuales.

Usando elementos finitos se va hacer un estudio paramétrico sobre los dos modelos geométricos y los tres materiales. Para investigar las posibilidades de uso del modelo monodimensional los mismos casos resueltos con ANSYS v. 8.0 se han resuelto con el programa del modelo de barras (TRINC 1.0) descrito anteriormente.

Las combinaciones de variaciones de propiedades con la temperatura consideradas son las que se muestran en la tabla adjunta.








COLOR	PROPIEDADES MECANICAS		
	$E f(T)$	$\sigma_E f(T)$	$\alpha f(T)$
	NO	NO	NO
	SI	NO	SI
	NO	SI	SI
	NO	NO	SI
	NO	SI	NO
	SI	SI	SI
	SI	NO	NO

Tabla 3. Variación de la propiedades mecánicas en el análisis realizado con ANSYS v. 8.0 y TRINC 1.0 para el Modelo 1.

##### 4.7.2.1. Modelo 1

##### 4.7.2.1.1. Efecto del material

4.7.2.1.1.1. ANSYS v. 8.0

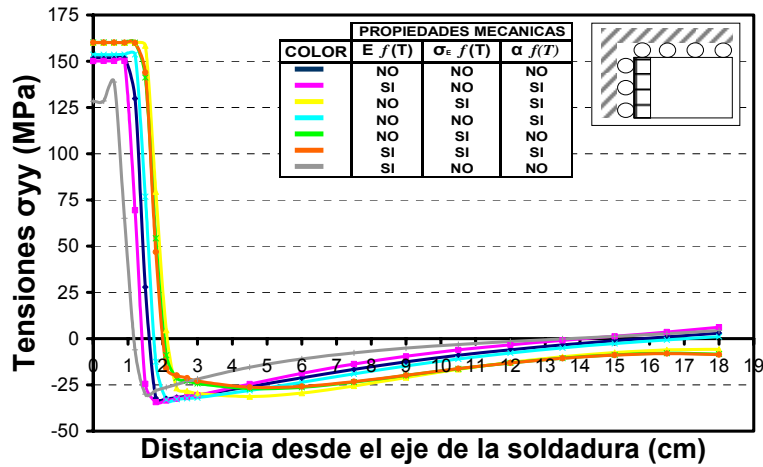


Figura 37. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Aluminio utilizando ANSYS v. 8.0 para diferentes casos en que todas o algunas propiedades mecánicas son función o no de la temperatura.

Las Figuras 37, 38 y 39 recogen los resultados para los tres materiales utilizados. Sobre las Figuras mencionadas cabe hacer en general los siguientes comentarios:

- El efecto de la dependencia de las propiedades mecánicas con la temperatura es relativamente débil, pudiéndose estimar el orden de las máximas tensiones residuales de tracción y compresión mediante el caso de propiedades constantes. Esto es del mayor interés en los casos frecuentes en que las variaciones de las propiedades mecánicas con la temperatura no son conocidas.
- Dentro de lo relativamente débil del efecto este es máximo en el aluminio y mínimo en el acero al carbono.
- La propiedad cuya variación con la temperatura tiene una mayor influencia en la distribución de tensiones residuales es el límite elástico ( $\sigma_E$ ); la distribución de tensiones residuales cuando sólo esta propiedad mecánica varía con la temperatura es virtualmente idéntica al caso en que todas las propiedades varían con la temperatura.

- Las máximas tensiones de tracción son en general del orden del límite elástico pero algo mayores, debido a la estructura del criterio de von Mises comentado anteriormente (Ecuación 7).

Las diferencias en el ancho de la zona traccionada entre el aluminio y los aceros pueden ser atribuidas a las distintas envolventes térmicas de cada uno de los materiales (Figuras 18a, 19a y 20a).

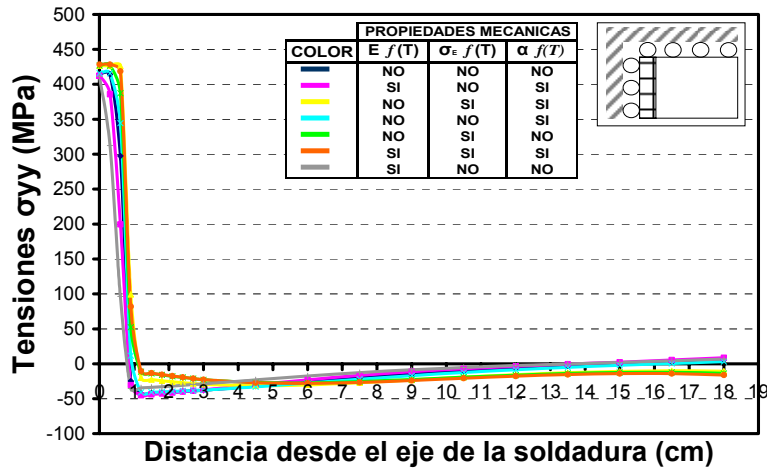


Figura 38. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Acero al Carbono utilizando ANSYS v. 8.0 para diferentes casos en que todas o algunas propiedades mecánicas son función o no de la temperatura.

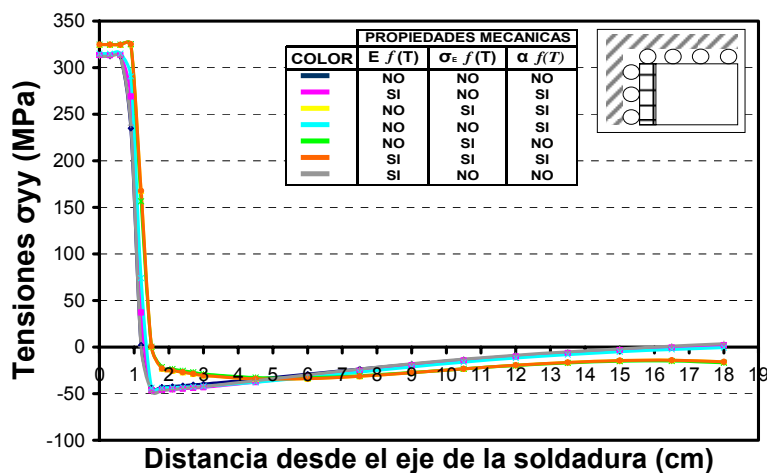


Figura 39. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Acero Inoxidable utilizando ANSYS v. 8.0 para diferentes casos en que todas o algunas propiedades mecánicas son función o no de la temperatura.

4.7.2.1.1.2. TRINC 1.0

Los resultados obtenidos con le programa TRINC 1.0 para los tres materiales utilizados se muestran en las Figuras 39, 40 y 41.

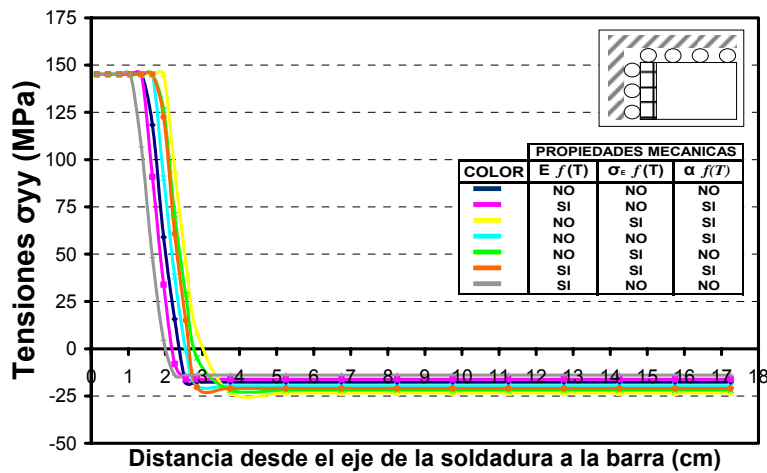


Figura 40. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Aluminio utilizando TRINC 1.0 para diferentes casos en que todas o algunas propiedades mecánicas son función o constantes con la temperatura.

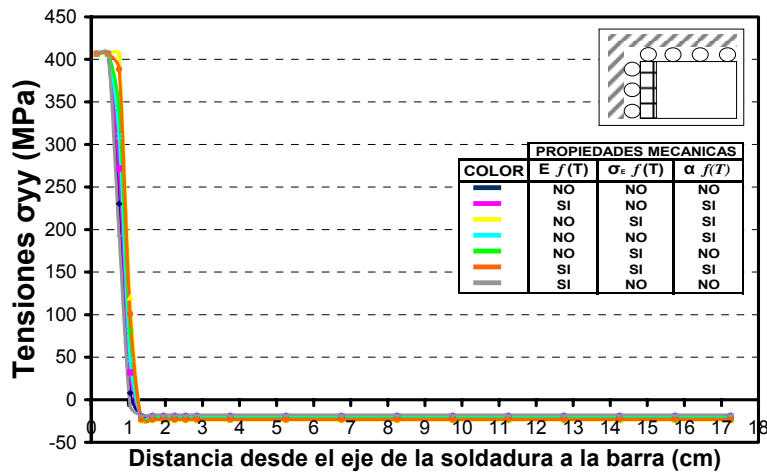


Figura 41. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Acero al Carbono utilizando TRINC 1.0 para diferentes casos en que todas o algunas propiedades mecánicas son función o constantes con la temperatura.

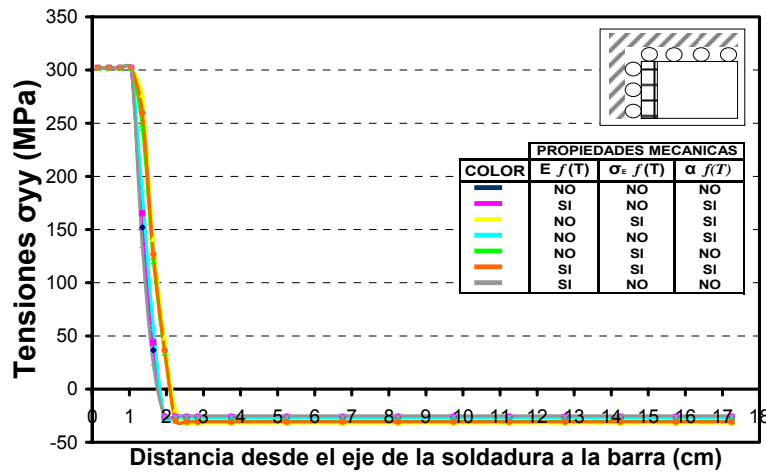


Figura 42. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Acero Inoxidable utilizando TRINC 1.0 para diferentes casos en que todas o algunas propiedades mecánicas son función o constantes con la temperatura.

Los comentarios realizados en el apartado anterior son igualmente válidos en este caso. Las únicas diferencias dignas de mención son que las tensiones residuales de tracción en el entorno del cordón son iguales al límite elástico y que la tensión residual de compresión es constante. Este valor constante reproduce razonablemente la máxima tensión de compresión residual obtenida en las simulaciones con ANSYS v. 8.0 y todas las propiedades dependientes de la temperatura.

En relación al ancho de la zona traccionada, sí existen diferencias entre los modelos ANSYS v. 8.0 y monodimensional siendo estas más acusadas en el aluminio y en el acero inoxidable.

#### 4.7.2.2. Modelo 2

##### 4.7.2.2.1. Efecto del material

A la vista de las conclusiones establecidas sobre el Modelo 1, y para clarificar las graficas, en las simulaciones que siguen del Modelo 2, solo se van a considerar los casos que se muestran en la tabla adjunta.

PROPIEDADES MECANICAS			
COLOR	E f(T)	$\sigma_E$ f(T)	$\alpha$ f(T)
■	NO	NO	NO
■	NO	SI	NO
■	SI	SI	SI

Tabla 4. Variación de la propiedades mecánicas en el análisis realizado con ANSYS v. 8.0 y TRINC 1.0 para el Modelo 2.

4.7.2.2.1.1. ANSYS v. 8.0

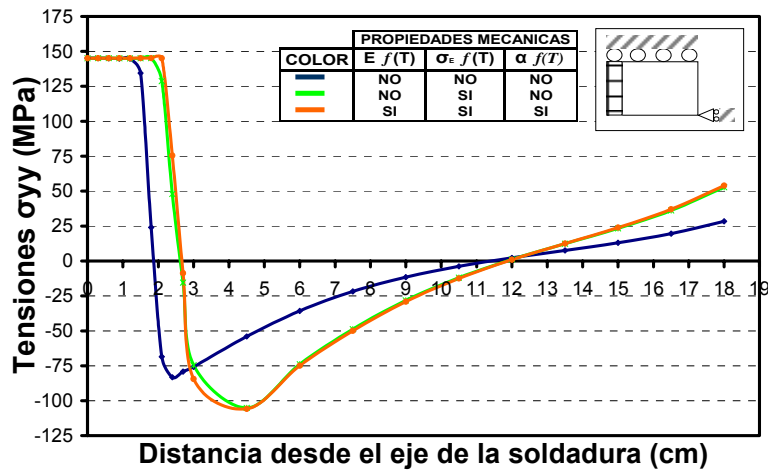


Figura 43. Tensiones Residuales Longitudinales (σ<sub>yy</sub>) en el Modelo 2 con Aluminio utilizando ANSYS v. 8.0 para tres diferentes casos.

Las Figuras 43, 44 y 45 muestran los resultados obtenidos para los tres materiales, y sobre las mismas cabe señalar los siguientes comentarios:

- El efecto de la dependencia de las propiedades mecánicas con la temperatura es relativamente débil en el Acero al Carbono y en el Acero Inoxidable, y más acusada con el Aluminio.
- Al igual que en el Modelo 1, la propiedad cuya variación con la temperatura tiene una mayor influencia en la distribución de tensiones residuales es el límite elástico ( $\sigma_E$ ); la distribución de tensiones residuales cuando sólo esta propiedad mecánica varía con la temperatura es virtualmente idéntica al caso en que todas las propiedades varían con la temperatura.

- Las máximas tensiones de tracción son iguales al límite elástico ( $\sigma_E$ ), debido a que las condiciones de sustentación no impiden la libre dilatación horizontal de la chapa lo que hace que las tensiones normales transversales sean muy pequeñas.

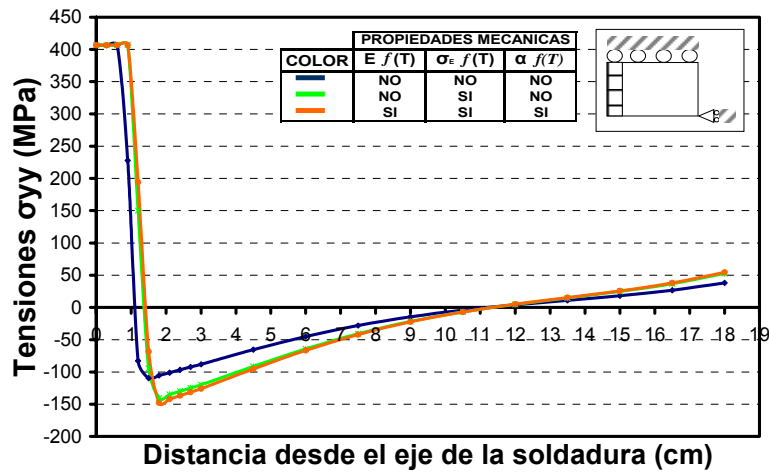


Figura 44. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 2 con Acero al Carbono utilizando ANSYS v. 8.0 para tres diferentes casos.

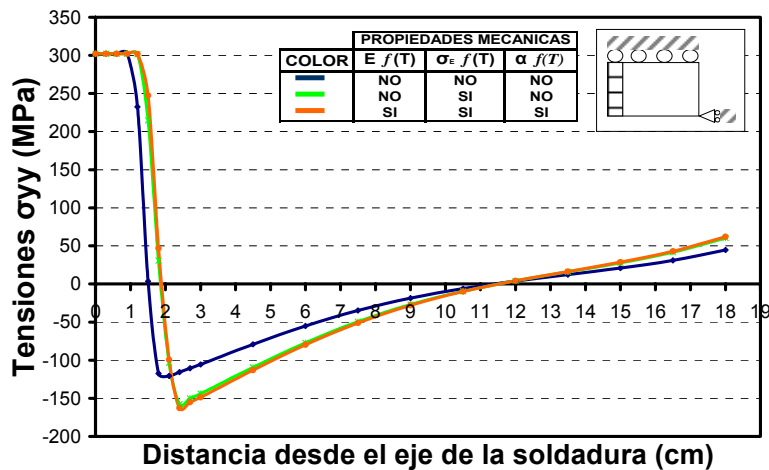


Figura 45. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 2 con Acero Inoxidable utilizando ANSYS v. 8.0 para tres diferentes casos.

4.7.2.2.1.2. TRINC 1.0

Las Figuras 46, 47 y 48 muestran los resultados para el modelo monodimensional.

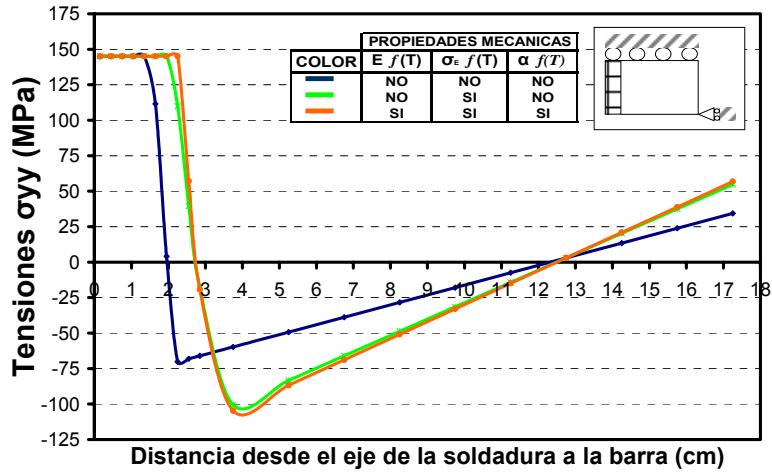


Figura 46. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 2 con Aluminio utilizando TRINC 1.0 para tres diferentes casos.

En general son válidos para estas figuras los comentarios realizados sobre los resultados de ANSYS v. 8.0. En relación al ancho de la zona traccionada no se aprecian diferencias sensibles en este caso con los resultados de ANSYS v. 8.0.

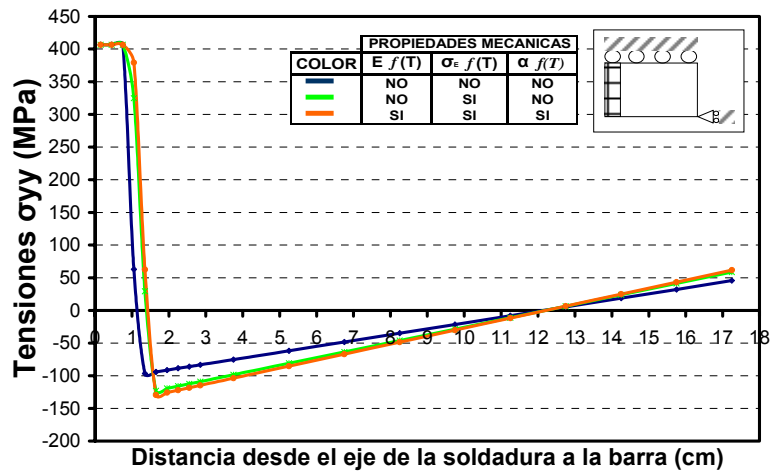


Figura 47. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 2 con Acero al Carbono utilizando TRINC 1.0 para tres diferentes casos.



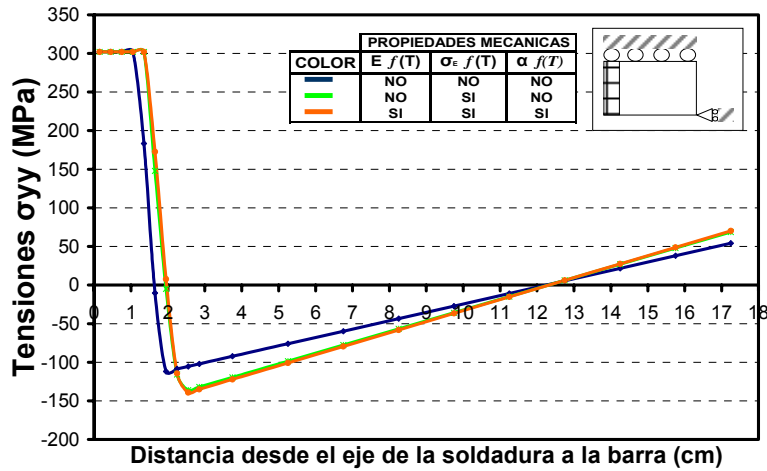


Figura 48. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 2 con Acero Inoxidable utilizando TRINC 1.0 para tres diferentes casos.

### 4.7.3. Efecto de la geometría de la chapa

En este apartado se intenta observar la influencia de las proporciones relativas de la chapa; con el objeto de obtener relaciones geométricas simples, se partirá de unas dimensiones de referencia para los Modelos 1 y 2. Se hará una modificación en la discretización de la malla cambiando el valor de una de las dimensiones (paralela al largo L de la chapa) del elemento que habíamos utilizado en los análisis anteriores, facilitando esto tomar fracciones pares en la división de la chapa para los diferentes casos analizados; igualmente utilizaremos el elemento PLANE42.

En el caso del modelo continuo (ANSYS v. 8.0), se consideran los casos de todas las propiedades variables (PV) y todas las propiedades constantes (PC); en el caso del modelo 1D (TRINC) se considera solamente el caso de todas las propiedades variables (PV) y éste se representará junto con los casos anteriores.

#### 4.7.3.1. Modelo 1

Se partirá de unas dimensiones de referencia de  $A \times L = 36 \times 36$  cm en lugar de  $36 \times 25$  cm como anteriormente se había utilizado. Por simetría nos quedaremos

con un cuarto de la chapa  $\frac{A}{2} \times \frac{L}{2} = 18 \times 18$  cm, que se discretiza en la dirección horizontal como hasta ahora, es decir 10 elementos en los 3 primeros centímetros y 10 elementos en los 15 restantes; en la dirección vertical, los 18 cm se discretizan en 16 elementos de 1.125 cm.

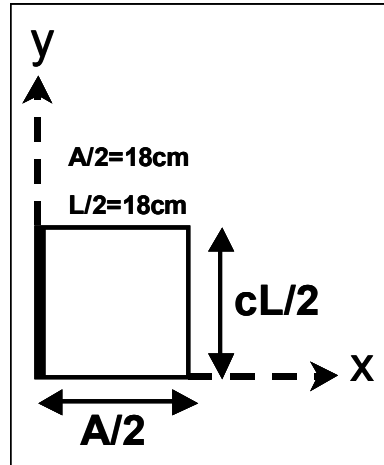


Figura 49. Dimensiones referencia para generar los diferentes largos que se analizan para observar el efecto de la geometría en las Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1.

Se generarán geometrías de dimensiones  $\frac{A}{2} \times c \frac{L}{2}$ , con  $c=0.25, 0.5, 1, 2, 3, 4, 5$  y 10. El factor  $c$  representa por tanto la relación entre el largo de la chapa y su ancho.

#### 4.7.3.1.1. Propiedades del material función de la temperatura

Considerando las propiedades del material función de la temperatura, las Figuras 50, 51 y 52 recogen los resultados de las distribuciones de tensiones residuales longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para distintos largos de chapa ( $\frac{cL}{2}$ ) y los tres materiales.

Sobre las figuras mencionadas cabe hacer en general los siguientes comentarios:

- Se observa que para los tres materiales hay tres casos ( $c=0.25, 1$  y  $2$ ) con un comportamiento anómalo en la forma de la distribución de tensiones, señalando que para el caso  $c=0.25$  dicho comportamiento se puede atribuir directamente su geometría, ya que tiene un largo de chapa ( $4.5\text{cm}$ ) muy pequeño respecto a su ancho ( $18\text{cm}$ ). Por ello se analizaran en lo que sigue solo los casos  $c=1$  y  $2$ , en los que el comportamiento anómalo se concreta en la existencia de tracciones en el extremo derecho de la zona de fusión, lo que da una evolución con acusada pendiente fuera de dicha área.
- Esta anomalía es mayor en el aluminio y menor en el acero al carbono.

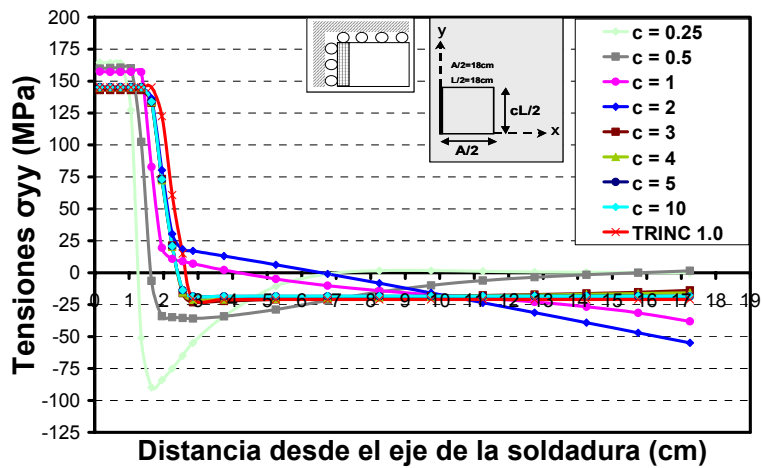


Figura 50. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Aluminio. Todas las propiedades variables con la temperatura.

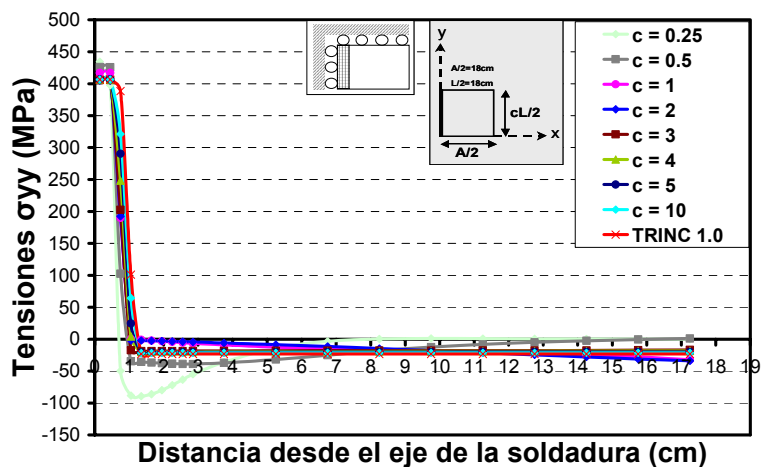


Figura 51. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Acero al Carbono. Todas las propiedades variables con la temperatura.

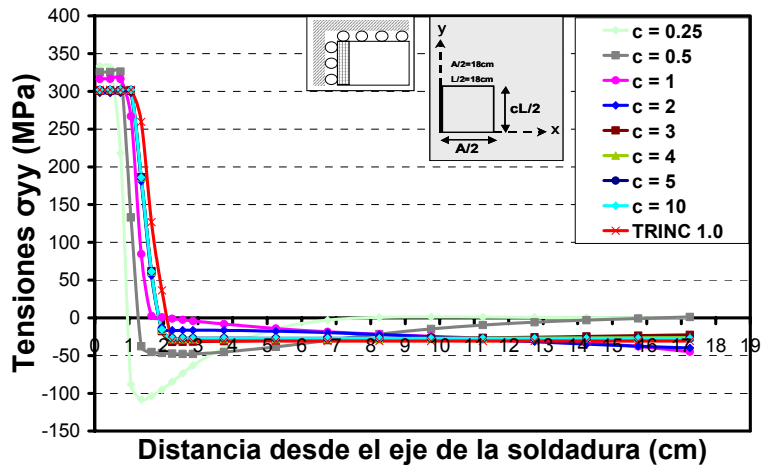


Figura 52. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Acero Inoxidable. Todas las propiedades variables con la temperatura.

En la Figura 53 se pueden observar que los resultados obtenidos con TRINC 1.0 y ANSYS v. 8.0 para el caso  $c=10$  (180cm) son prácticamente iguales.

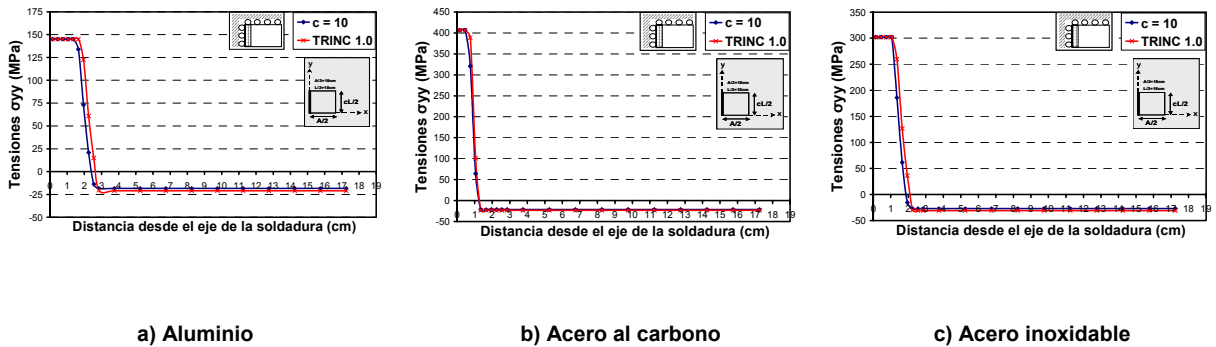


Figura 53. Comparación de Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 obtenidas con ANSYS v. 8.0 para un largo de chapa de  $c=10$  y las obtenidas con el Programa TRINC 1.0. a) Aluminio. b) Acero al Carbono. c) Acero Inoxidable.

#### 4.7.3.1.1.1. Caso anómalo

Se analizan los casos entre  $c=1$  y 2, y se encuentra que el caso  $c=1.5$  (27cm) presenta la mayor anomalía para los tres materiales; esto se observa en las Figuras 54, 55 y 56.

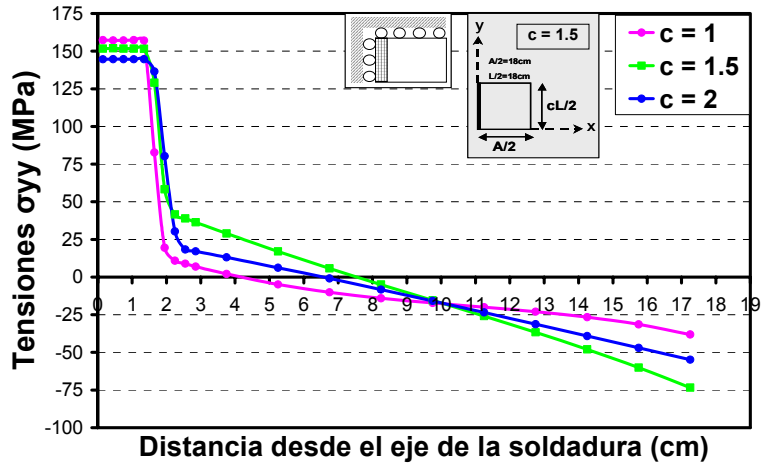


Figura 54. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Aluminio en el Modelo 1, obtenidas con ANSYS v. 8.0 para largos de chapa entre valores de  $c=1$  y 2, alcanzando el caso  $c=1.5$  la mayor anomalía en la forma de la distribución de tensiones.

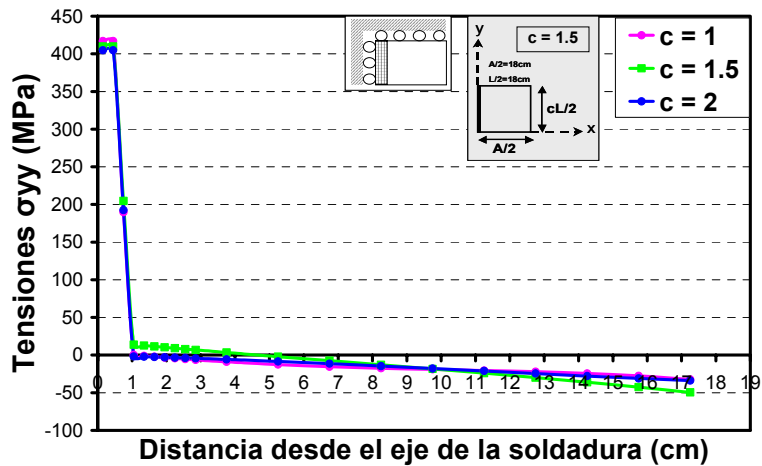


Figura 55. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Acero al Carbono en el Modelo 1, obtenidas con ANSYS v. 8.0 para largos de chapa entre valores de  $c=1$  y 2, alcanzando el caso  $c=1.5$  la mayor anomalía en la forma de la distribución de tensiones.

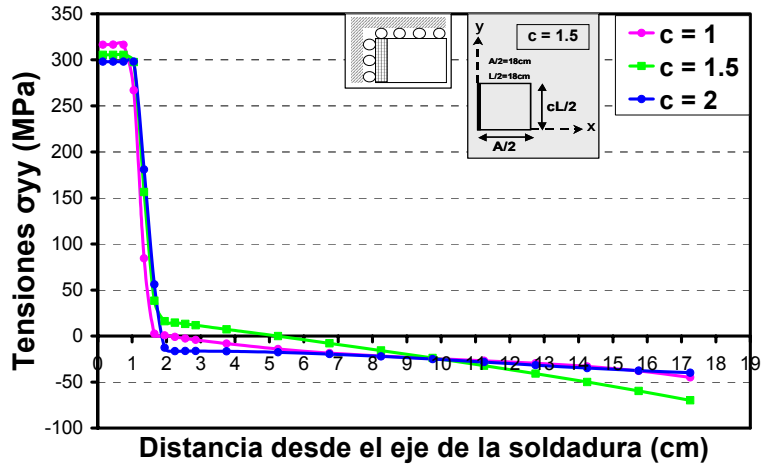


Figura 56. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Acero Inoxidable en el Modelo 1, obtenidas con ANSYS v. 8.0 para largos de chapa entre valores de  $c=1$  y 2, alcanzando el caso  $c=1.5$  la mayor anomalía en la forma de la distribución de tensiones.

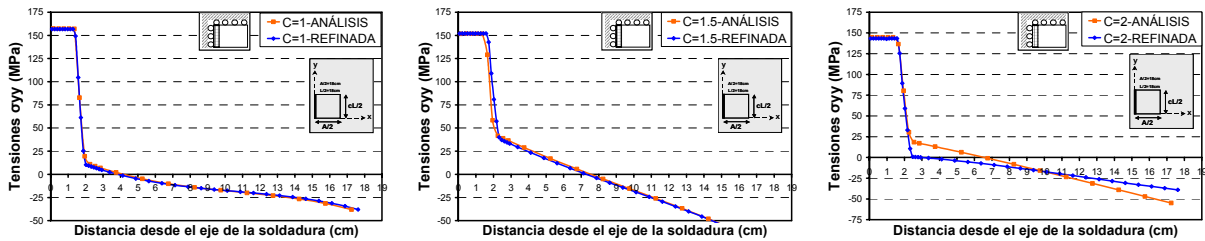


Figura 57. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Aluminio en el Modelo 1, obtenidas con ANSYS v. 8.0 para largos de chapa con valores de  $c=1$ , 1.5 y 2 obtenidos con la malla del análisis y una malla refinada.

Se ha hecho una comprobación de la malla de análisis cuadruplicando el número de elementos (el doble de elementos por lado) en toda la chapa para los casos  $c=1$ , 1.5 y 2, para los tres materiales. Los resultados se muestran en las Figuras 57, 58 y 59.

Sobre las figuras mencionadas y el efecto de la discretización cabe hacer en general los siguientes comentarios:

- Se encuentran diferencias entre los resultados de las tensiones residuales obtenidas con la malla del análisis y la malla refinada.
- En el aluminio se encuentran diferencias en el caso  $c=2$ .

- En el acero al carbono se encuentran diferencias en los casos  $c=1.5$  y 2 mas las diferencias son mínimas.
- En el acero inoxidable se encuentran diferencias para los tres casos.

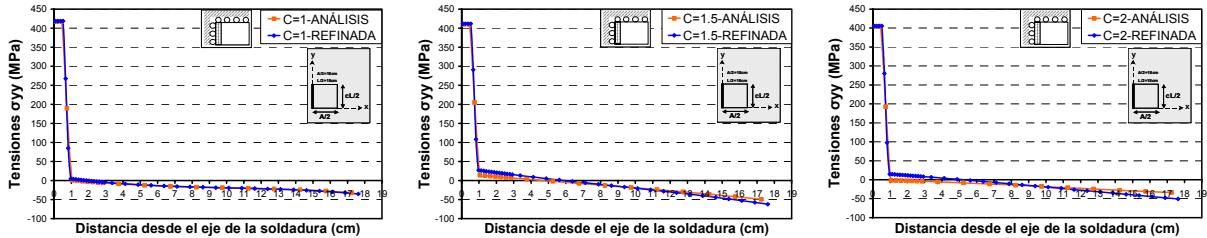


Figura 58. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Acero al Carbono en el Modelo 1, obtenidas con ANSYS v. 8.0 para largos de chapa con valores de  $c=1, 1.5$  y 2 obtenidos con la malla del análisis y una malla refinada.

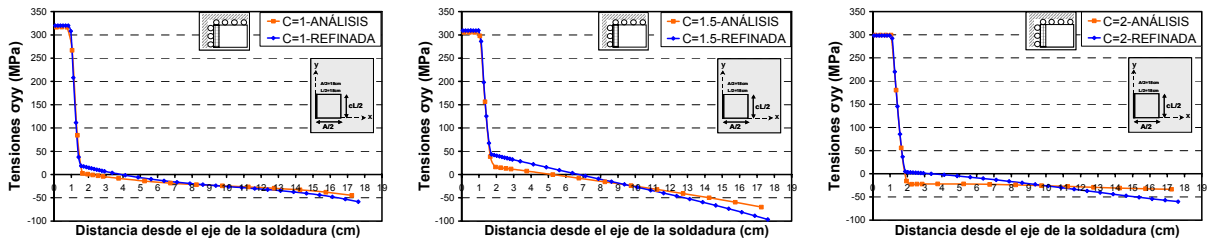


Figura 59. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Acero Inoxidable en el Modelo 1, obtenidas con ANSYS v. 8.0 para largos de chapa con valores de  $c=1, 1.5$  y 2 obtenidos con la malla del análisis y una malla refinada.

Debido a la diferencia de resultados en las distribuciones de tensiones residuales que se han encontrado utilizando dos mallas diferentes para los tres materiales, se ha hecho igualmente una comparación de las distribuciones de tensiones residuales obtenidas en la malla considerada para el análisis y una refinada, pero ahora en los casos  $c=0.25, 0.5$  y 3 debido a que éstos son los valores de  $c$  que acotan por abajo y por arriba el rango en el que se ha presentado el comportamiento anómalo. Los resultados se muestran en las Figuras 60, 61 y 62.

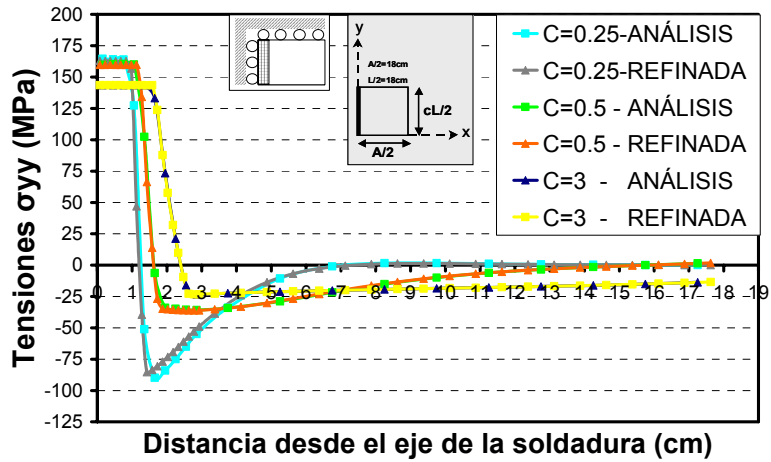


Figura 60. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Aluminio en el Modelo 1, obtenidas con ANSYS v. 8.0 para largos de chapa con valores de  $c=0.25, 0.5$  y  $3$  obtenidos con la malla del análisis y una malla refinada.

Sobre las figuras mencionadas cabe hacer en general los siguientes comentarios:

- Para los tres materiales y en los tres casos analizados utilizando mallas diferentes (una de ellas refinada respecto a la de análisis) las tensiones residuales son prácticamente iguales, por lo que la malla de análisis se considera válida.

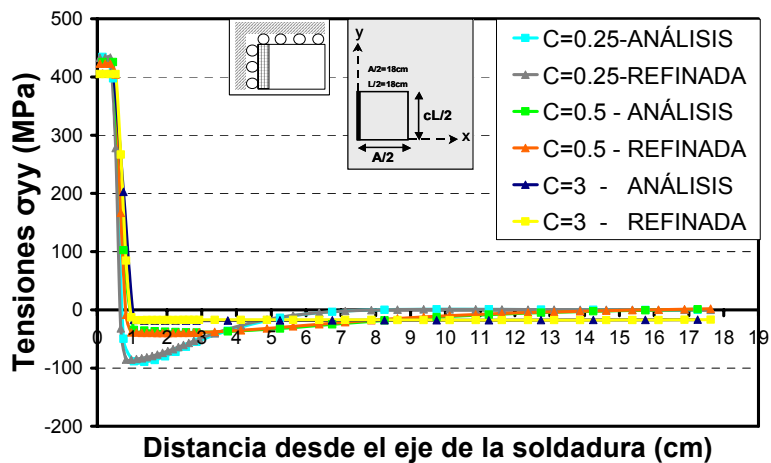


Figura 61. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Acero al Carbono en el Modelo 1, obtenidas con ANSYS v. 8.0 para largos de chapa con valores de  $c=0.25, 0.5$  y  $3$  obtenidos con la malla del análisis y una malla refinada.



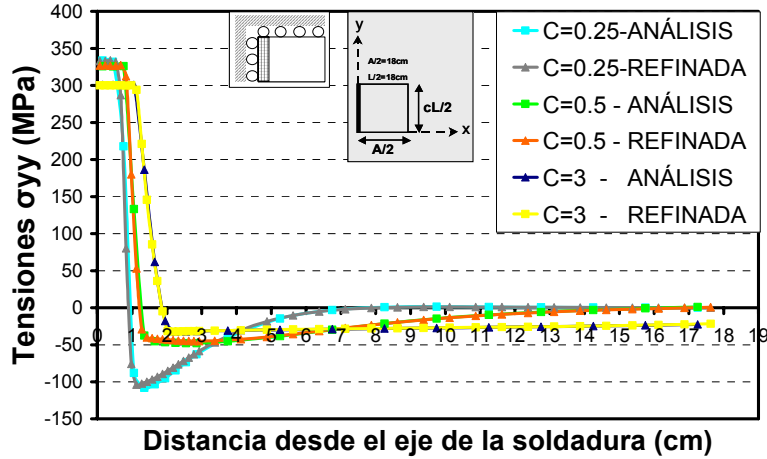


Figura 62. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Acero Inoxidable en el Modelo 1, obtenidas con ANSYS v. 8.0 para largos de chapa con valores de  $c=0.25, 0.5$  y  $3$  obtenidos con la malla del análisis y una malla refinada.

En las Figuras 63, 64 y 65 para el caso más anómalo  $c=1.5$  (27cm) se ha hecho un análisis obteniendo los resultados de tres secciones intermedias ( $1/4c, 1/2c$  y  $3/4c$ ) y perpendiculares al cordón de soldadura, considerando el origen de la referencia vertical el borde libre horizontal, así las tensiones residuales representadas en el gráfico como  $c=27\text{cm}$  serán las que corresponden al borde horizontal de simetría.

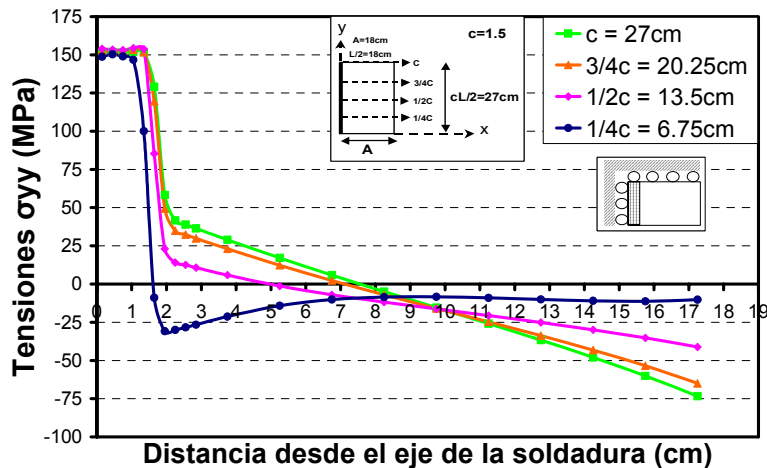


Figura 63. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Aluminio en el Modelo 1, obtenidas con ANSYS v. 8.0 para largos de chapa con valor de  $c=1.5$  (caso anómalo) en secciones intermedias considerando el origen de referencia vertical el borde libre horizontal.

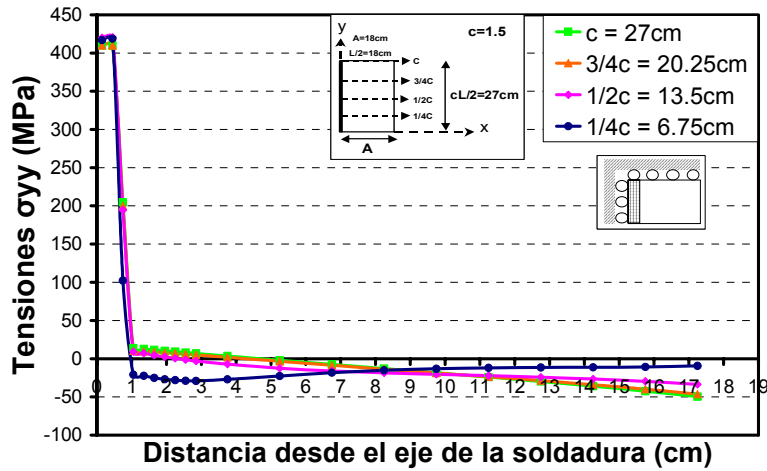


Figura 64. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Acero al carbono en el Modelo 1, obtenidas con ANSYS v. 8.0 para largos de chapa con valor de  $c=1.5$  (caso anómalo) en secciones intermedias considerando el origen de referencia vertical el borde libre horizontal.

Sobre las figuras mencionadas cabe hacer en general los siguientes comentarios:

- Se observa similitud en los resultados obtenidos para  $1/2c$  y  $3/4c$  respecto a  $c$ , por lo que se puede concluir que la anomalía que se presenta en la forma de las distribuciones de tensiones residuales no se debe a una alteración local en las proximidades del eje de simetría.

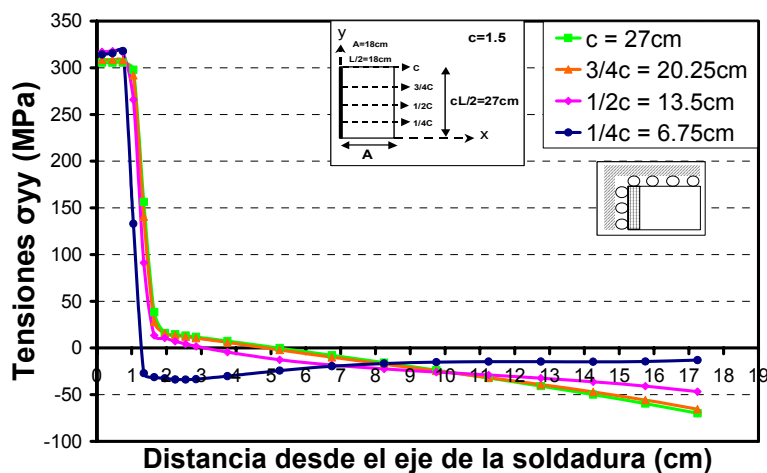


Figura 65. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Acero Inoxidable en el Modelo 1, obtenidas con ANSYS v. 8.0 para largos de chapa con valor de  $c=1.5$  (caso anómalo) en secciones intermedias considerando el origen de referencia vertical el borde libre horizontal.

4.7.3.1.1.1. Efecto del módulo tangente de endurecimiento

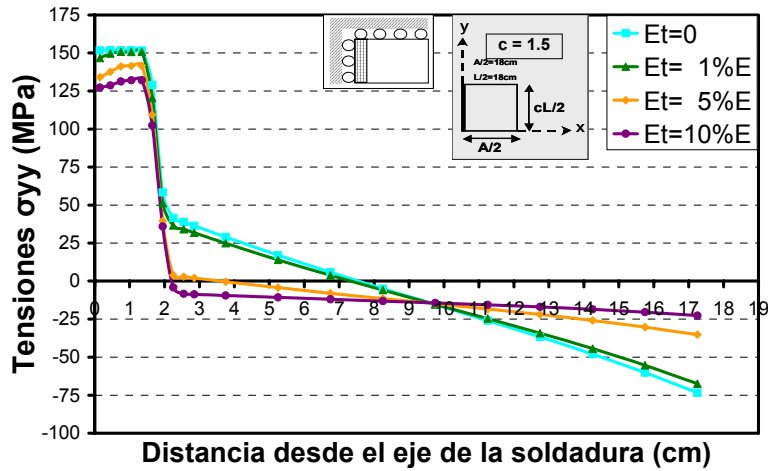


Figura 66. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Aluminio en el Modelo 1 para el caso  $c=1.5$ , obtenidas con ANSYS v. 8.0 para distintos valores de modulo tangente ( $E_t=0, 1, 5$  y  $10\%E$ ).

En las Figuras 66, 67 y 68 para los tres materiales se observa el efecto que tiene el modulo tangente ( $E_t$ ) sobre el caso anómalo  $c=1.5$  por lo que se hacen simulaciones suponiendo  $E_t=1, 5$  y  $10\%$  el valor del modulo de elasticidad ( $E$ ) a temperatura ambiente.

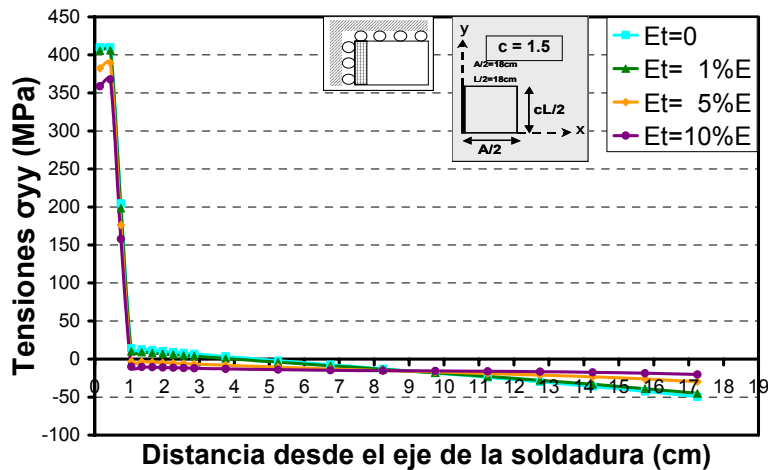


Figura 67. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Acero al Carbono en el Modelo 1 para el caso  $c=1.5$ , obtenidas con ANSYS v. 8.0 para distintos valores de Modulo Tangente ( $E_t=0, 1, 5$  y  $10\%E$ ).

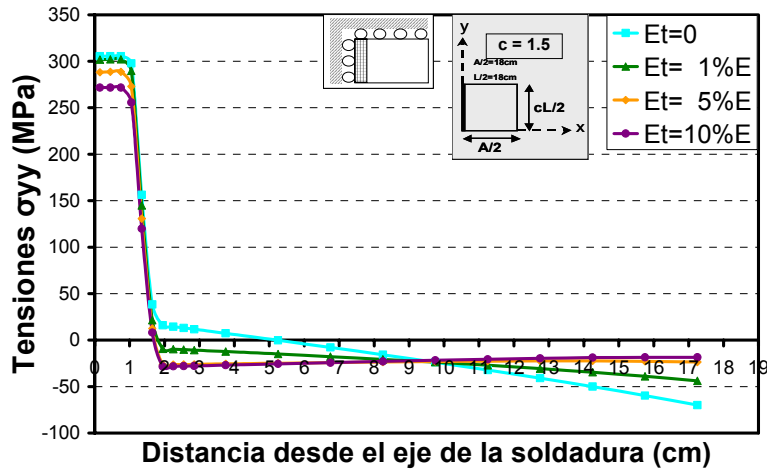


Figura 68. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Acero Inoxidable en el Modelo 1 para el caso  $c=1.5$ , obtenidas con ANSYS v. 8.0 para distintos valores de Modulo Tangente ( $E_t=0, 1.5$  y  $10\%E$ ).

Sobre las figuras mencionadas cabe hacer en general los siguientes comentarios:

- Para los tres materiales la distribución de tensiones tiende a normalizarse al introducir un valor no nulo del modulo tangente, siendo mayor el efecto para un  $E_t=10\%$ , aunque las máximas tensiones de tracción para éste valor del modulo tangente están alrededor de un 12% por debajo del valor del limite elástico ( $\sigma_E$ ).

**4.7.3.1.1.1.2. Efecto de incrementar el valor del límite elástico para la temperatura de fusión**

LIMITE ELASTICO (kg/cm <sup>2</sup> )			
		Respecto al Valor a Temperatura Ambiente	
MATERIAL	TEMPERATURA AMBIENTE	ANALISIS	INCREMENTADO
ALUMINIO	1451	5%	25%
AC. AL CARBONO	4066	1%	5%
AC. INOXIDABLE	3020	5%	15%

Tabla 5. Valores del limite elástico ( $\sigma_E$ ) para temperatura de fusión en los tres materiales respecto a sus valores a temperatura ambiente. Valores del análisis normal y valores incrementados.

En todos los casos analizados anteriormente hemos definido para las rutinas de programación utilizadas para ANSYS v. 8.0 valores del limite elástico ( $\sigma_E$ ) a la temperatura de fusión de 5%, 1% y 5% sobre el valor del limite elástico a temperatura ambiente para aluminio, acero al carbono y acero inoxidable

respectivamente (ver Tabla 5). Se ha encontrado que con estos valores se presenta un rango de longitudes en los que se presenta una anomalía en la forma de las distribuciones de tensiones y que comprende los casos entre  $c=1$  y 2 siendo el caso  $c=1.5$  el de mayor anomalía.

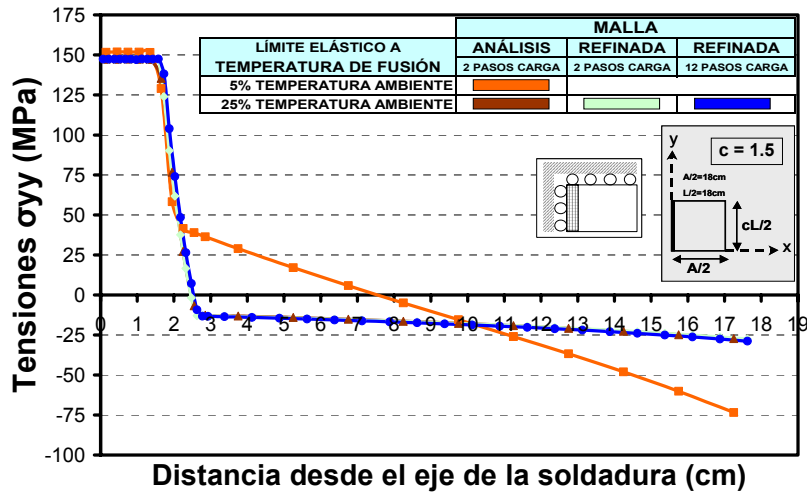


Figura 69. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Aluminio en el Modelo 1 para el caso  $c=1.5$ , obtenidas con ANSYS v. 8.0 para distintos valores del límite elástico a la temperatura de fusión; se incluye el resultado obtenido con un refinado de malla con 2 y 12 pasos de carga.

En las Figuras 69, 70 y 71 hemos incrementado el valor del límite elástico ( $\sigma_E$ ) tomando valores a la temperatura de fusión de 25%, 5% y 15% sobre su valor a temperatura ambiente para aluminio, acero al carbono y acero inoxidable respectivamente, siendo estos los valores para los que se encontró la normalización de la distribución de tensiones residuales. Asimismo se ha resuelto el caso anómalo  $c=1.5$  con el valor del límite elástico incrementado para la malla del análisis (2 pasos de carga) y para una malla refinada (2 y 12 pasos de carga).

Sobre las figuras mencionadas cabe hacer en general los siguientes comentarios:

- Para que la forma de la distribución de tensiones residuales se normalizara en el caso anómalo ( $c=1.5$ ) el mayor incremento del valor del límite elástico ( $\sigma_E$ )

para la temperatura de fusión ha sido para el aluminio (25%), encontrándose el menor para el acero al carbono (5%).

- Para los tres materiales los resultados obtenidos incrementando el valor del límite elástico ( $\sigma_E$ ) para la malla de análisis y la refinada (para diferentes pasos de carga) son prácticamente iguales.

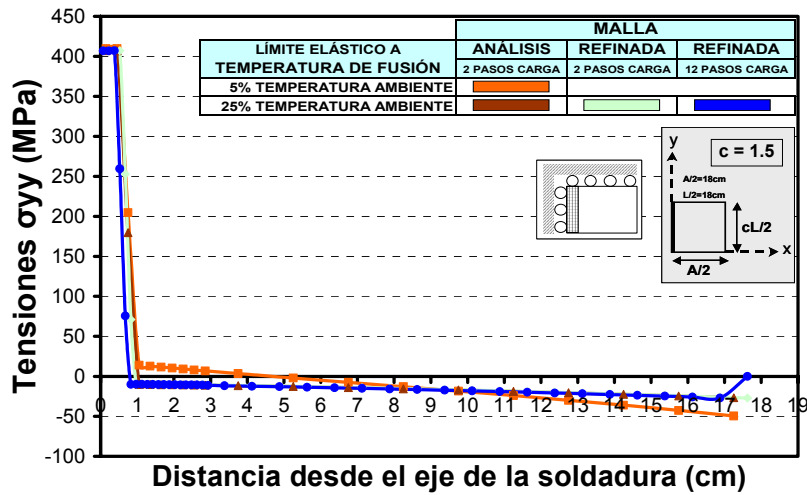


Figura 70. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Acero al Carbono en el Modelo 1 para el caso  $c=1.5$ , obtenidas con ANSYS v. 8.0 para distintos valores del límite elástico a la temperatura de fusión; se incluye el resultado obtenido con un refinado de malla con 2 y 12 pasos de carga.

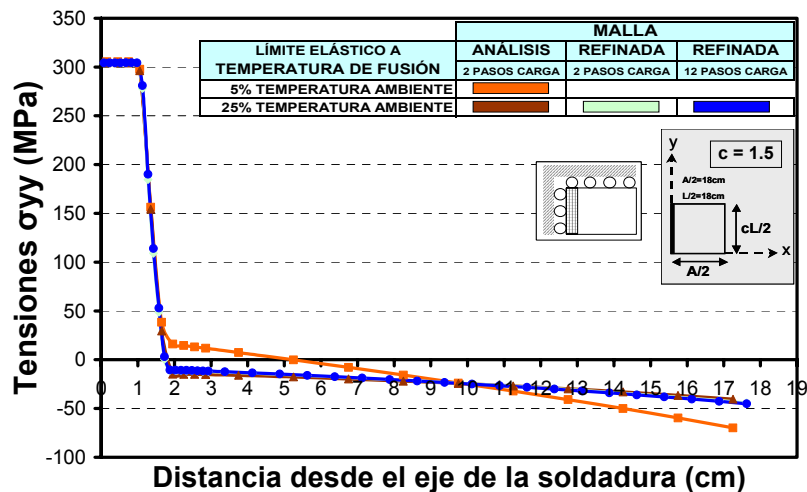


Figura 71. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Acero Inoxidable en el Modelo 1 para el caso  $c=1.5$ , obtenidas con ANSYS v. 8.0 para distintos valores del límite elástico a la temperatura de fusión; se incluye el resultado obtenido con un refinado de malla con 2 y 12 pasos de carga.

Puesto que se ha incrementado en el caso anómalo  $c=1.5$  (27cm) el valor del límite elástico ( $\sigma_E$ ) correspondiente a la temperatura de fusión y con esto se han normalizado la forma de la distribución de tensiones para los tres materiales, con el objetivo de conocer el efecto que este incremento produce en todos los demás casos, en las Figuras 72, 73 y 74 aparecen los resultados obtenidos con los valores del límite elástico ( $\sigma_E$ ) incrementados y con los que originalmente se ha hecho el análisis, para los casos  $c=0.25$  y 10 que representan respectivamente la menor y mayor longitud de chapa en este análisis.

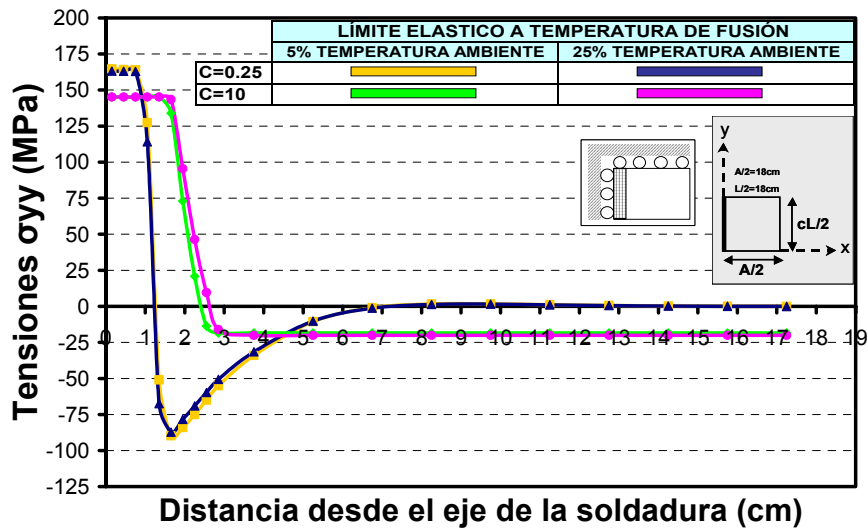


Figura 72. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Aluminio en el Modelo 1 para los casos  $c=0.25$  y 10, obtenidas con ANSYS v. 8.0 para distintos valores del límite elástico a la temperatura de fusión.

Sobre las figuras mencionadas cabe hacer en general los siguientes comentarios:

- Para los tres materiales los resultados de las tensiones residuales obtenidas con diferentes valores del límite elástico a la temperatura de fusión son prácticamente iguales.

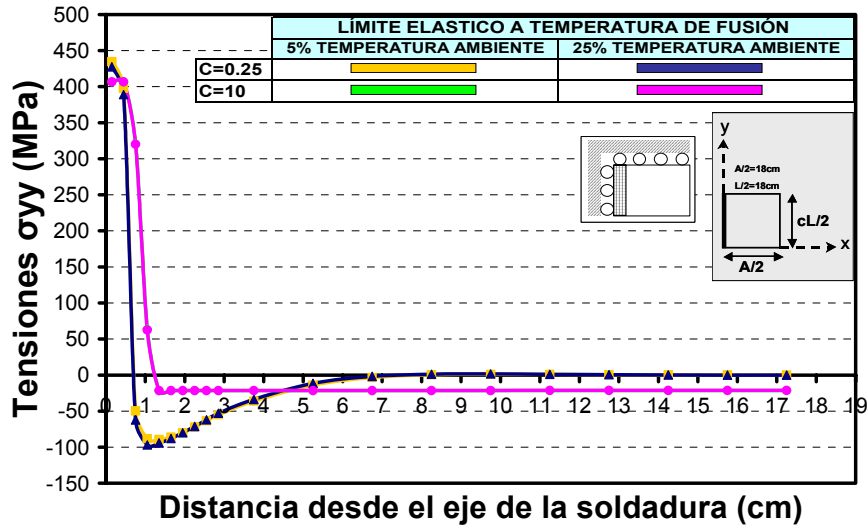


Figura 73. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Acero al Carbono en el Modelo 1 para los casos  $c=0.25$  y  $10$ , obtenidas con ANSYS v. 8.0 para distintos valores del límite elástico a la temperatura de fusión.

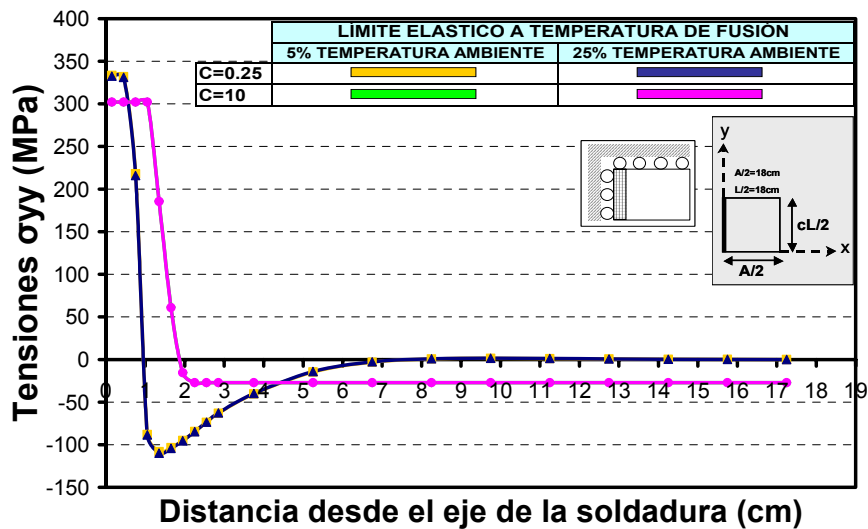


Figura 74. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para Acero Inoxidable en el Modelo 1 para los casos  $c=0.25$  y  $10$ , obtenidas con ANSYS v. 8.0 para distintos valores del límite elástico a la temperatura de fusión.

En las Figuras 75, 76 y 77 se representan nuevamente para los tres materiales las distribuciones de tensiones residuales longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para distintos largos de chapa ( $\frac{cL}{2}$ ), sustituyendo para los casos  $c=1$  y  $2$  los resultados obtenidos al incrementar el valor del límite elástico en fusión.



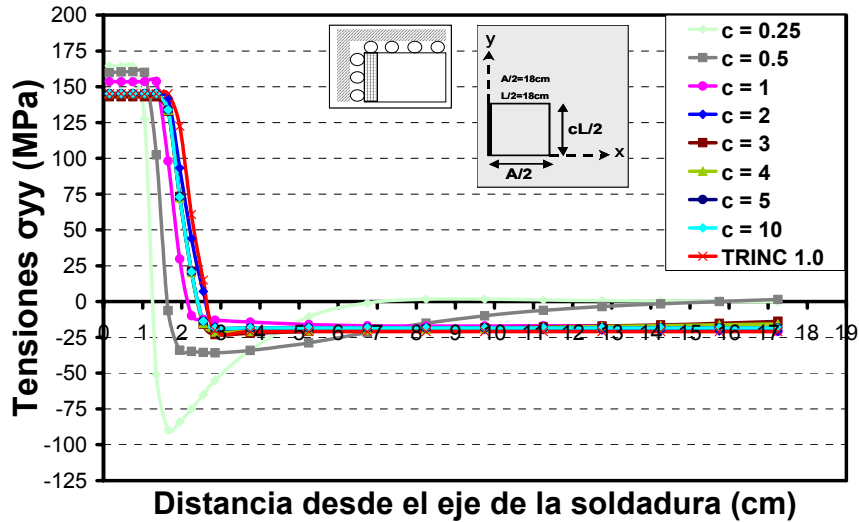


Figura 75. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Aluminio para diferentes valores de  $c$ . Para los casos  $c=1$  y  $2$  las distribuciones de tensiones son las obtenidas con un valor del límite elástico a la temperatura de fusión incrementado (25% del valor a temperatura ambiente). Se incluye el resultado de todas las propiedades variables con la temperatura obtenido con TRINC 1.0.

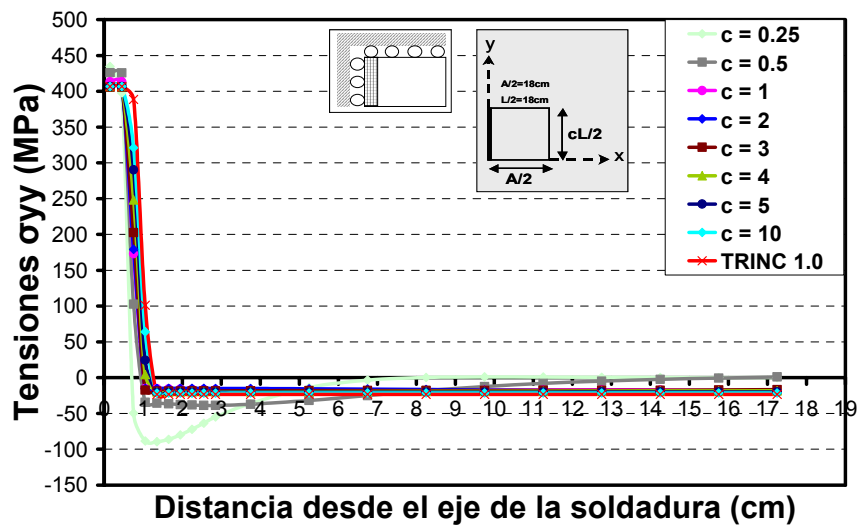


Figura 76. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Acero al Carbono para diferentes valores de  $c$ . Para los casos  $c=1$  y  $2$  las distribuciones de tensiones son las obtenidas con un valor del límite elástico a la temperatura de fusión incrementado (25% del valor a temperatura ambiente). Se incluye el resultado de todas las propiedades variables con la temperatura obtenido con TRINC 1.0.

Sobre las figuras mencionadas cabe hacer en general los siguientes comentarios:

- Para los tres materiales no se aprecia la anomalía en la forma de la distribución de tensiones residuales, observándose una evolución continua de las distribuciones.
- Para distintos largos de chapa el material que se ve menos afectado en los resultados de tensiones residuales es el acero al carbono.

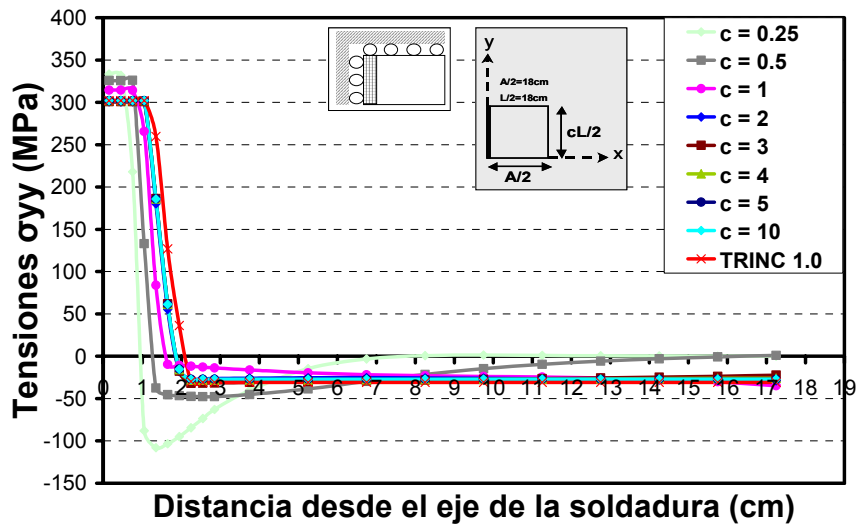


Figura 77. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Acero Inoxidable para diferentes valores de  $c$ . Para los casos  $c=1$  y  $2$  las distribuciones de tensiones son las obtenidas con un valor del límite elástico a la temperatura de fusión incrementado (25% del valor a temperatura ambiente). Se incluye el resultado de todas las propiedades variables con la temperatura obtenido con TRINC 1.0.

#### 4.7.3.1.1.1.3. Efecto conjunto del módulo tangente y de los incrementos del límite elástico a la temperatura de fusión para aluminio

Se ha observado en el caso anómalo  $c=1.5$  (27cm) que tanto la inclusión del módulo tangente ( $E_t$ ) en el análisis como un incremento de valor en el límite elástico ( $\sigma_E$ ) a la temperatura de fusión producen una normalización en la forma de la distribución de tensiones residuales longitudinales.

En las Figuras 78, 79 y 80 para aluminio se ha hecho una combinación de estos dos hechos, para valores de módulo tangente ( $E_t$ ) de 1, 5 y 10% el valor del módulo elástico ( $E$ ) a temperatura ambiente como se ha mencionado anteriormente, y del límite elástico a temperatura de fusión de 0.6, 4, 10, 20 y 25% sobre el valor de éste a temperatura ambiente. Cabe mencionar que

considerando cualquier valor del modulo tangente ( $E_t$ ) es posible resolver (es decir el algoritmo de ANSYS v. 8.0 converge sin mensajes de error) para valores del limite elástico ( $\sigma_E$ ) muy cercanos a cero. Cosa contraria sucede cuando consideramos un modelo elastoplástico perfecto ( $E_t=0$ ) para el cual el mínimo valor para resolver está entre el 4 y el 5% del valor del limite elástico a la temperatura ambiente.

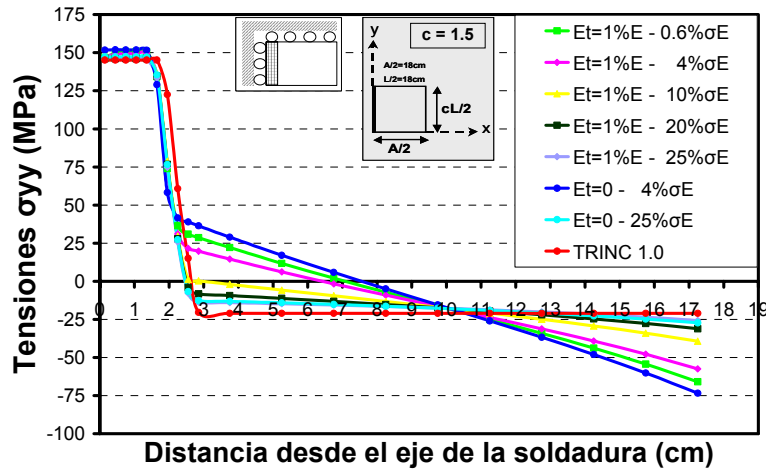


Figura 78. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Aluminio para el caso anómalo  $c=1.5$ , para diferentes valores del limite elástico a la temperatura de fusión y con un modulo tangente ( $E_t$ ) de  $1\%E$ , ambos en función de los valores a temperatura ambiente del limite elástico ( $\sigma_E$ ) y modulo de elasticidad ( $E$ ) respectivamente. Se han agregado como comparación 2 casos considerando un estado elastoplástico perfecto ( $E_t=0$ ) y el caso resuelto con TRINC 1.0.

Sobre las figuras mencionadas cabe hacer en general los siguientes comentarios:

- La tendencia a la normalización de la distribución de tensiones residuales se presenta para un menor incremento del valor de limite elástico a la temperatura de fusión cuando se considera en el análisis el modulo tangente ( $E_t$ ).
- Para un valor del modulo tangente  $E_t=10\%$  la desaparición de la anomalía es prácticamente independiente del valor del limite elástico a la temperatura de fusión.
- Para módulos tangentes con valores  $E_t=1$  y  $5\%$  la normalización de las tensiones residuales depende también del valor del limite elástico en fusión

siendo mayor esta dependencia a medida que el valor del modulo tangente es menor ( $E_t=1\%$ ).

- Los valores de las tensiones máximas de tracción son del orden del limite elástico del material para el valor del modulo tangente  $E_t=1\%$ . En la medida que se incrementa el valor del modulo tangente ( $E_t=5$  y  $10\%$ ) las tensiones máximas de tracción son sensiblemente menores siendo mas acentuado este fenómeno para un  $E_t=10\%$ .

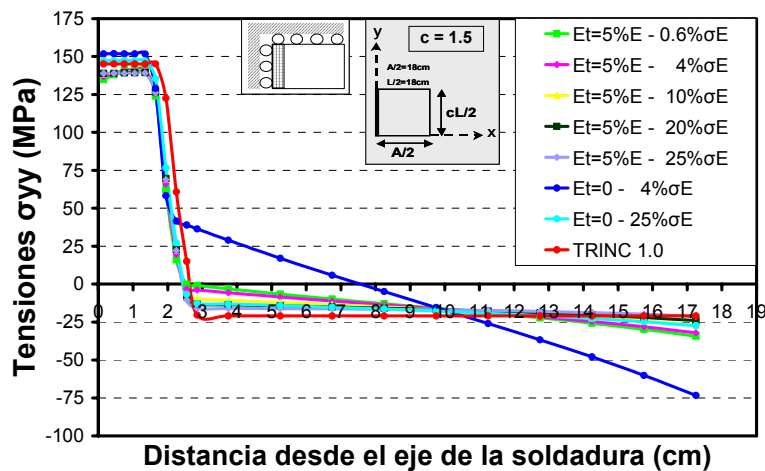


Figura 79. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Aluminio para el caso anómalo  $c=1.5$ , para diferentes valores del limite elástico a la temperatura de fusión y con un modulo tangente ( $E_t$ ) de  $5\%E$ , ambos en función de los valores a temperatura ambiente del limite elástico ( $\sigma_E$ ) y modulo de elasticidad ( $E$ ) respectivamente. Se han agregado como comparación 2 casos considerando un estado elastoplástico perfecto ( $E_t=0$ ) y el caso resuelto con TRINC 1.0.

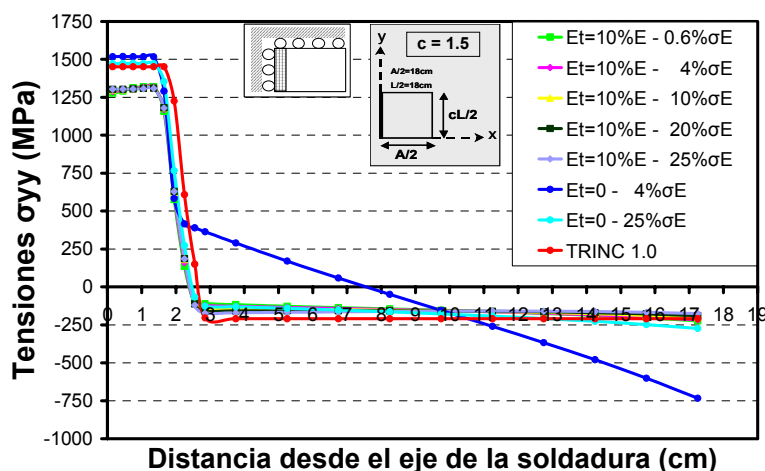


Figura 80. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Aluminio para el caso anómalo  $c=1.5$ , para diferentes valores del limite elástico a la temperatura de fusión y con un modulo tangente ( $E_t$ ) de  $10\%E$ , ambos en función de los valores a temperatura ambiente del limite elástico ( $\sigma_E$ ) y modulo de elasticidad ( $E$ ) respectivamente. Se han agregado como comparación 2 casos considerando un estado elastoplástico perfecto ( $E_t=0$ ) y el caso resuelto con TRINC 1.0.

4.7.3.1.2. *Propiedades del material constantes con la temperatura*

Las Figuras 81, 82 y 83 recogen los resultados para los tres materiales de las distribuciones de tensiones residuales longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para distintos largos de chapa ( $\frac{cL}{2}$ ), considerando las propiedades del material constantes con la temperatura; reacuérdesse que el resultado obtenido por medio del programa TRINC 1.0 corresponde al caso en que las propiedades del material sí varían con la temperatura.

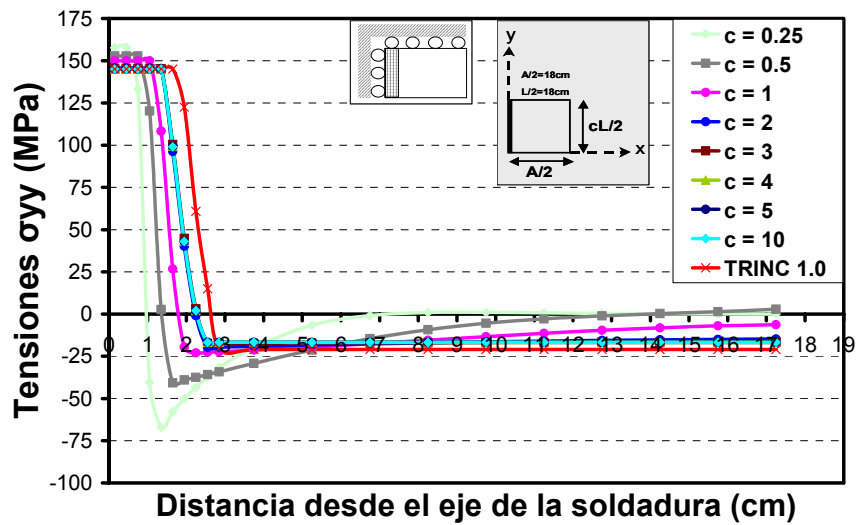


Figura 81. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Aluminio para diferentes valores de c. Se incluye el resultado de todas las propiedades variables con la temperatura obtenido con TRINC 1.0.

Sobre las figuras mencionadas cabe hacer en general los siguientes comentarios:

- El comportamiento anómalo detectado cuando las propiedades variaban con la temperatura no se presenta en este caso.
- Para los tres materiales las tensiones residuales a partir del caso  $c=2$  son muy similares, presentando un grado de diferencia mayor en el aluminio y menor en el acero al carbono.
- Para los tres materiales habíamos observado que variando las propiedades del material la diferencia en las tensiones residuales entre el caso  $c=10$  y el

resuelto por medio del programa TRINC 1.0 era mínima; por el contrario ahora existe alguna sensible diferencia siendo mayor en el aluminio y menor en el acero al carbono.

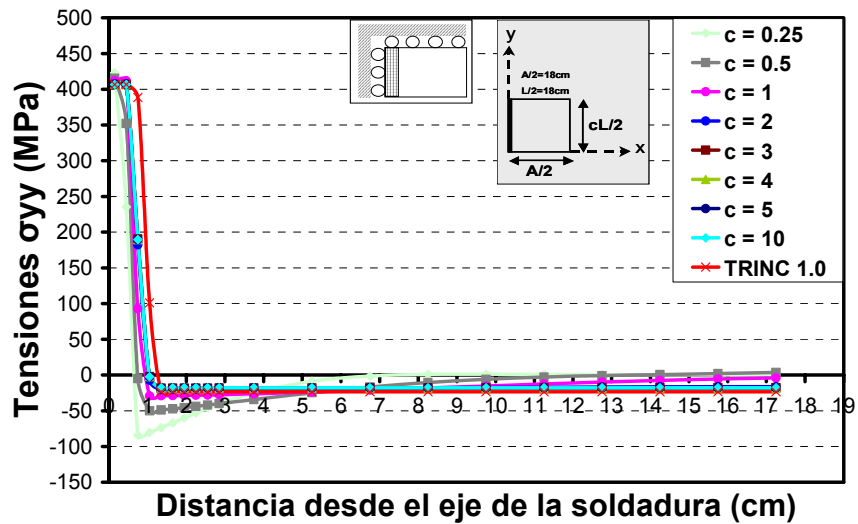


Figura 82. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Acero al Carbono para diferentes valores de  $c$ . Se incluye el resultado de todas las propiedades variables con la temperatura obtenido con TRINC 1.0.

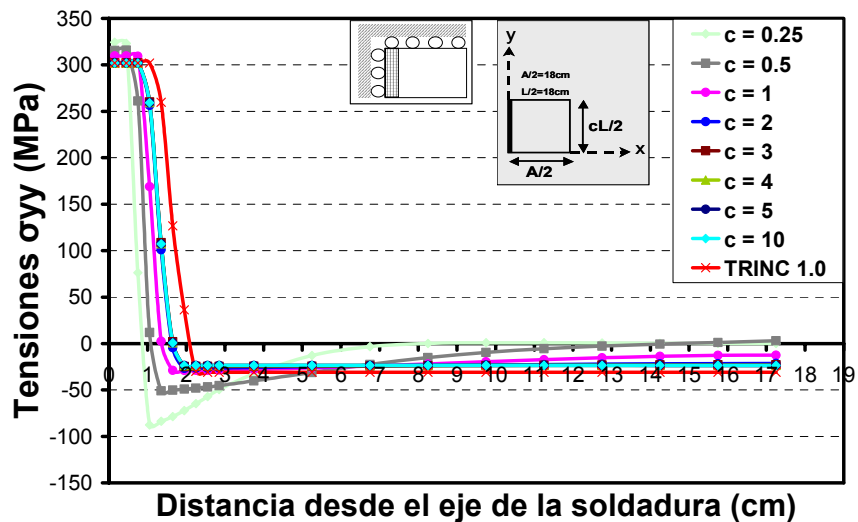


Figura 83. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 1 con Acero Inoxidable para diferentes valores de  $c$ . Se incluye el resultado de todas las propiedades variables con la temperatura obtenido con TRINC 1.0.

### 4.7.3.2. Modelo 2

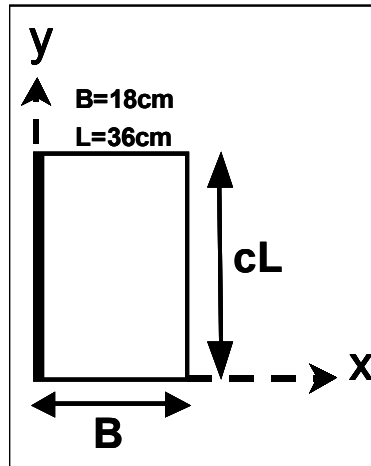


Figura 84. Dimensiones de referencia para generar los diferentes largos que se analizan para observar el efecto de la geometría en las Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 2.

Se tomará una chapa de referencia de dimensiones  $B \times L = 18 \times 36$  cm (Figura 84). Para obtener resultados con las mismas relaciones geométricas y mallado que en el Modelo 1, el caso genérico es  $B \times cL$ , luego los valores de  $c$  a utilizar son la mitad de los valores utilizados en el Modelo 1, por lo que se generan geometrías con valores de  $c = 0.125, 0.25, 0.5, 1, 1.5, 2, 2.5$  y  $5$ .

#### 4.7.3.2.1. Propiedades mecánicas en función de la temperatura

Considerando las propiedades del material en función de la temperatura las Figuras 85, 86 y 87 recogen los resultados de las distribuciones de tensiones residuales longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para distintos largos de chapa ( $cL$ ) y los tres materiales utilizados.

Sobre las figuras mencionadas cabe hacer en general los siguientes comentarios:

- Para los tres materiales salvo para los casos  $c = 0.125$  y  $0.25$  (4.5 y 9cm respectivamente) las tensiones longitudinales residuales son prácticamente iguales en los demás casos.

- Las diferencias entre las distribuciones de tensiones residuales obtenidas con ANSYS v. 8.0 desde el caso  $c=0.5$  hasta el  $c=5$  y el resultado del programa TRINC 1.0 son mínimas siendo mayores en el aluminio y menores en el acero al carbono.

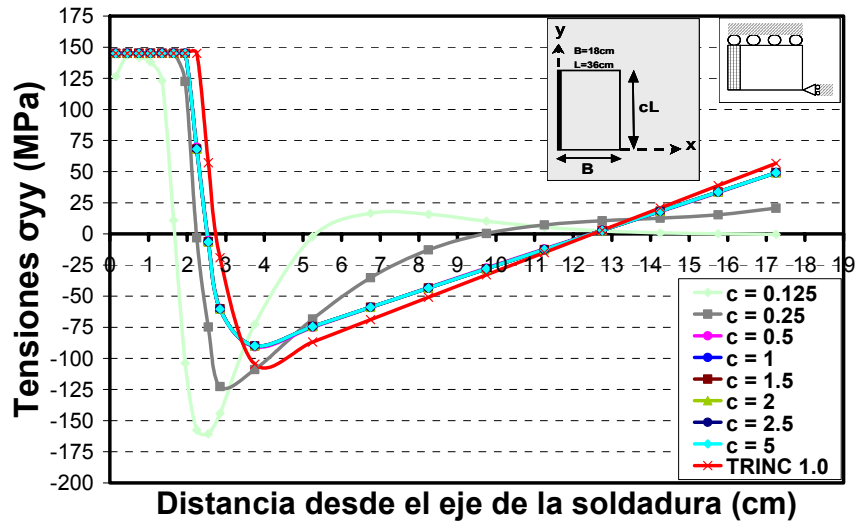


Figura 85. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 2 con Aluminio para diferentes valores de  $c$ . Se incluye el resultado de todas las propiedades variables con la temperatura obtenido con TRINC 1.0.

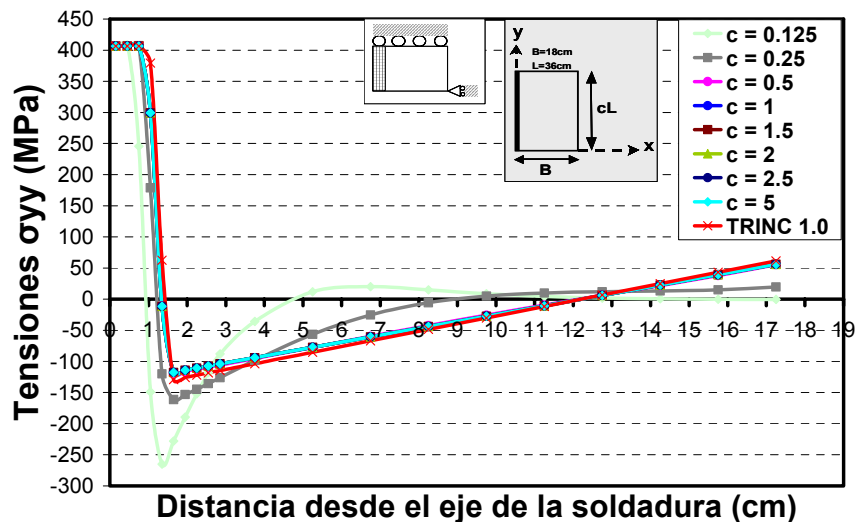


Figura 86. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 2 con Acero al Carbono para diferentes valores de  $c$ . Se incluye el resultado de todas las propiedades variables con la temperatura obtenido con TRINC 1.0.



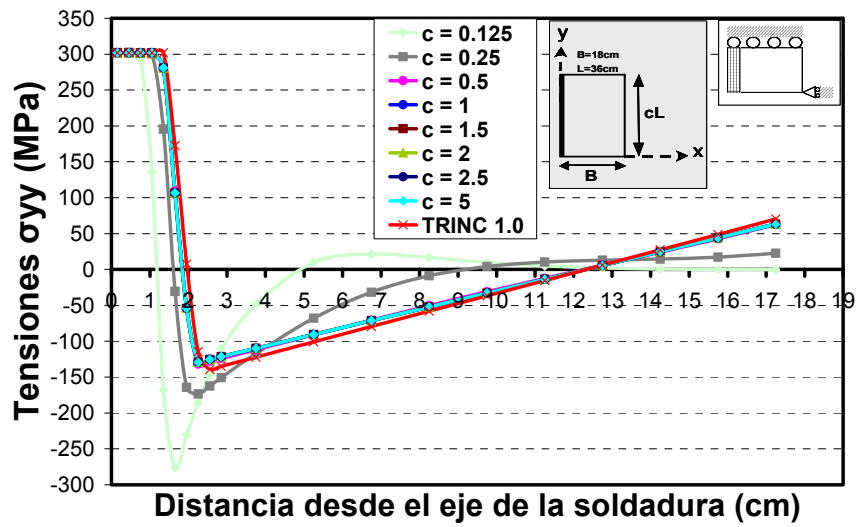


Figura 87. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 2 con Acero Inoxidable para diferentes valores de  $c$ . Se incluye el resultado de todas las propiedades variables con la temperatura obtenido con TRINC 1.0.

4.7.3.2.2. *Propiedades mecánicas constantes con la temperatura*

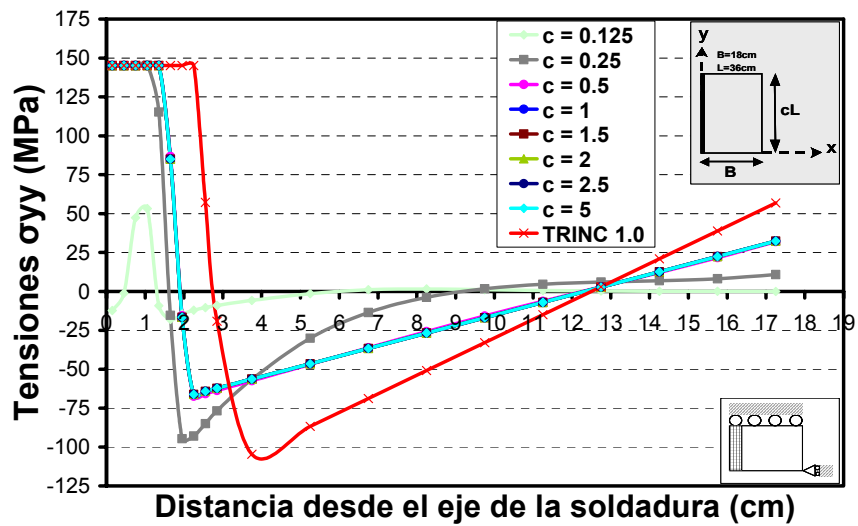


Figura 88. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 2 con Aluminio para diferentes valores de  $c$ . Se incluye el resultado de todas las propiedades variables con la temperatura obtenido con TRINC 1.0.

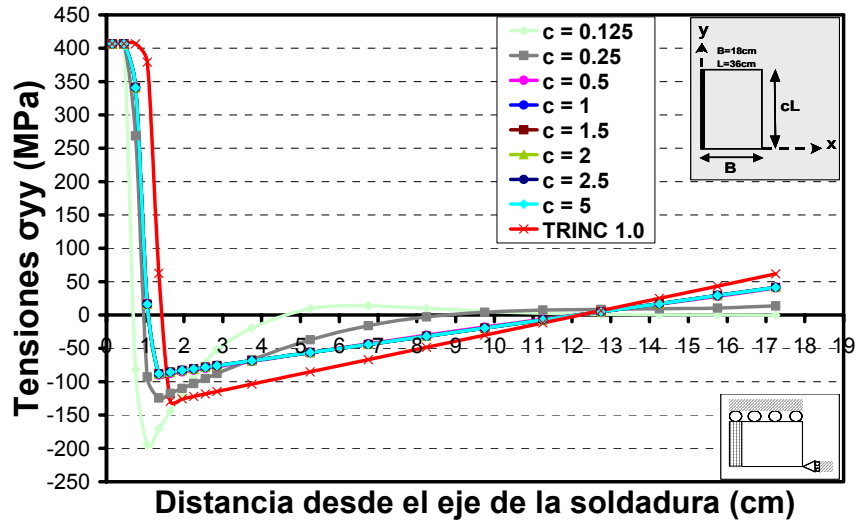


Figura 89. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 2 con Acero al Carbono para diferentes valores de  $c$ . Se incluye el resultado de todas las propiedades variables con la temperatura obtenido con TRINC 1.0.

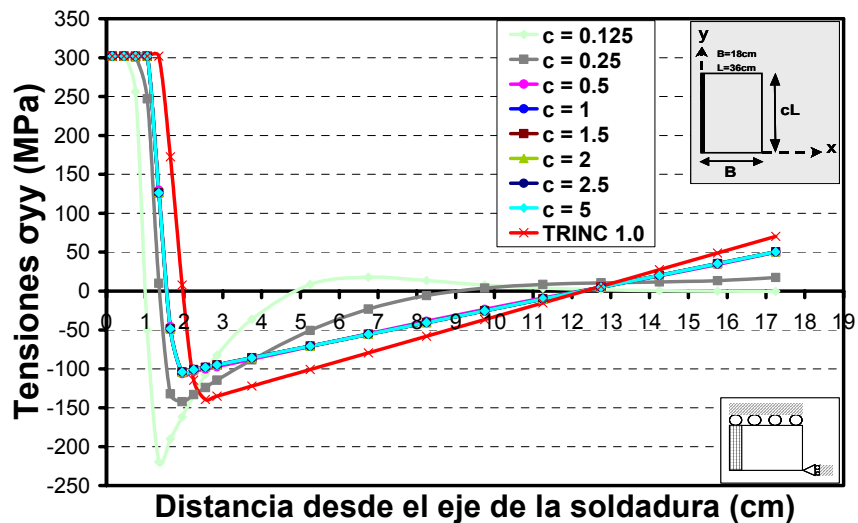


Figura 90. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en el Modelo 2 con Acero Inoxidable para diferentes valores de  $c$ . Se incluye el resultado de todas las propiedades variables con la temperatura obtenido con TRINC 1.0.

Las Figuras 88, 89 y 90 recogen los resultados de las distribuciones de tensiones residuales longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para distintos largos de chapa ( $cL$ ) y los tres materiales utilizados, considerando las propiedades del material constantes con la temperatura; el resultado obtenido por medio del programa

TRINC 1.0 corresponde al caso en que las propiedades del material si varían con la temperatura. En general son válidos para estas figuras los comentarios realizados sobre los resultados del punto anterior (7.3.2.1).

# ***Predicción de Inestabilidad***

## **5.1. Generalidades**

### **5.1.1. Descripción de la metodología a seguir**

La simulación numérica exacta del problema de inestabilidad es muy compleja, pues requiere el estudio del proceso de enfriamiento mediante un modelo elastoplástico que pueda tener en cuenta los efectos de segundo orden inducidos por las compresiones. Aún siendo posible construir este modelo, queda por resolver el problema de dar un conjunto de deformaciones previas de manera que se produzca la deformación según el modo de pandeo de más probable aparición, desconocido en principio. Esta complejidad, junto al elevado coste computacional que se requiere, hace que difícilmente pueda considerarse este método como una herramienta útil a efectos de predecir la aparición del fenómeno del pandeo en piezas reales.

Como alternativa se han realizado en los últimos años una serie de trabajos (Michaleris y DeBicari [37] y [44] y Deo y Michaleris [38] y [47]) en los que el problema se simplifica mediante la siguiente hipótesis aproximada: aunque el fenómeno del pandeo se produce durante el proceso de enfriamiento, debido al mayor tamaño de la zona comprimida de la chapa soldada, ésta permanece deformada cuando alcanza la temperatura ambiente; en consecuencia se

admite que se producirá pandeo si la aplicación elástica de las tensiones residuales crea inestabilidad en la chapa.

La aplicación de esta hipótesis requiere un proceso en dos etapas. En la primera se resuelve el problema termoelastoplástico, mediante el que se lleva a cabo la simulación del proceso de soldeo (abreviadamente, SPS) y se evalúan las tensiones residuales. En la segunda etapa se realiza un análisis elástico lineal en segundo orden de autovalores y autovectores (abreviadamente, análisis de autovalores y autovectores, AAA), con las tensiones residuales como acciones aplicadas que crecen proporcionalmente desde cero. Si el menor autovalor es menor que 1, se predice que la chapa pandearía, y el autovector da información sobre la deformada de la chapa. Según los resultados obtenidos por Michaleris y DeBiccari (1997, [37]) la predicción de inestabilidad obtenida con este método coincide muy satisfactoriamente con los resultados experimentales obtenidos para dos chapas de muy diferentes dimensiones.

Es conveniente remarcar que las acciones consideradas en el AAA son las tensiones residuales tras el enfriamiento de las chapas. Como se observa en la Figura 6a, en la fase de calentamiento aparecen compresiones de valor pequeño en el entorno del cordón, estando la mayor parte de la chapa sometida a tracción, por lo que este estado tensional no es susceptible de crear inestabilidad.

### 5.1.2. Formulación del análisis de autovalores y autovectores

El problema generalizado de la predicción de pandeo por el análisis de autovalores y autovectores (AAA) es el de evaluar un autovalor  $\lambda$ =factor de pandeo (FP), que representa la carga crítica para la que se presenta el fenómeno de inestabilidad junto con el autovector  $\phi$  correspondiente que indica la forma modal, y que puede escribirse:

$$\underline{K} \phi + \lambda \underline{S} \phi = 0 \tag{22}$$

donde:

$\underline{K}$  = Matriz de rigidez (lineal)

$\underline{\phi}$  = Autovectores

$\lambda$  = Autovalores

$\underline{S}$  = Matriz de rigidez geométrica

$\underline{K}$  y  $\underline{S}$  son matrices simétricas. Además,  $\underline{K}$  es definida positiva para problemas donde apropiadamente se restringen los movimientos como sólido rígido. Para una matriz de rigidez simétrica definida positiva de tamaño  $n$ , hay  $n$  autovalores reales y autovectores correspondientes que satisfacen la Ecuación 22. Los autovalores pueden ordenarse en orden ascendente:

$$0 \leq \lambda_1 \leq \lambda_2 \leq \dots \leq \lambda_n \quad (23)$$

Si  $\phi_1, \phi_2, \dots, \phi_n$  son los autovectores correspondientes, tenemos:

$$\underline{K} \phi_i + \lambda_i \underline{S} \phi_i = 0 \quad (24)$$

Los autovectores poseen la propiedad de ser ortogonales con respecto a  $\underline{K}$  y  $\underline{S}$ :

$$\phi_i^T \underline{S} \phi_j = 0, \text{ si } i \neq j \quad (25)$$

$$\phi_i^T \underline{K} \phi_j = 0, \text{ si } i \neq j \quad (26)$$

Las amplitudes de los autovectores son generalmente normalizadas, de manera que:

$$\phi_i^T \underline{S} \phi_j = 1 \quad (27)$$

La normalización anterior de los autovectores conduce a la relación:

$$\phi_i^T \underline{K} \phi_j = \lambda_i \quad (28)$$

En muchos códigos también se usan otros esquemas de normalización, describiendo las ecuaciones anteriores la filosofía y técnicas que utiliza ANSYS v.8.0. La amplitud de un autovector puede fijarse estableciendo su mayor componente igual a un valor prefijado, digamos la unidad.

Un procedimiento para evaluar los autovalores y autovectores es a través de la técnica del polinomio característico, con el cual de la Ecuación 22, tenemos:

$$(\underline{K} + \lambda \underline{S}) \phi = 0 \quad (29)$$

Para que el vector propio no sea trivial, la condición necesaria es:

$$\det (\underline{K} + \lambda \underline{S}) = 0 \quad (30)$$

Éste representa el polinomio característico en función de  $\lambda$ . Los autovalores del problema planteado se extraen de la Ecuación 30, y sus correspondientes autovectores de la Ecuación 29. El código de ANSYS v.8.0 permite usar los métodos matemáticos de Subespacios y Bloque de Lanczos (ANSYS Release 8.0 Documentation, 15.14, [46]) para extraer los modos de pandeo requeridos con sus respectivos autovalores y autovectores. La opción del método de Bloque de Lanczos se ha usado para este trabajo por tener una más rápida velocidad de convergencia.

Mencionaremos algunos aspectos relacionados con la matriz de rigidez geométrica ( $\underline{S}$ ) y su expresión (Ecuaciones 31a-d) referida a un elemento ( $S_E$ ). Una no linealidad geométrica está definida por la matriz  $\underline{S}$ . La no linealidad geométrica en una estructura o componente está referida a los cambios geométricos que se producen cuando ésta se deforma. Esto se debe a que la matriz de rigidez ( $\underline{K}$ ) es función de los desplazamientos, y la rigidez varía porque la forma de la estructura cambia.

La matriz de rigidez geométrica ( $\underline{S}$ ) (que también suele denominarse de rigidez tensional, o de rigidez incremental, o de rigidez diferencial) representa el

---

endurecimiento o debilitamiento de una estructura debido a un estado tensional que actúa sobre ésta. Este efecto normalmente necesita ser considerado para estructuras como: cables, vigas y chapas delgadas. En un AAA, la matriz de rigidez geométrica  $\underline{S}$  se calcula a partir de un análisis elástico en teoría de primer orden, que da unos valores de tensiones que son los que se aumentan proporcionalmente con el factor  $\lambda$ .

Por ejemplo la matriz de rigidez geométrica para un elemento ( $S_E$ ) lamina de cuatro nodos se calcula mediante integración numérica, de la siguiente manera:

$$S_E = \begin{bmatrix} S_0 & 0 & 0 \\ 0 & S_0 & 0 \\ 0 & 0 & S_0 \end{bmatrix} \quad (31a)$$

Donde  $S_0$  representa una matriz de 4x4, dada por la siguiente integral:

$$S_0 = \int_V S_g^T S_m S_g dV \quad (31b)$$

Las matrices utilizadas en esta ecuación son:

$$S_m = \begin{bmatrix} \sigma_x & \sigma_{xy} & 0 \\ \sigma_{xy} & \sigma_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (31c)$$

donde las componentes del tensor de tensiones están calculadas en el análisis elástico previo, y:

$$S_g = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_1}{\partial x} & \frac{\partial N_2}{\partial x} & \frac{\partial N_3}{\partial x} & \frac{\partial N_4}{\partial x} \\ \frac{\partial N_1}{\partial y} & \frac{\partial N_2}{\partial y} & \frac{\partial N_3}{\partial y} & \frac{\partial N_4}{\partial y} \\ \frac{\partial N_1}{\partial z} & \frac{\partial N_2}{\partial z} & \frac{\partial N_3}{\partial z} & \frac{\partial N_4}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (31d)$$



siendo  $N_i$  la función de forma asociada al nodo  $i$ .

Como se ha mencionado anteriormente los autovalores representan la carga crítica para la cual aparece el fenómeno de inestabilidad, que hemos llamado en este trabajo factor de pandeo (FP). Así mismo sus correspondientes autovectores representan la forma que la estructura toma en la condición de pandeo para cada modo. Como se ha mencionado anteriormente el factor de pandeo (FP) que es de interés para este trabajo es igual al menor autovalor (modo 1) calculado, y se ha asumido que la estructura pandeará si su valor es menor a 1.

$$FP = \text{Mínimo Autovalor } (\lambda_1) \quad (32)$$

Para el AAA hemos utilizado elementos lámina SHELL181 (ANSYS v. 8.0) [46], cuyo uso se justificará en secciones posteriores. Las propiedades mecánicas se consideran constantes con la temperatura.

### 5.1.3. Condiciones cinemáticas de contorno

En este trabajo, hemos supuesto que la soldadura se aplica sin restricciones cinemáticas, por lo que para resolver el problema solamente se han impedido los movimientos como sólido rígido (MSR) mediante sustentaciones isostáticas, constituidas por seis vínculos cinemáticos convenientemente dispuestos. Debido a ser autoequilibrado el sistema de tensiones residuales, el valor de las reacciones es nulo en cualquier sustentación isostática. Sin embargo, y aunque este hecho no aparece mencionado en la bibliografía utilizada, la forma de impedir los MSR altera los resultados del AAA, pues una variación en los vínculos cinemáticos altera el valor de los MSR, y éstos alteran la distribución de esfuerzos en la teoría de segundo orden, en la que el equilibrio se establece sobre la deformada. De lo mencionado anteriormente se deduce que los resultados de autovalores y sus correspondientes autovectores dependen de las condiciones de sustentación. En este trabajo hemos considerado cuatro formas de apoyo para impedir los movimientos como sólido rígido y se ha hecho una comparación de los resultados obtenidos. Básicamente las podemos

---

describir de dos maneras: a) impidiendo todos los desplazamientos y giros en un nodo (dos configuraciones), lo que tiene la ventaja de la facilidad que representa al modificar el modelo de elementos finitos seleccionar solo un nodo; y b) impidiendo solamente desplazamientos en cuatro nodos (dos configuraciones), con la finalidad de simular la sustentación que representa una mesa de trabajo o el suelo. Estas configuraciones se han considerado tanto para el caso en que hemos simulado la soldadura a tope de dos chapas como para el de la soldadura de un rigidizador sobre una chapa.

En el capítulo 4 de este trabajo, que describe el cálculo numérico de las tensiones residuales, se ha mencionado que para la discretización de los modelos se han utilizado condiciones de contorno de simetría con la finalidad de reducir el tiempo de cómputo. Exponen Adams y Askenazi [51] que es necesario y recomendable evitar las condiciones de contorno de simetría para modelos utilizados en la predicción de inestabilidad, debido al hecho de que generalmente para una estructura cualquiera existen muchos más modos antisimétricos que simétricos. Si la simetría es usada, solamente se obtendrán los autovectores simétricos. Si el autovalor menor (factor de pandeo) fuera el correspondiente a un modo antisimétrico de pandeo en un modelo completo, este resultado no se obtendría en el modelo con simetría por lo que no predeciríamos adecuadamente la carga crítica.

#### **5.1.4. Formas de aplicar las tensiones residuales**

No es un punto trivial la forma de aplicar como acciones externas la distribución de tensiones residuales. En los trabajos mencionados anteriormente, dicha distribución se simula mediante un campo ficticio de temperaturas, cuyos valores se ajustan de forma que se reproduzca dicha distribución. Esto en general requiere un laborioso proceso de variación de la zona térmica enfriada hasta conseguir ajustar la zona traccionada en el entorno del cordón de soldadura. Por ello, en un intento de sistematizar el uso de los resultados de la simulación del proceso de soldadura, minimizando en lo posible la intervención del analista, en este trabajo se consideran dos formas alternativas de plantear el problema de autovalores: la aplicación directa de las tensiones residuales

---

como acciones externas y el uso del campo de desplazamientos residuales obtenido de la simulación del proceso de soldeo.

## **5.2. Chapas soldadas sin rigidizador (a tope)**

Las simulaciones numéricas se han realizado suponiendo que el material es Al-5083-O, y aplicando el campo térmico mediante la envolvente de la distribución de temperaturas analítica de Rosenthal (1941) para chapas delgadas. El material se ha supuesto elastoplástico ideal y las propiedades mecánicas se han considerado variables con la temperatura. El análisis de tensiones residuales se ha realizado en la forma que se ha detallado ampliamente en el capítulo 4 de este trabajo.

En los modelos de elementos finitos utilizados en la predicción del pandeo se ha evitado utilizar las condiciones de contorno de simetría, aunque por geometría y carga puedan ser aplicables, siguiendo la recomendación descrita y justificada en el apartado 5.1.3 de evitarlas en los AAA. Por lo que las simulaciones tanto para el cálculo de tensiones y desplazamientos residuales debidos al proceso de soldadura como los tres métodos de predicción de pandeo utilizados en este trabajo se han planteado sobre la chapa completa, es decir sin considerar condición de simetría alguna en la geometría de los modelos. Las dimensiones de la chapa se muestran en la Fig. 91, siendo  $c$  un parámetro que caracteriza la longitud de la chapa ( $2cL$ ), mientras que el ancho se ha mantenido constante en todas las simulaciones ( $2L=36\text{cm}$ ); para este análisis hemos tomado valores de  $c=1, 2, 5$  y  $10$ . La simulación para esta configuración que representa dos chapas delgadas soldadas a tope la hemos llamado Modelo 1 en el capítulo 4, y utilizaremos para todos los casos la misma discretización descrita en el apartado 4.6.1.

Los parámetros de soldeo son los mismos que se han utilizado y descrito en el capítulo 4 (ver apartado 4.1.2.2). Se ha mencionado en el apartado 5.1.3 que la manera de impedir los movimientos como sólido rígido influye en los resultados que se obtienen del factor de pandeo (FP). Por esto, como ya se comentó,

---

hemos supuesto cuatro diferentes maneras de sustentación y sus correspondientes resultados han sido comparados para cada uno de los tres métodos de predicción de pandeo.

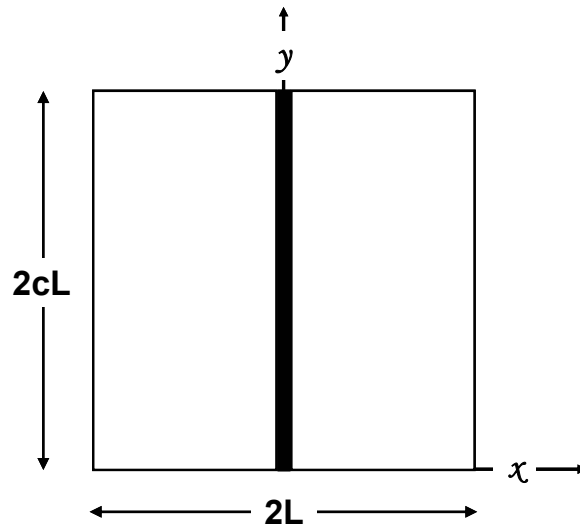


Figura 91. Geometría de la chapa.

En la Figura 92, podemos observar las cuatro sustentaciones supuestas: en a) y b) se impiden desplazamientos y giros en un solo nodo; en a) en el nodo localizado en una esquina de la chapa y en b) éste se desplaza respecto al eje  $y$  al centro de la chapa. En c) y d) se anulan los movimientos como sólido rígido impidiendo únicamente desplazamientos ( $u_x$ ,  $u_y$  y  $u_z$ ); en c) se impiden en los nodos localizados en las esquinas de la chapa, y en d) éstos se desplazan respecto al eje  $x$  a los elementos contiguos a la línea de soldeo. En c) como se ha mencionado anteriormente, se intenta simular que la chapa esta simplemente apoyada sobre una mesa de trabajo o el suelo, y d) representa una modificación en las posiciones de los nodos para observar el efecto que tienen sobre los resultados del factor de pandeo (FP), así como su correspondiente autovector. La sustentación en cuatro nodos se hace de la siguiente manera: nodo 1: se impide  $u_x$ ,  $u_y$ , y  $u_z$ ; nodo 2:  $u_z$ ; nodo 3:  $u_z$ , y nodo 4:  $u_x$  (ver Figura 92c).

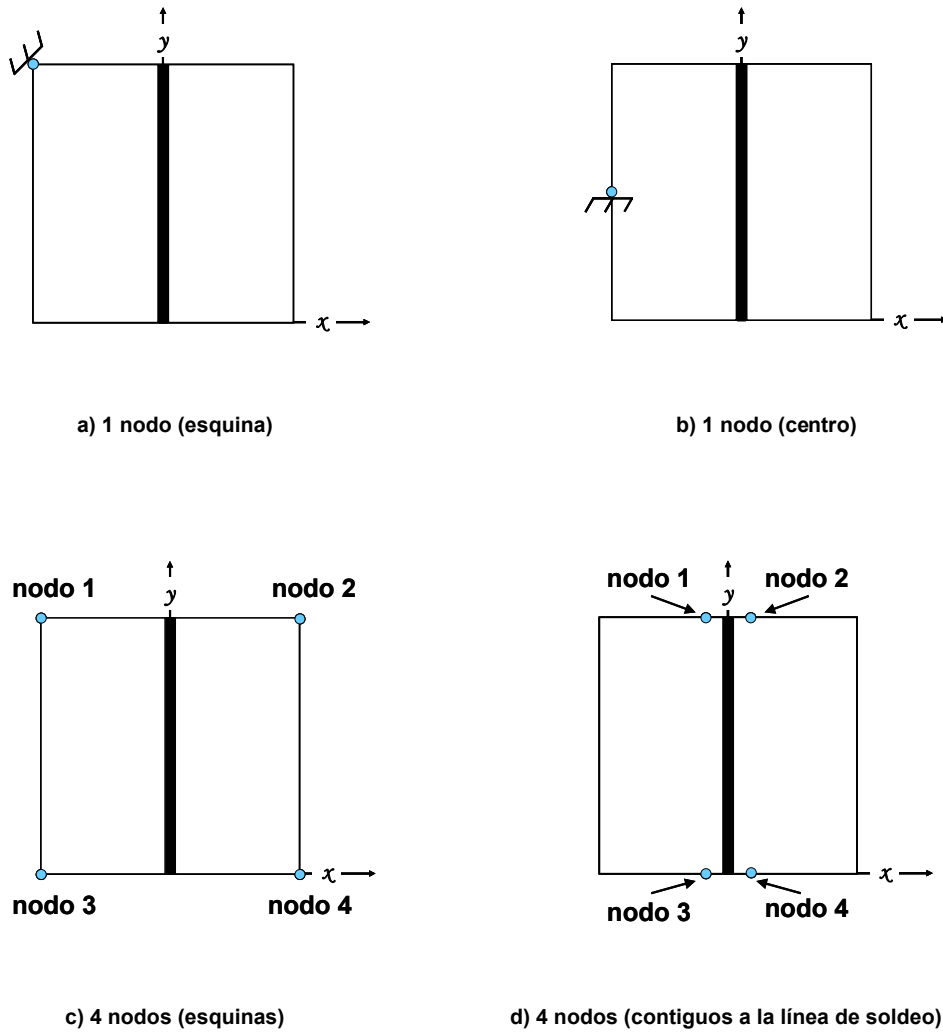


Figura 92. Sustentaciones supuestas para impedir movimiento como sólido rígido en el problema de la predicción del fenómeno de inestabilidad en chapas delgadas soldadas a tope.

### 5.2.1. Aplicación directa de las Tensiones Residuales (TRSPS)

Es importante señalar que, al contrario de lo que sucede con el valor del FP, el campo de tensiones residuales permanece invariable, independientemente de la sustentación empleada. En las Figuras 94b, 95b, 96b y 97b puede observarse la distribución de tensiones residuales ( $\sigma_{yy}$ ) obtenidas de la simulación del proceso de soldadura (SPS), en cinco diferentes líneas horizontales (Figura 93), las cuales se obtienen al multiplicar la longitud  $2cL$  que representa el largo de la chapa por el factor  $f = y / 2cL$ , para los valores de  $f=0, \frac{1}{4}, \frac{1}{2}, \frac{3}{4}$  y 1, y para todos los casos ( $c=1, 2, 5$  y 10).

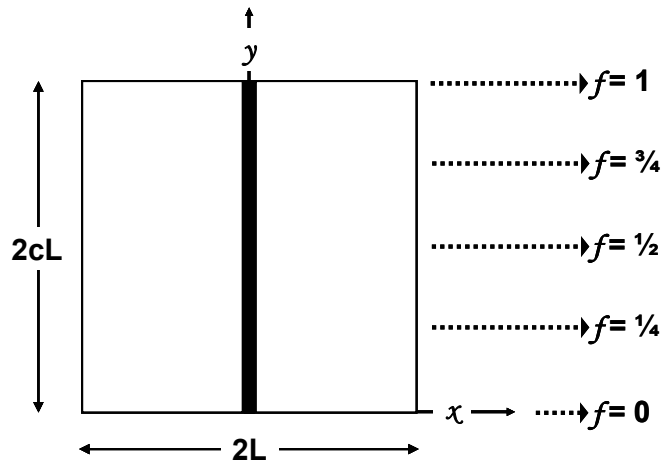
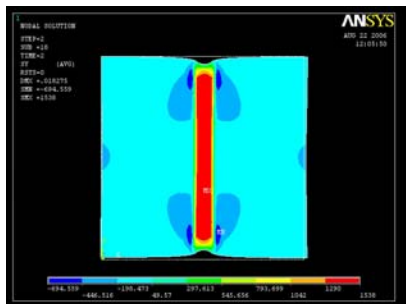
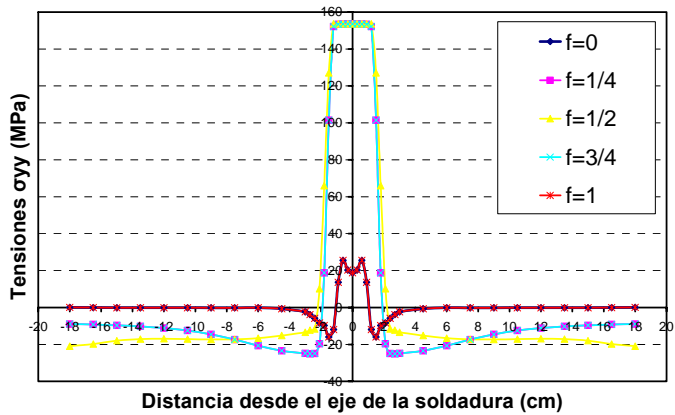


Figura 93. Líneas horizontales para  $f = 0, 1/4, 1/2, 3/4$  y  $1$ .

Como ya se ha comentado, las tensiones  $\sigma_{yy}$  son predominantes en el estado tensional generado por el proceso de soldadura, y por lo tanto cabe esperar que sean las responsables de la aparición del pandeo. La regularidad de éstas a lo largo de la chapa puede admitirse para valores superiores a  $c = 1$ , tal como puede observarse para el caso  $c = 2$  (Figura 94b).



a) Mapa de Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ )

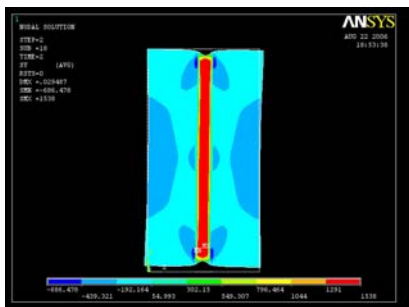


b) Distribución Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para diferentes líneas horizontales de la chapa

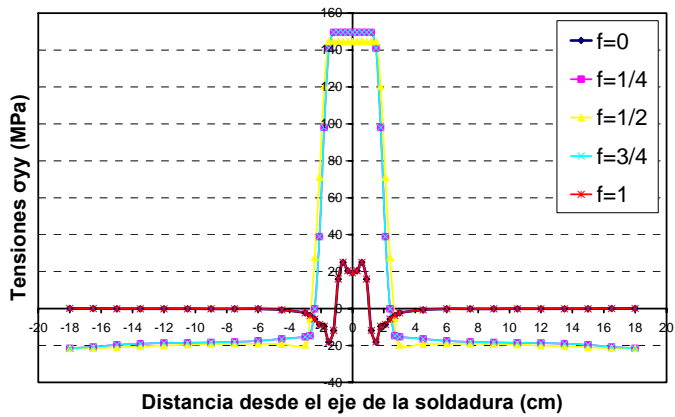
Figura 94. Caso  $c = 1$  ( $2cL = 36\text{cm}$ ).

En principio, la aplicación directa de las tensiones residuales generadas por la simulación del proceso de soldadura (TRSPS) parece la metodología más inmediata, en especial si dichas tensiones residuales pueden ser usadas

directamente como datos para el AAA. En efecto, este es el caso, pues el elemento lámina SHELL181 dispone de la posibilidad de escribir en un fichero las tensiones residuales obtenidas de la SPS en los puntos de integración de los elementos, y leer posteriormente dichas tensiones como datos de entrada para el AAA, sin ninguna intervención directa del usuario; este ha sido el motivo de la elección de dicho elemento, que es el único que permite esta opción en la versión 8.0 de ANSYS.

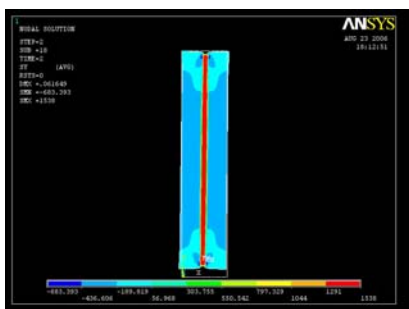


a) Mapa de Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ )

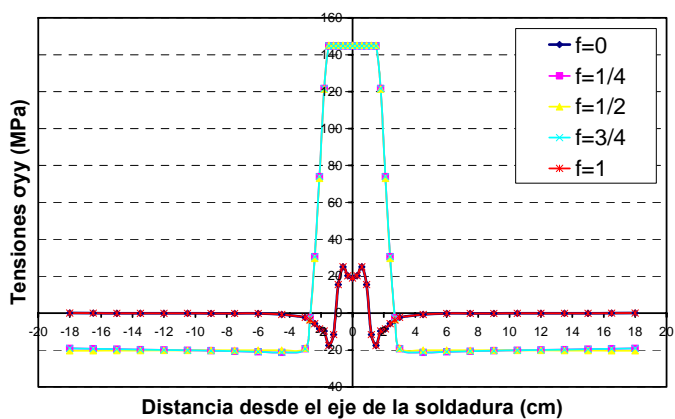


b) Distribución Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para diferentes líneas horizontales de la chapa

Figura 95. Caso  $c = 2$  ( $2cL = 72\text{cm}$ ).

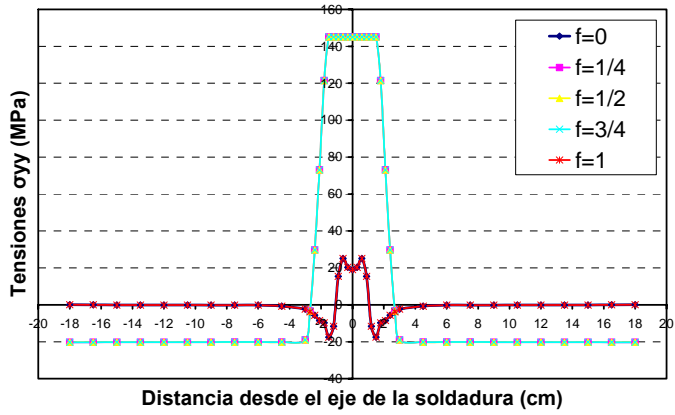
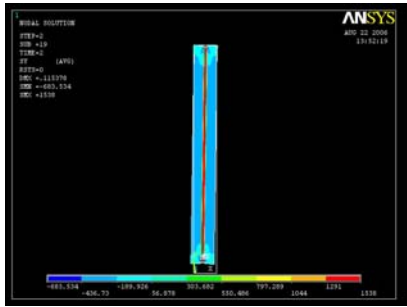


a) Mapa de Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ )



b) Distribución Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para diferentes líneas horizontales de la chapa

Figura 96. Caso  $c = 5$  ( $2cL = 180\text{cm}$ ).



a) Mapa de Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ )

b) Distribución Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para diferentes líneas horizontales de la chapa

Figura 97. Caso  $c = 10$  ( $2cL = 360\text{cm}$ ).

La Tabla 6 recoge los valores del menor autovalor (factor de pandeo, FP) obtenido para el caso  $c=1$ , mientras que la Tabla 7 recoge los valores del menor autovalor obtenido para el caso  $c=10$ .

Malla	Nº de Elementos	Factor de Pandeo (FP)
Normal	640	6564
Refinada	2560	8098

Tabla 6. Factor de pandeo aplicando directamente las tensiones residuales para el caso  $c=1$ .

Malla	Nº de Elementos	Factor de Pandeo (FP)
Normal	6400	344.17
Refinada	25600	956.15

Tabla 7. Factor de pandeo aplicando directamente las tensiones residuales para el caso  $c=10$ .

La malla refinada de las Tablas 6 y 7 se generó dividiendo en cuatro elementos cada rectángulo de la malla normal. Se observa que los valores del factor de



pandeo (FP) son desproporcionadamente altos, y que existe una gran sensibilidad a la discretización. Los altos valores del factor de pandeo (FP) indujeron a pensar que se estaban aplicando unas acciones externas numéricamente nulas, y en efecto, este es el caso, como puede justificarse mediante el siguiente razonamiento. Como ya se ha dicho, antes de resolver el AAA, el programa ANSYS v.8.0 realiza un análisis estático, y las proporciones de las tensiones obtenidas del mismo se mantienen en el AAA. La ecuación general del Método de los Elementos Finitos es:

$$\int_V \underline{\psi}^T \underline{X} dV + \int_S \underline{\psi}^{cT} \underline{t}^c dS = \left\{ \int_V (\underline{D} \underline{\psi})^T \underline{C} (\underline{D} \underline{\psi}) dV \right\} \underline{U} = \underline{K} \underline{U} \quad (33)$$

siendo  $\underline{\psi}$  la matriz de funciones de forma,  $\underline{U}$  los desplazamientos discretos de los nodos ( $\underline{u} = \underline{\psi} \underline{U}$ ),  $\underline{X}$  y  $\underline{t}^c$  las acciones en el volumen (V) y en el contorno (S),  $\underline{C}$  la matriz de comportamiento, y  $\underline{D}$  la matriz de operadores en derivadas parciales que da las deformaciones a partir de los desplazamientos ( $\underline{\varepsilon} = \underline{D} \underline{u}$ ). El primer miembro de la Ecuación 33 representa las fuerzas en nudos equivalentes a las acciones de volumen y superficie. La matriz de rigidez puede expresarse en función de las tensiones, usando:

$$\underline{\sigma} = \underline{C} \underline{\varepsilon} = \underline{C} \underline{D} \underline{u} = \underline{C} (\underline{D} \underline{\psi}) \underline{U} \quad (34)$$

Con lo que se obtiene:

$$\int_V (\underline{D} \underline{\psi})^T \underline{\sigma} dV = \underline{K} \underline{U} \quad (35)$$

El elemento lámina SHELL181 escribe los valores de tensión en los puntos de integración, que son posteriormente leídos en el AAA, y usados para evaluar el primer miembro de la Ecuación 33. Imponiendo condiciones de contorno cinemáticas en  $\underline{K}$  se puede despejar  $\underline{U}$ . Se observa que al "prescribir" las tensiones en todos los puntos del sólido deben anularse las fuerzas de volumen y superficie.

Dado que el problema termoelastoplástico que da lugar a las tensiones residuales no tiene fuerzas equivalentes concentradas en nodos (por ser las acciones sólo térmicas), las tensiones residuales son estáticamente equivalentes a un conjunto de fuerzas equivalentes nulas en los puntos internos, y asimismo nulas por condiciones de contorno en los cuatro bordes libres. Esto implica que teóricamente no hay acciones exteriores, y que las únicas que aparecen en los extremos horizontales libres (de muy pequeño valor) se deben a errores numéricos, lo que justifica los altísimos valores encontrados del factor de pandeo. La conclusión es que este método no es utilizable para la predicción del pandeo.

### 5.2.2. Aplicación de los Desplazamientos Residuales (DR)

Como segunda alternativa, el campo de desplazamientos residuales obtenidos de la simulación del proceso de soldadura se aplicó como acción externa para el AAA. Este procedimiento sería similar al procedimiento de predicción contemplado en el texto de Okerblom (1958). Okerblom predice el pandeo cuando el acortamiento que experimenta el panel soldado supera el acortamiento crítico, siendo éste función de las condiciones de sustentación del panel y del material. Dicho campo se muestra en las Figuras 98 y 99, en cinco líneas horizontales, para los casos  $c=1$  y  $c=10$ .

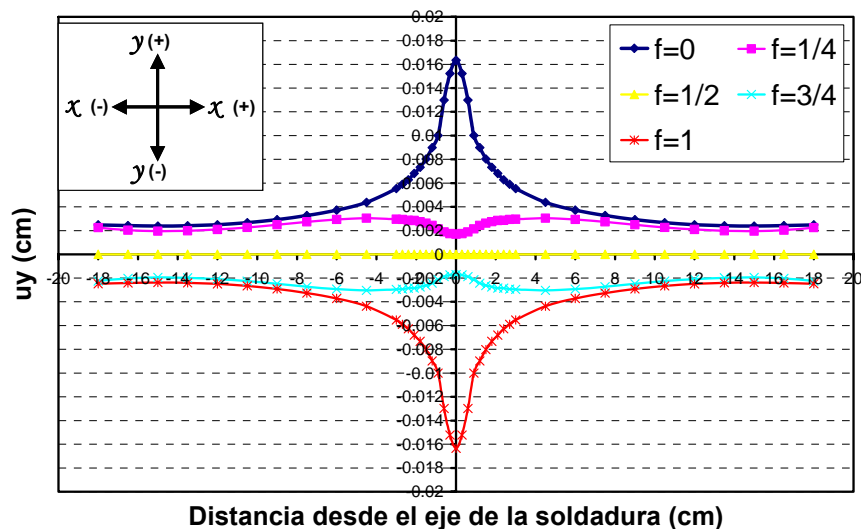


Figura 98. Desplazamientos Residuales Longitudinales ( $u_y$ ) para el caso  $c = 1$  ( $2cL = 36\text{cm}$ ).

La aplicación del campo de desplazamientos residuales no puede hacerse como en el caso de las tensiones, pues ningún elemento lámina de ANSYS v.8.0 tiene esta opción. Por ello, ha sido necesario escribir un programa propio que lea los resultados de ANSYS v.8.0 y los convierta al formato necesario de desplazamientos prescritos en todos los nodos de la malla, que va a ser la entrada del análisis de autovalores y autovectores (AAA).

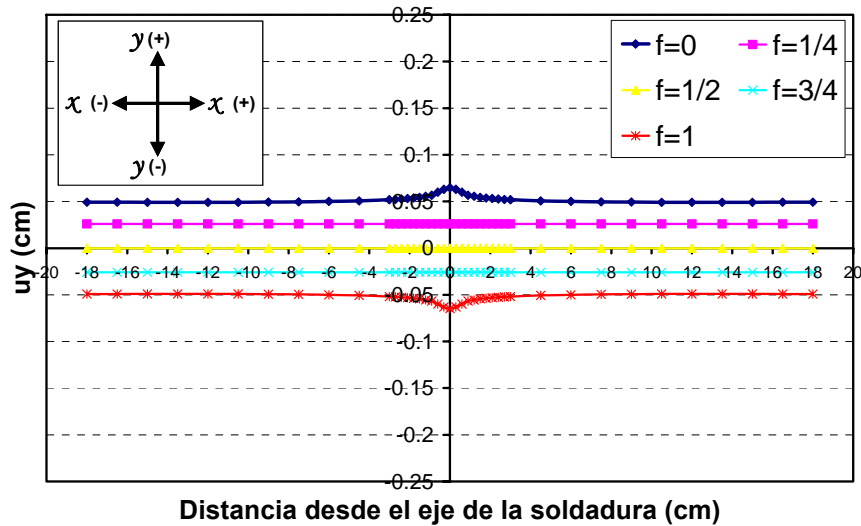


Figura 99. Desplazamientos Residuales Longitudinales ( $u_y$ ) para el caso  $c = 10$  ( $2cL = 360\text{cm}$ ).

Sin embargo, no cabe esperar de este método resultados coincidentes con la aplicación del campo real de tensiones residuales (por ejemplo mediante el método de decrementos térmicos que se describirá en el apartado siguiente), y ello debido a que el análisis previo al AAA es elástico, y las tensiones normales longitudinales  $\sigma_{yy}$  asociadas elásticamente al campo de desplazamientos residuales (clave TEDR) no reproducen las tensiones residuales  $\sigma_{yy}$  obtenidas de la SPS (TRSPS), como se muestra en las Figuras 100, 101, 102 y 103 en las que se representan ambas conjuntamente para todos los casos ( $c=1, 2, 5$  y  $10$ ).

De hecho se observa que las TEDR provocan compresión en todo el ancho de la chapa (ver Figuras 100, 101, 102 y 103). Estas tensiones no recogen, por tanto, el campo de tracciones adyacentes al cordón presente en el verdadero

campo de tensiones residuales, que obviamente ejerce un efecto estabilizador respecto al fenómeno del pandeo.

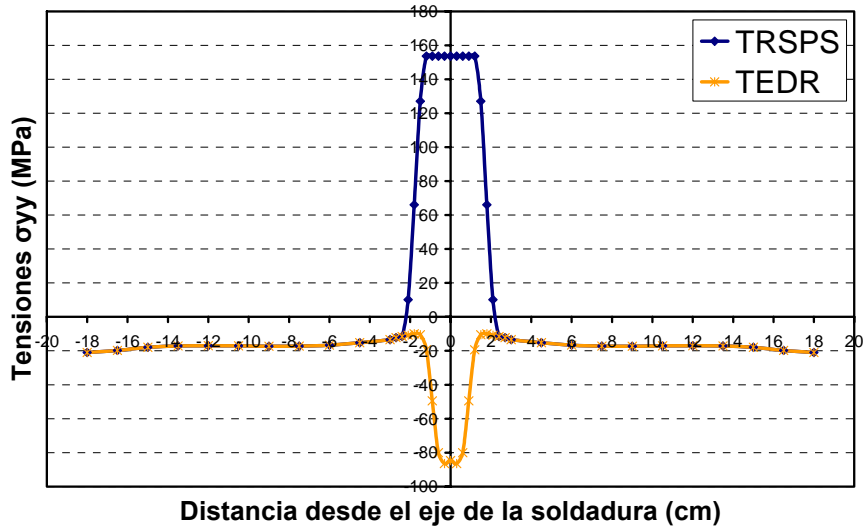


Figura 100. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en la línea horizontal que representa la mitad del largo de la chapa ( $f = \frac{1}{2}$ ), para el caso  $c=1$ . ( $2cL=36\text{cm}$ ): largo de la chapa; ( $2cL$ )( $f$ )= $18\text{cm}$ ; TRSPS: tensiones obtenidas de la SPS; TEDR: tensiones elásticas creadas por los desplazamientos residuales

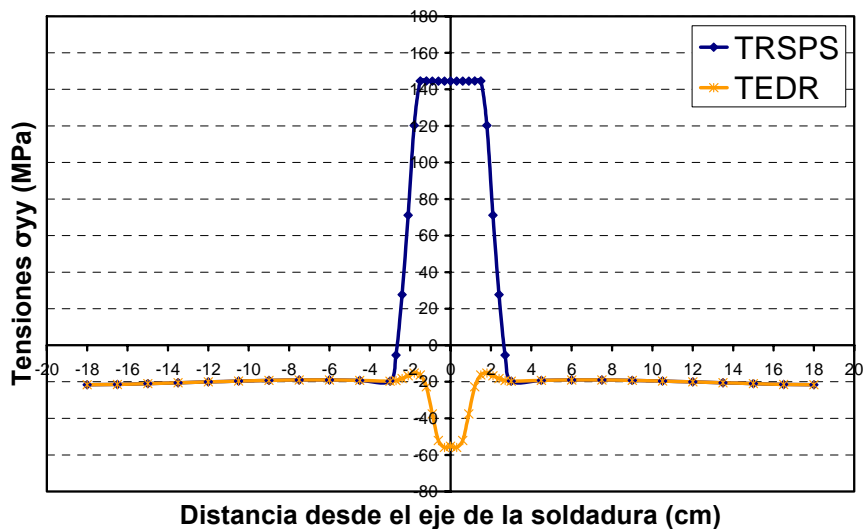


Figura 101. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en la línea horizontal que representa la mitad del largo de la chapa ( $f = \frac{1}{2}$ ), para el caso  $c=2$ . ( $2cL=72\text{cm}$ ): largo de la chapa; ( $2cL$ )( $f$ )= $36\text{cm}$ ; TRSPS: tensiones obtenidas de la SPS; TEDR: tensiones elásticas creadas por los desplazamientos residuales

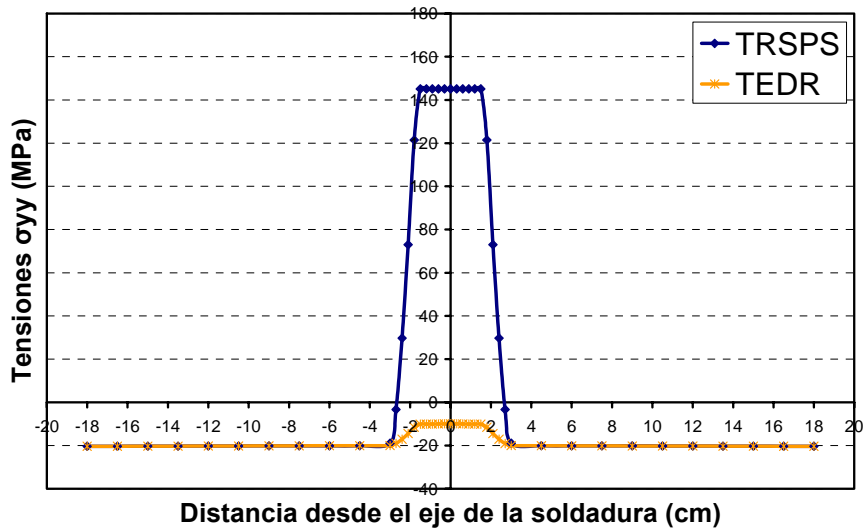


Figura 102. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en la línea horizontal que representa la mitad del largo de la chapa ( $f = \frac{1}{2}$ ), para el caso  $c=5$ . ( $2cL=180\text{cm}$ ): largo de la chapa;  $(2cL)(f)=90\text{cm}$ ; TRSPS: tensiones obtenidas de la SPS; TEDR: tensiones elásticas creadas por los desplazamientos residuales

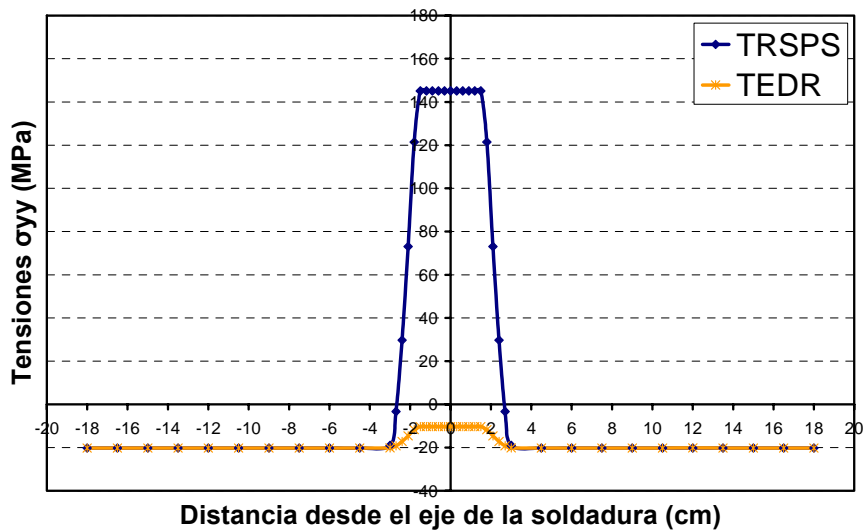
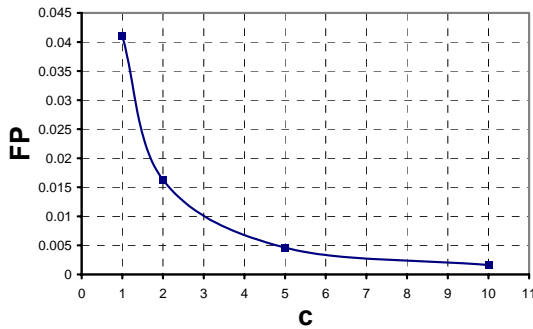
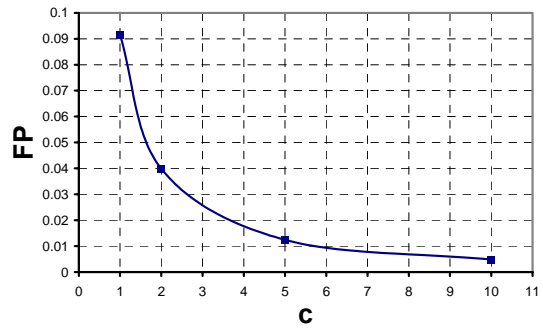


Figura 103. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en la línea horizontal que representa la mitad del largo de la chapa ( $f = \frac{1}{2}$ ), para el caso  $c=10$ . ( $2cL=360\text{cm}$ ): largo de la chapa;  $(2cL)(f)=180\text{cm}$ ; TRSPS: tensiones obtenidas de la SPS; TEDR: tensiones elásticas creadas por los desplazamientos residuales

Los resultados del factor de pandeo (FP) se muestran en las Figuras 104 y 105 para distintas longitudes y sustentaciones (Figura 94) para impedir los movimientos como sólido rígido.

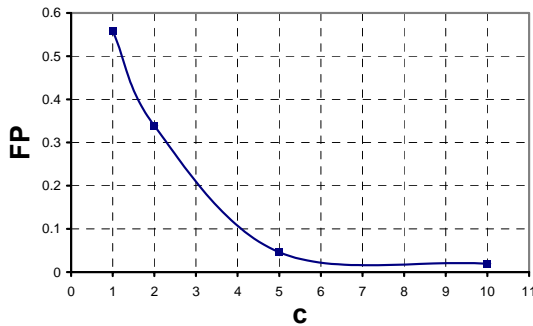


a) Esquina de la chapa

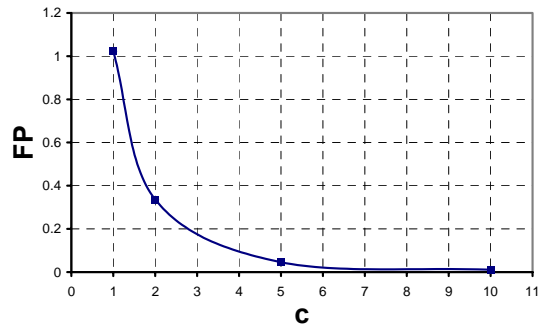


b) Centro de la chapa

Figura 104. FP aplicando Desplazamientos Residuales (TEDR) y utilizando una sustentación para impedir los movimientos como sólido rígido en 1 nodo.



a) Esquinas de la chapa



b) Nodos contiguos a la línea de soldeo

Figura 105. FP aplicando Desplazamientos Residuales (TEDR) y utilizando una sustentación para impedir los movimientos como sólido rígido en 4 nodos.

Como se ha mencionado anteriormente se han supuesto cuatro diferentes formas de impedir los movimientos como sólido rígido. En las Figuras 104a y 104b puede observarse que aunque ambas sustentaciones restringen los desplazamientos y giros en un solo nodo, los valores que se obtienen del factor de pandeo (FP) varían en función de la posición de éste; los mismos comentarios se pueden realizar de la comparación de las Figuras 105a y 105b. Así mismo puede observarse que los valores del factor de pandeo (FP) obtenidos aplicando restricciones en un solo nodo (Figura 104) son mucho más bajos que los que se obtienen aplicando en cuatro nodos (Figura 105). Esto implica que el factor de pandeo (FP) depende no sólo del número de nodos en

los que se impiden los movimientos como sólido rígido sino también de la posición de éstos. La evolución de los resultados es la esperable, disminuyendo el factor de pandeo (FP) a medida que aumenta la longitud.

### **5.2.3. Aplicación de Decrementos Térmicos (DT)**

Esta es la metodología usada en los trabajos de Michaleris y DeBiccari (1997) [37] y Deo y Michaleris (2003) [38] mencionados anteriormente en el apartado 5.1.1, en los que se intenta simular las tensiones residuales obtenidas por la simulación del proceso de soldadura (TRSPS) mediante decrementos térmicos ficticios aplicados elásticamente en los elementos contiguos al cordón de soldadura. En el caso ilustrado en este trabajo en la Figura 91 se ha procedido en la forma siguiente: se aplica un decremento térmico de valor unidad a los nodos situados en  $n$  filas de nodos situados en líneas paralelas al cordón de soldadura, comenzando con  $n=1$ , y, analizando las tensiones  $\sigma_{yy}$ , se detiene el proceso cuando el ancho de la zona traccionada obtenido con el campo térmico ficticio coincide con el de la TRSPS. Posteriormente basta escalar las temperaturas aplicadas de forma que en la zona a compresión se obtenga una tensión igual a la obtenida de la SPS. Este campo térmico es la entrada para el AAA. La distribución de tensiones elásticas obtenidas mediante decrementos térmicos (TEDT) se compara con la TRSPS en las Figuras 105, 106, 107 y 108 para todos los casos ( $c=1, 2, 5$  y  $10$ ).

Puede observarse para todos los casos que el ajuste de las tensiones normales longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) asociadas elásticamente con el campo térmico ficticio provocado por un decremento térmico (TEDT) reproduce de manera adecuada las tensiones residuales longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) obtenidas de la SPS (TRSPS). En los casos  $c=1$  y  $2$  (Figuras 105 y 106) se observa que ajustando los valores de compresión las máximas tensiones de tracción que se obtienen son superiores al valor del límite elástico ( $\sigma_E$ ); esto no es un problema grave, pues la inestabilidad estará fundamentalmente controlada por el valor de las compresiones. En los casos siguientes a partir de  $c=2$  las TEDT se ajustan

---

prácticamente de manera exacta a las TRSPS como puede observarse para los casos mostrados en las Figuras 107 y 108.

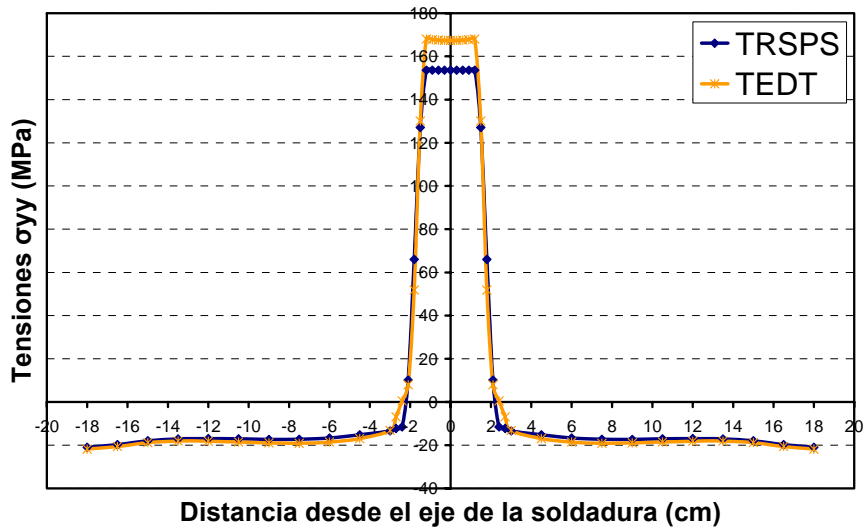


Figura 105. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en la línea horizontal que representa la mitad del largo de la chapa ( $f = \frac{1}{2}$ ), para el caso  $c=1$ . ( $2cL=36\text{cm}$ ): largo de la chapa;  $(2cL)(f)=18\text{cm}$ ; TRSPS: tensiones obtenidas de la SPS; TEDT: tensiones elásticas creadas por el decremento térmico.

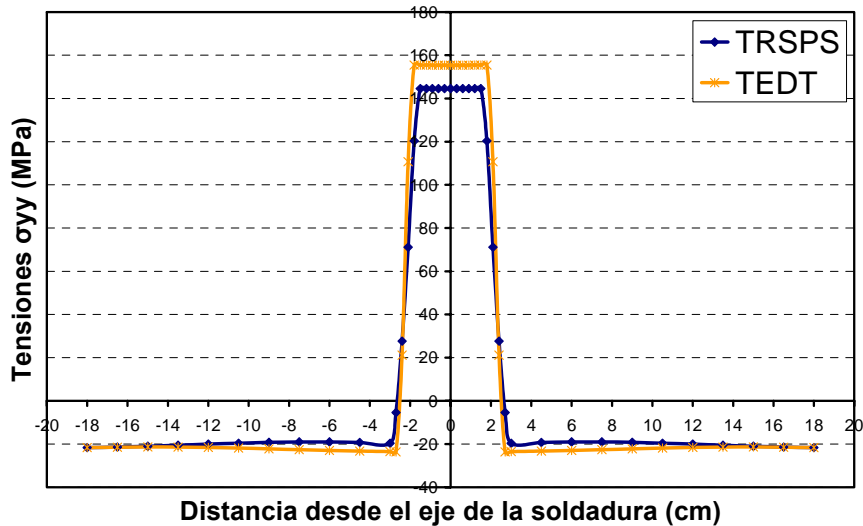


Figura 106. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en la línea horizontal que representa la mitad del largo de la chapa ( $f = \frac{1}{2}$ ), para el caso  $c=2$ . ( $2cL=72\text{cm}$ ): largo de la chapa;  $(2cL)(f)=36\text{cm}$ ; TRSPS: tensiones obtenidas de la SPS; TEDT: tensiones elásticas creadas por el decremento térmico.



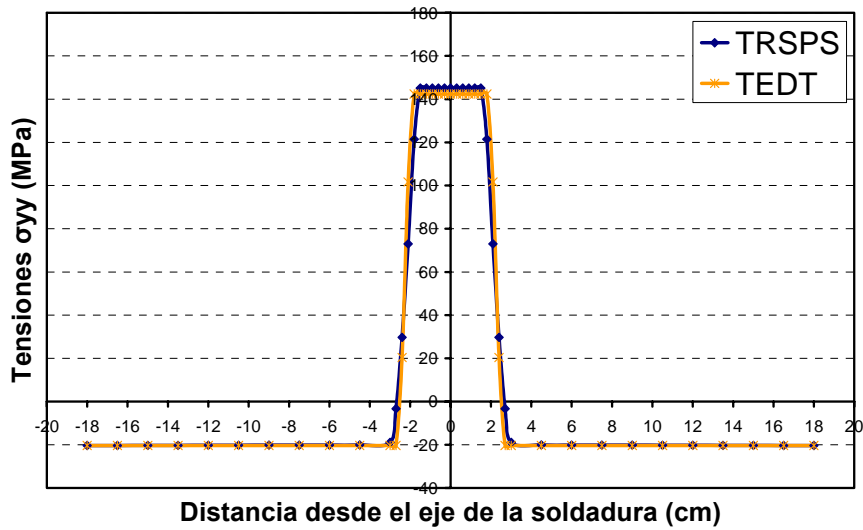


Figura 107. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en la línea horizontal que representa la mitad del largo de la chapa ( $f = \frac{1}{2}$ ), para el caso  $c=5$ . ( $2cL=180\text{cm}$ ): largo de la chapa;  $(2cL)(f)=90\text{cm}$ ; TRSPS: tensiones obtenidas de la SPS; TEDT: tensiones elásticas creadas por el decremento térmico.

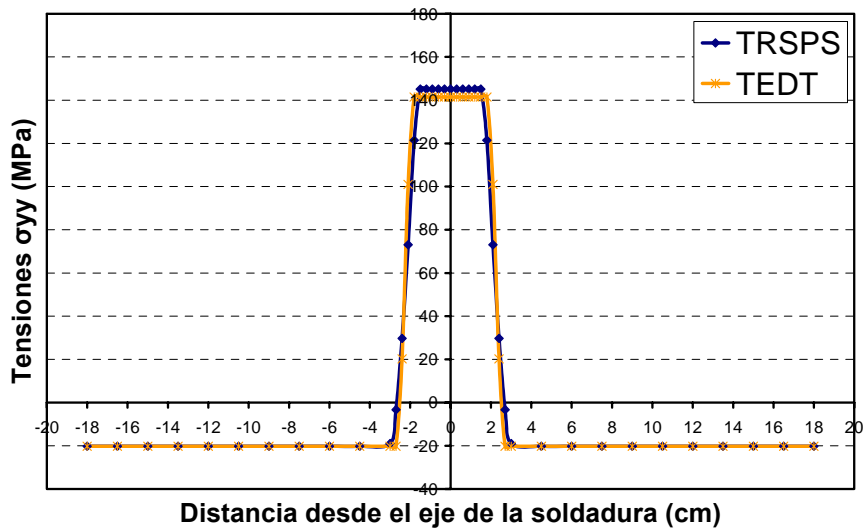


Figura 108. Tensiones Residuales Longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) en la línea horizontal que representa la mitad del largo de la chapa ( $f = \frac{1}{2}$ ), para el caso  $c=10$ . ( $2cL=360\text{cm}$ ): largo de la chapa;  $(2cL)(f)=180\text{cm}$ ; TRSPS: tensiones obtenidas de la SPS; TEDT: tensiones elásticas creadas por el decremento térmico.

Por medio del posterior AAA se obtuvieron los resultados que se muestran en las Figuras 109 y 110, que incluye también el factor de pandeo (FP) obtenido

mediante la aplicación de los desplazamientos residuales descrita en el apartado anterior.

Las Figuras 109 y 110 muestran una considerable diferencia entre unos y otros resultados. Los resultados para las TEDT, que simulan correctamente la banda estabilizadora de tracción, están, como cabía esperar, por encima de los obtenidos usando las TEDR, que no reproducen dicha banda.

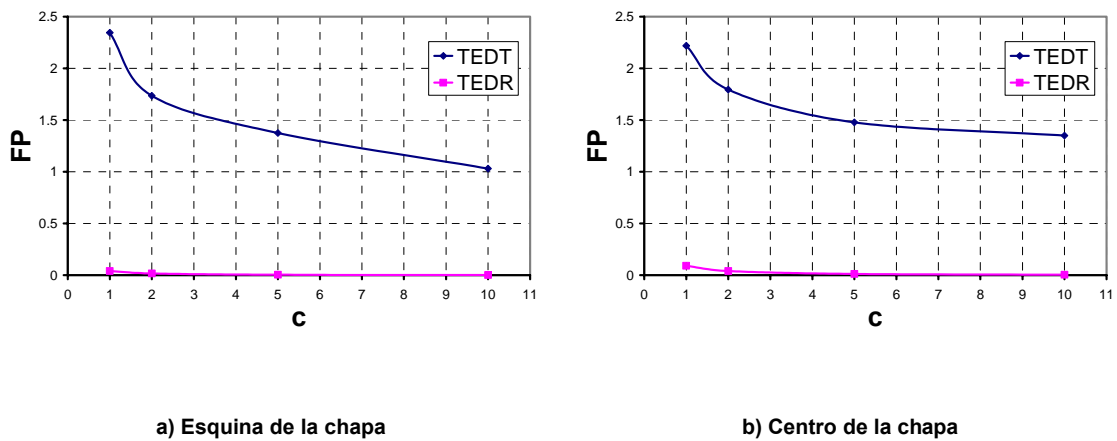


Figura 109. FP aplicando Decrementos Térmicos (TEDT) y aplicando los Desplazamientos Residuales (TEDR), utilizando una sustentación para impedir los movimientos como sólido rígido en 1 nodo.

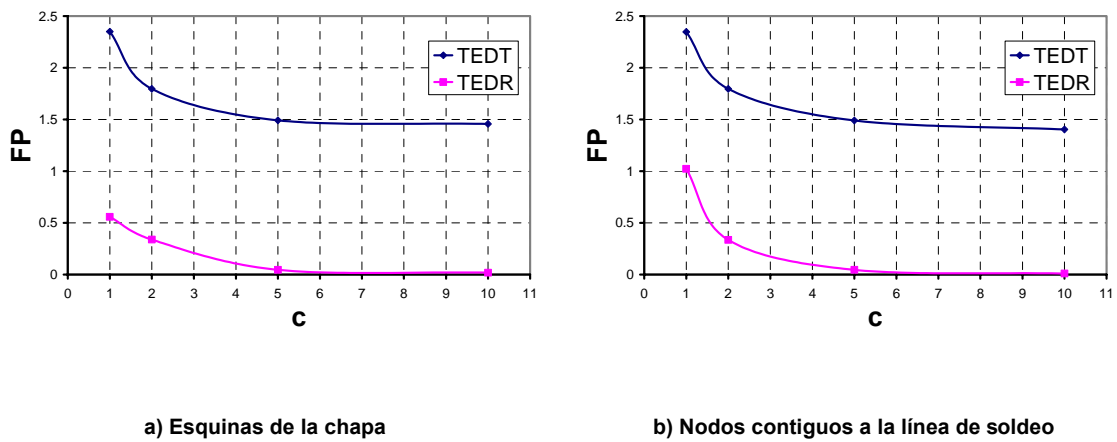


Figura 110. FP aplicando Decrementos Térmicos (TEDT) y aplicando los Desplazamientos Residuales (TEDR), utilizando una sustentación para impedir los movimientos como sólido rígido en 4 nodos.

La diferencia entre ambos factores se muestra en las Figuras 111 y 112, en las que se observa que dicha diferencia depende de la longitud de la chapa. La condición es que la aplicación de los TEDR no permite predecir

adecuadamente la aparición de inestabilidad, y este método no volverá a ser utilizado en este trabajo, concentrándonos a partir de ahora en el método de los decrementos térmicos ficticios.

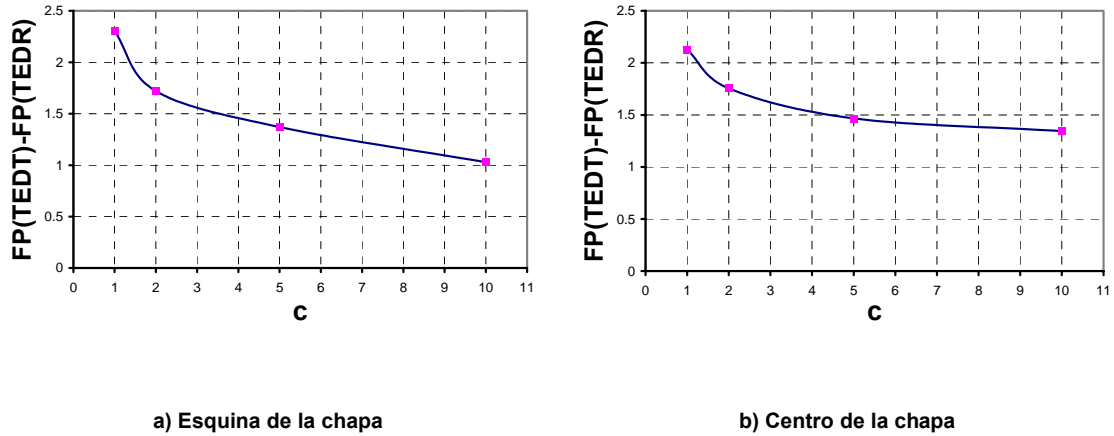


Figura 111. Diferencia entre los Factores de Pandeo obtenidos aplicando Decrementos Térmicos FP(TEDT) y aplicando los Desplazamientos Residuales FP(TEDR), utilizando una sustentación para impedir los movimientos como sólido rígido en 1 nodo.

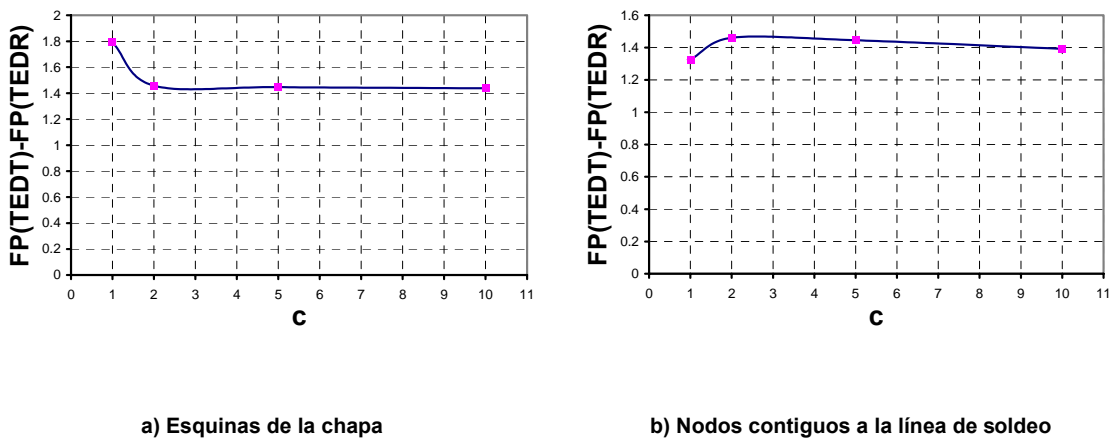


Figura 112. Diferencia entre los Factores de Pandeo obtenidos aplicando Decrementos Térmicos FP(TEDT) y aplicando los Desplazamientos Residuales FP(TEDR), utilizando una sustentación para impedir los movimientos como sólido rígido en 4 nodos.

A la vista de la similitud de las curvas obtenidas mediante las TEDT de las Figuras 109 y 110 no resulta concluyente cuál es la forma de sustentar que mejor reproduce la libre sustentación que se produce al apoyar una chapa en una mesa previamente a su soldadura. Volveremos a discutir este punto en el siguiente apartado, en el que se analiza el caso de una chapa con rigidizador.

## **5.3. Chapas soldadas con rigidizador**

### **5.3.1. Comparación con el trabajo realizado por Michaleris et al. [37]**

#### **5.3.1.1. Descripción de las geometrías y condiciones de soldeo**

A continuación describiremos las geometrías y condiciones de soldeo del trabajo realizado por Michaleris y DeBiccari (1997, [37]), con el objetivo de comparar sus resultados con los obtenidos mediante los modelos que hemos realizado para la predicción numérica del fenómeno de pandeo; las diferencias entre el procedimiento seguido en el artículo mencionado y el propuesto en este trabajo serán detalladas posteriormente.

Michaleris y DeBiccari usan en su estudio dos piezas, una pequeña y otra grande, construidas y fabricadas con paneles de chapa de acero al carbono (AH-36), cuyas propiedades varían con la temperatura tal como se muestra en la Figura 113. Aunque en la Referencia [37] se supone un modelo elastoplástico con endurecimiento cinemático, los resultados de Cañas et al. [39] mostraron que la influencia del endurecimiento en la distribución de tensiones residuales es despreciable, por lo que en este trabajo se ha supuesto un comportamiento elastoplástico perfecto del material. El uso de dos tamaños de panel fue estimado necesario para tener la seguridad de que los resultados eran escalables. El panel grande, por sus dimensiones, fue construido en un astillero y el pequeño fue fabricado en el laboratorio.

Las dimensiones del panel, espesor de la chapa y potencia térmica del arco eléctrico para cada uno de los cinco casos analizados se muestran en la Tabla 8.

Puede observarse en la Tabla 8 que los casos 1, 2 y 3 correspondientes al panel pequeño varían únicamente en el calor generado por el arco. Así mismo los casos 4 y 5, que corresponden al panel grande, solamente varían en el espesor de la chapa que ha sido utilizada.

Caso	Tamaño del Panel (m)	Espesor de la Chapa (mm)	Potencia Térmica del Arco Eléctrico (kJ/m)
1	1.2 x 1.2	4.8	307
2	1.2 x 1.2	4.8	402
3	1.2 x 1.2	4.8	717
4	2.4 x 6.1	4.8	390
5	2.4 x 6.1	5.5	390

Tabla 8. Características y condiciones de soldeo para los casos analizados en la Referencia [37].

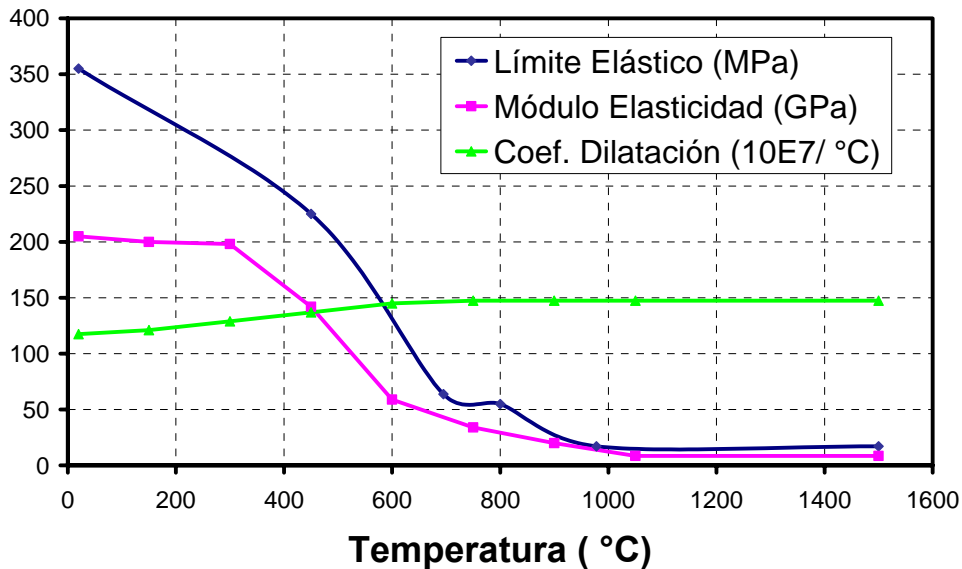


Figura 113. Propiedades mecánicas en función de la temperatura para el acero al carbono AH-36.

El espesor de 4.8 mm (3/16") se seleccionó debido a que se observó en los astilleros que este espesor presenta las mayores distorsiones; para uno de los cinco casos analizados se usó un espesor de 5.5 mm (7/32").

Las dimensiones de los paneles construidos con chapa son: a) para el panel pequeño 1.2 m x 1.2 (Figura 114), y b) el panel grande 2.4 m x 6.1 m (Figura 115). Para todos los casos el elemento utilizado como rigidizador longitudinal es una viga T de dimensiones 100 x 100 x 4.8 mm (4" x 4" x 3/16"), el cual es típico para paneles de un espesor de 4.8 mm (3/16").

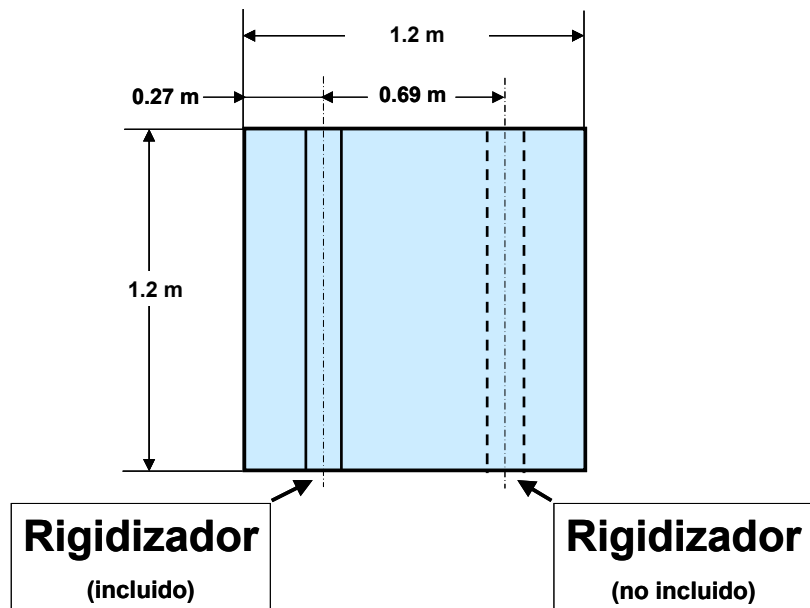


Figura 114. Panel pequeño (1.2m x 1.2m) utilizado en la Referencia [37].

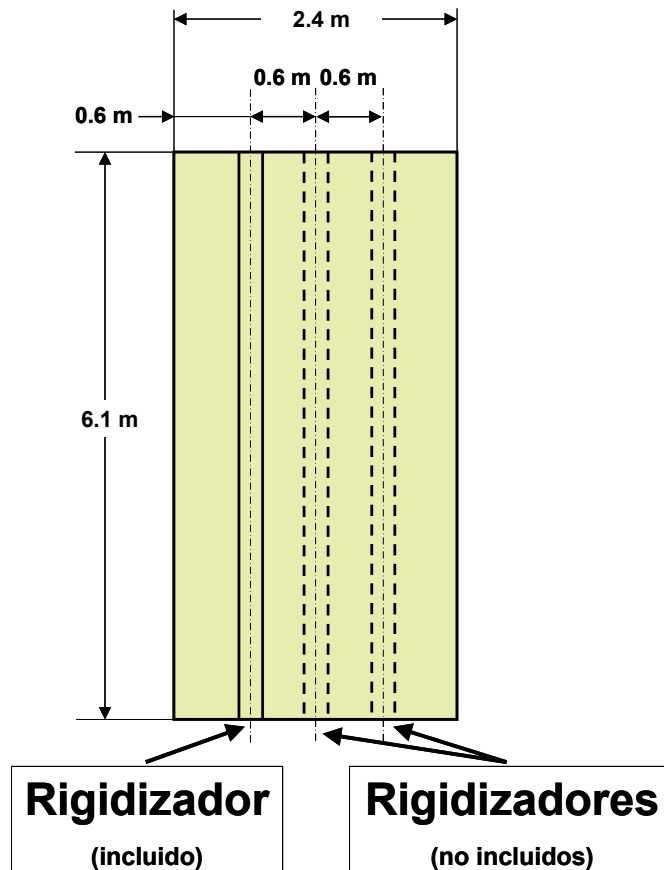


Figura 115. Panel grande (2.4m x 6.1m) utilizado en la Referencia [37].

Las Figuras 114 y 115 muestran los conjuntos de rigidizadores cuya instalación estaba prevista (dos para el panel pequeño y tres para el panel grande). La evidencia experimental, sin embargo, mostró que el pandeo, en los casos en que se producía, aparecía tras la soldadura del primer rigidizador, que es el único que se ha incluido en las simulaciones numéricas; los no incluidos en dichas simulaciones se muestran con líneas de trazo discontinuo en las Figuras 114 y 115. Asimismo es interesante mencionar que los rigidizadores transversales no tenían influencia en la aparición del pandeo [37], por lo que no han sido incluidos.

Según la Referencia [37], la unión en ángulo se realizó a través de la deposición automática de dos cordones de soldadura (ver Figura 116), usando el proceso FCAW (Flux Cored Arc Welding) se seleccionó un tamaño de soldadura nominal para los cordones longitudinales del rigidizador que corresponde a un espesor de chapa de 4.8 mm (3/16"), con longitudes de pie de soldadura que varían entre 3.2 mm (1/8") y 4.8 mm (3/16"). A estos tamaños de soldadura les corresponde una potencia térmica del arco eléctrico que varía de 307 a 717 kJ/m por electrodo. Ambos cordones se sueldan simultáneamente separados uno de otro por una distancia de 89 mm según la misma dirección y sentido de aplicación de la soldadura.

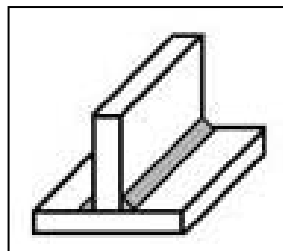


Figura 116. Típica unión en ángulo usando dos cordones de soldadura.

### 5.3.1.2. Diferencias del método propuesto en este trabajo respecto al de Michaleris et al. [37]

Las diferencias que existen entre el método utilizado por Michaleris y DeBicari (1997, [37]) y el propuesto en este trabajo tienen como objetivo optimizar la

facilidad de generación de la malla de elementos finitos y reducir el tiempo de resolución. Todos los cálculos descritos en la Referencia [37] se realizaron usando el programa ABAQUS (1995) mientras que en este trabajo se ha usado ANSYS, v. 8.0. Las diferencias y semejanzas entre los dos métodos se describen a continuación.

**5.3.1.2.1. Distribución de temperaturas generada por el proceso de soldadura**

Las diferencias que se presentan entre los dos métodos para este cálculo son:

**a) Método de Michaleris y DeBiccari**

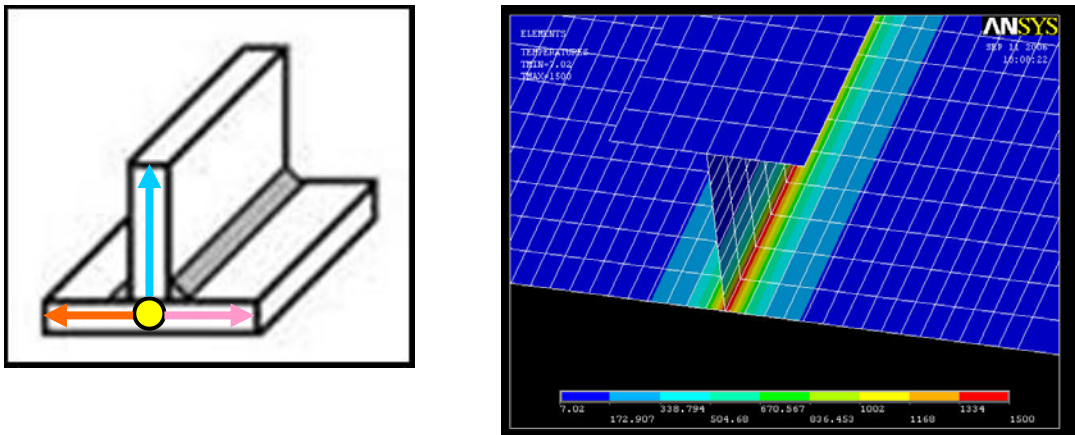
- Para conocer y calcular la distribución de temperaturas causada por el proceso de soldadura se modela la chapa, el rigidizador y los cordones de soldadura en una sección perpendicular a la dirección de soldadura y se realiza en deformación plana generalizada un análisis térmico, no lineal y transitorio del flujo de calor generado por la soldadura y su posterior enfriamiento. Para dicho análisis se emplea un modelo de elementos finitos utilizando elementos térmicos planos en forma de cuadrilátero (DC2D8) de ocho nodos (cuadráticos); se consideran condiciones de contorno de simetría para modelar solo la mitad de la estructura. La malla de elementos finitos incluye la discretización de una placa soporte, dispuesta bajo la chapa horizontal y centrada respecto al rigidizador, que se usa para ajustar la solución térmica numérica a los valores experimentales. La distribución de temperaturas resultado de este análisis se aplica posteriormente a un análisis numérico termomecánico estático y no lineal por el cual se simula el proceso de soldadura.
- El flujo de calor generado por el proceso de soldadura se obtiene mediante el modelo de “fuente de calor de doble elipsoide”, propuesto por Goldak (1984) [52], que se utiliza para cada cordón de soldadura.



- Las propiedades térmicas (conductividad térmica, coeficiente de convección y calor específico) del material se consideran función de la temperatura.
- Se aplican condiciones de contorno de radiación y convección en todas las superficies libres.

**b) Método propuesto en este trabajo**

- La distribución de temperaturas generada por el proceso de soldadura es calculada a través de una envolvente térmica analítica para chapas delgadas mediante una simple fórmula que es función de los parámetros de soldeo, de las propiedades del material, de la geometría de la estructura (espesor de la chapa) y de la coordenada perpendicular a la dirección de soldeo (este aspecto se ha detallado ampliamente en el apartado 4.2.1 de este trabajo). La distribución de temperaturas resultado de aplicar dicha fórmula analítica se aplica directamente al problema bajo estudio procediéndose a su resolución mediante un modelo elastoplástico por el cual se ha simulado el proceso de soldadura. Se ha mencionado anteriormente que la envolvente térmica es función únicamente de la coordenada perpendicular a la dirección de soldadura y constante para toda coordenada paralela a la misma. En el planteamiento propuesto en este trabajo se han utilizado tres envolventes térmicas según las tres direcciones perpendiculares al cordón de soldadura en las que se disipa el calor generado por la soldadura (ver Figura 117a), asociadas cada una a las partes que conforman el conjunto por medio de la soldadura (ver Figura 117b).
- La fórmula analítica mencionada anteriormente solamente considera como propiedades del material la densidad y el calor específico; para nuestro análisis éstas se han considerado constantes con la temperatura. Estudios previos [39,40,50] han demostrado que la utilización de valores promedios y constantes permite obtener buenos resultados.



a) Direcciones en las que se disipa el calor generado por la soldadura

b) Distribución de temperaturas obtenida mediante la envolvente térmica analítica

Figura 117. Envolvente térmica analítica: a) direcciones perpendiculares al cordón de soldadura en las que se disipa el calor generado por el proceso de soldadura; b) Distribución de temperaturas obtenida para ser aplicada como carga térmica en el modelo de elementos finitos para el análisis termomecánico no lineal del proceso de soldadura.

#### 5.3.1.2.2. Cálculo de las tensiones residuales

Tanto para el método de la Referencia [37] como para el propuesto en este trabajo se consideran las propiedades mecánicas del material función de la temperatura.

##### a) Método de Michaleris y DeBiccari

- El comportamiento del material se supone elastoplástico con endurecimiento cinemático.
- Se considera el mismo modelo bidimensional de elementos finitos que en el análisis térmico previamente descrito, eliminando la placa soporte; se consideran las mismas condiciones de contorno de simetría y la misma malla de elementos finitos, y se plantea un análisis estático en deformación plana generalizada aplicando la distribución de temperaturas obtenida del análisis numérico térmico.

- Se utilizan elementos estructurales planos en forma de cuadrilátero (CGPE10R) de diez nodos (cuadráticos).

**b) Método propuesto en este trabajo**

- El comportamiento del material se supone elastoplástico perfecto.
- Se ha modelado la estructura completa considerando un modelo de láminas que, dado que las sollicitaciones no varían en el espesor de la misma, da lugar a un estado de tensión plana en cada uno de los componentes del conjunto. En la Referencia [39] se demostró que los modelos de tensión plana proporcionan muy buenos resultados de las tensiones residuales, con un excelente ajuste a los valores experimentales. En la chapa y en el alma del rigidizador se han aplicado las correspondientes distribuciones de temperaturas obtenidas analíticamente por la fórmula de la envolvente térmica.
- Se utilizan elementos lámina en forma de cuadrilátero (SHELL181) de cuatro nodos (bilineales)

**5.3.1.2.3. Modelo para predecir la inestabilidad en la estructura**

En una forma totalmente análoga a como se describió para el caso de chapas sin rigidizador, los valores máximos de compresión de las tensiones residuales longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) calculadas en las simulaciones termomecánicas 2D del proceso de soldadura son simuladas aplicando un decremento térmico constante ficticio, cuyo valor se escala para reproducir la máxima compresión. Para ambos métodos se consideran las propiedades mecánicas del material (modulo de elasticidad, coeficiente de dilatación térmica y de Poisson) constantes con la temperatura. Las diferencias son:

**a) Método de Michaleris y DeBiccari**

- El análisis estructural se realiza a través de un modelo de elementos finitos 3D utilizando elementos tridimensionales sólidos (C3D20R) de veinte nodos para modelar la chapa y rigidizador; los cordones de soldadura son modelados con elementos estructurales prismáticos (C3D15) de 15 nodos.
- El decremento térmico ficticio se aplica sobre los elementos prismáticos tridimensionales que modelan los cordones de soldadura, como se puede observar en la Figura 118.
- Las propiedades mecánicas del material se consideran isotrópicas, excepto el coeficiente de dilatación térmico, cuyo comportamiento se supone ortótropo; su valor varía según la dirección, siendo cero en las direcciones perpendiculares a la soldadura.

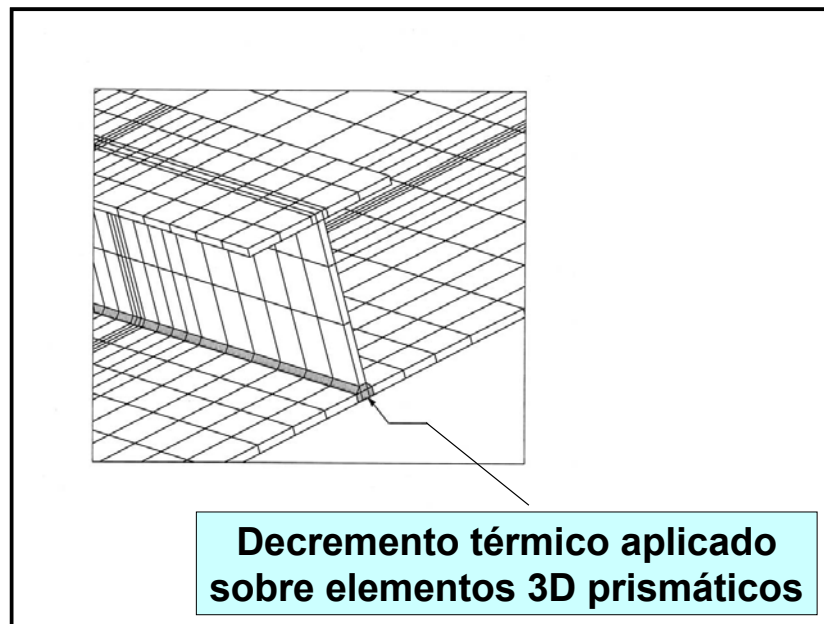


Figura 118. Carga ficticia a manera de decremento térmico (temperatura constante) que se aplica sobre los elementos prismáticos tridimensionales (ABAQUS C3D15).

**b) Método propuesto en este trabajo**

- El análisis estructural se realiza usando únicamente elementos lámina de cuatro nodos (SHELL181) para modelar la chapa y el rigidizador (ver

Figura 119). Este elemento es conveniente para analizar estructuras de espesor delgado y medio. Es un elemento con seis grados de libertad por nodo: tres traslaciones y tres rotaciones.

- El decremento térmico ficticio se aplica sobre  $n$  filas de nodos paralelos a los cordones de soldadura, y situados sólo sobre los elementos que modelan la chapa. Se considera la fila  $n=1$  la línea central del alma del rigidizador, y el número de filas de nodos necesario será el que haga coincidir el ancho de la zona traccionada obtenido con este método y el obtenido del análisis termomecánico del proceso de soldadura; posteriormente se escalará la temperatura aplicada de manera que los valores de máxima tensión de compresión coincidan con los del análisis termomecánico.
- Todas las propiedades mecánicas del material se consideran isótropas.

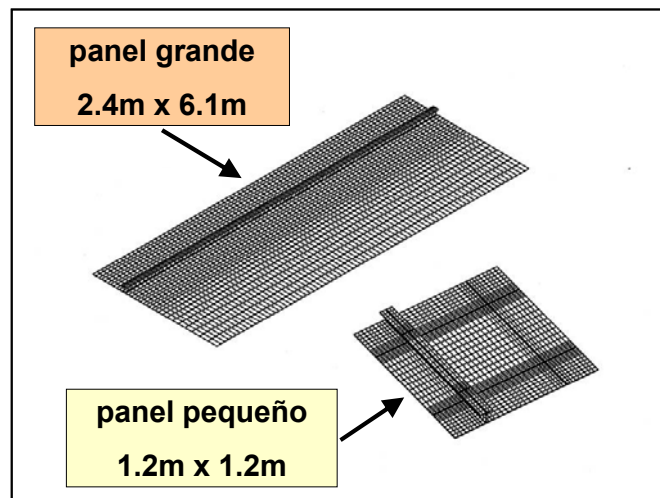


Figura 119. Modelos de elementos finitos para los paneles pequeño y grande construidos solamente a base de elementos lámina bidimensionales (ANSYS v.8.0 SHELL181).

#### 5.3.1.2.4. Comparación entre las mallas utilizadas por Michaleris et al. en la Referencia [37] y en el modelo propuesto

La Tabla 9 recoge las características de las mallas usadas en la Referencia [37] y en el método propuesto, para el caso del panel pequeño. No se han

incluido los datos para el panel grande pues en la Referencia [37] no hay datos de la malla utilizada en este caso para el análisis térmico y para la SPS.

	PROBLEMA TÉRMICO		SIMULACIÓN DEL PROCESO DE SOLDADURA		PREDICCIÓN DE INESTABILIDAD	
	NODOS	ELEMENTOS	NODOS	ELEMENTOS	NODOS	ELEMENTOS
REFERENCIA [37]	9,338	3,018 (PLANOS-8NC)	7,649	2,538 (PLANOS-8NC)	18,019	2,508 (SÓLIDOS-20NC)
MODELO PROPUESTO	Análítico	Análítico	1,575	1,488 (LÁMINAS-4NBL)	3,087	2,976 (LÁMINAS-NBL)

Tabla 9. Mallas utilizadas en modelo de la Referencia [37] y en el modelo propuesto para el caso del panel pequeño, para ambos modelos se han usado condiciones de simetría en la SPS, y el modelo completo para la predicción de inestabilidad.

Con la finalidad de reducir el tiempo de cómputo se han aplicado condiciones de simetría en la SPS (para ambos paneles) sobre un plano perpendicular al cordón de soldadura en todo el ancho del conjunto, de esta manera se reduce el modelo de elementos finitos a la mitad del mismo; estas condiciones de simetría no influyen en el estado tensional obtenido respecto a un modelo completo. Asimismo, en la Referencia [37] se aplican las condiciones de simetría para el modelo de elementos finitos en deformación plana que se utiliza para el problema térmico y la SPS.

La clave E-*n*NT indica el tipo de elemento (E), el número de nodos (*n*) y el tipo de funciones aproximantes (BL: bilineales, C: cuadráticas). A la vista de la Tabla 9, cabe suponer que el menor número de nodos por elemento (asociado al tiempo de integración numérica) y el menor número de nodos totales (asociado al tiempo de resolución del sistema de ecuaciones) del método propuesto proporcionan un menor tiempo de resolución frente al método de la Referencia [37]. Una comparación directa de tiempos de resolución no ha sido posible, por no incluirse éstos en la Referencia [37]. En el caso del método propuesto, el tiempo requerido para la SPS (que es la que consume prácticamente todo el tiempo) en el caso del panel grande fue de 24 minutos, utilizando un equipo de cómputo con las siguientes características:

- Procesador: Intel Pentium 4
- Velocidad de procesador: 3 GHz
- Memoria RAM: 1.5 GB

Por último cabe mencionar que las comparaciones incluidas en este trabajo han sido entre el método propuesto y el denominado modelo continuo en la Referencia [37]. En dicha referencia se incluye otro modelo para la predicción de la inestabilidad, denominado estructural, a base de láminas y un elemento viga para simular el rigidizador, que tiene 7,397 nodos en lugar de los 18,019 nodos de la Tabla 9. Ese modelo requirió aproximadamente la mitad del tiempo del modelo continuo y predijo también correctamente la aparición de inestabilidad en el caso del panel pequeño, que es el único del que se incluyen datos.

#### **5.3.1.3. Cálculo de tensiones residuales por medio del modelo propuesto**

En el trabajo de Michaleris y otros (1997, [37]) se hace un análisis numérico para predecir el pandeo en los cinco casos de la Tabla 8, los cuales son comparados con los resultados obtenidos con el trabajo experimental. A través del modelo propuesto en este trabajo para predecir el pandeo hemos realizado un análisis de estos cinco casos, considerando la misma geometría de la estructura, propiedades del material y condiciones de soldeo.

Anteriormente hemos señalado que no es recomendable utilizar condiciones de contorno de simetría para llevar a cabo el AAA. Sin embargo, y debido a que Michaleris y otros [37] muestran en su trabajo distribuciones de tensiones residuales para diferentes casos usando condiciones de simetría, hemos realizado simulaciones del proceso de soldadura (SPS) suponiendo las mismas condiciones de contorno y valores de las propiedades mecánicas en función de la temperatura de su trabajo (ver Figura 113), para de esta manera poder comparar los resultados obtenidos.

En la Figura 120 podemos observar la simulación del proceso de soldadura (SPS) para el caso 3 (ver Tabla 8). Cabe mencionar que en nuestras

---

simulaciones de los casos 1, 2 y 3 hemos encontrado la misma anomalía en la distribución de tensiones residuales descrita en el capítulo 4 de este trabajo (apartado 4.7), la cual persiste al refinar la malla de elementos finitos (ver Tabla 10) para corroborar los resultados encontrados. De la misma manera que en el apartado 4.7.3, se ha incrementado el valor del límite elástico a la temperatura de fusión normalizándose de este modo la distribución de tensiones residuales. Esto se presenta solo para un rango de longitudes, ya que al incrementar el largo de la estructura y pasar de unas dimensiones de la geometría del modelo de 0.6m x 0.6m a una de 0.6m x 1.8m el tipo de distribución de tensiones residuales anómala no se presenta, y para los largos de la chapa correspondientes a los casos 4 y 5 no aparece este problema.

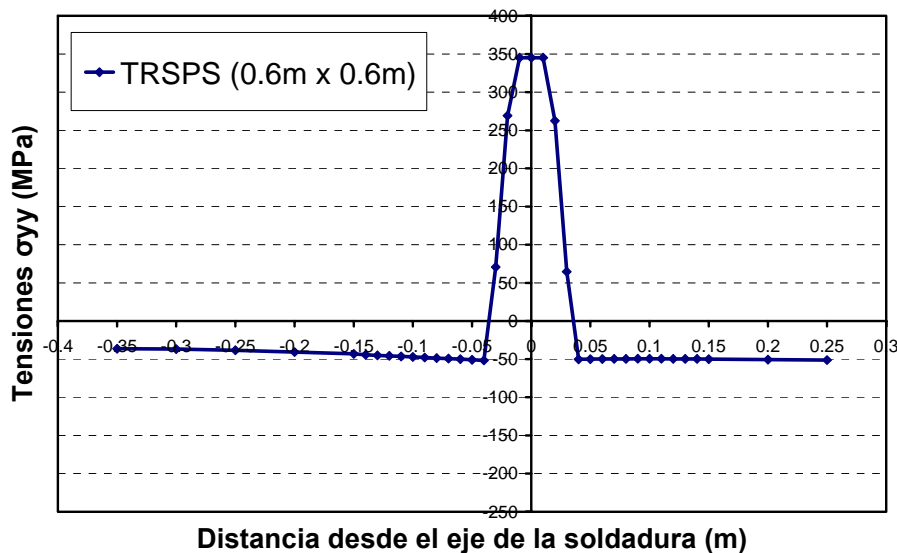


Figura 120. Distribución de tensiones residuales obtenida del modelo propuesto para el caso 3, considerando condiciones de contorno de simetría e incrementando el valor del límite elástico a la temperatura de fusión para una malla normal (0.6m x 0.6m).

Malla	No de Nodos	No de Elementos
Normal	1275	1200
Refinada	7203	7008

Tabla 10. Características de las mallas de elementos finitos con condiciones de contorno de simetría usadas para la SPS del caso 3 (0.6m x 0.6m).



La Figura 121 muestra los resultados obtenidos por Michaleris y DeBiccari [37] para el caso 3. De la comparación con la Figura 120 se puede concluir que los resultados son prácticamente iguales.

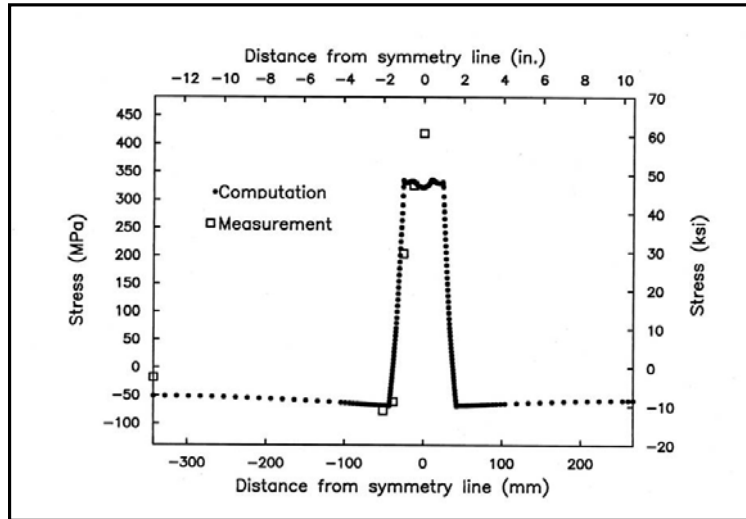


Figura 121. Distribución de tensiones residuales para el caso 3 considerando condiciones de contorno de simetría obtenida por Michaleris y DeBiccari [37] a través de un modelo de elementos finitos en deformación plana generalizada.

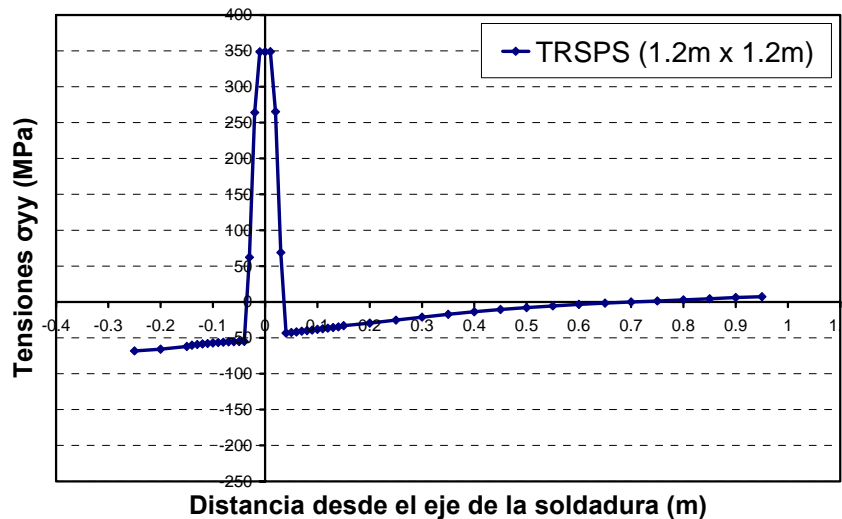


Figura 122. Distribución de tensiones residuales obtenidas por medio del modelo propuesto (sin condiciones de contorno de simetría) para el caso 3 (1.2m x 1.2m), incrementando el valor del límite elástico a la temperatura de fusión.

En la Figura 122 se pueden observar los resultados de tensiones residuales longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) para el caso 3 de la Tabla 8, con la diferencia que se plantea el modelo de elementos finitos completo sin condiciones de contorno de simetría. Nuevamente aparece una distribución de tensiones anómala que se normaliza al incrementar el valor del límite elástico a la temperatura de fusión o al incrementar el largo de la estructura. El modelo de elementos finitos de todo el conjunto y los resultados que se obtienen de éste son los que posteriormente serán usados para predecir el pandeo en el análisis que hemos propuesto en este trabajo.

#### **5.3.1.4. Resultados**

Tal como se ha mencionado anteriormente el factor de pandeo depende de la forma de sustentación para impedir los movimientos como sólido rígido. Esto se puede observar en la Tabla 11 que muestra los resultados del menor autovalor obtenidos para cinco diferentes tipos de sustentación mediante el método que se ha propuesto en este trabajo. Uno de los tipos de sustentación (4 nodos s/Michaleris) es la que se describe en el trabajo de la Referencia [37], en la que se asume que los desplazamientos fuera del plano de la chapa ( $u_z$ ) debajo del rigidizador están restringidos y se impone esta condición en los dos nodos que representan los extremos del rigidizador, mientras que los desplazamientos en el plano ( $u_x$  y  $u_y$ ) no son restringidos, excepto lo necesario para eliminar los movimientos como sólido rígido. Para los cuatro tipos de sustentación restantes se han usado las cuatro formas utilizadas para simular la soldadura a tope de una chapa sin rigidizador, adaptándolas a las características de la estructura con rigidizador. Se observa que los valores dependen de la forma de la sustentación y que las mayores diferencias aparecen al restringir todos los desplazamientos y giros en un solo nodo de la esquina de la chapa. A partir de ahora los resultados se limitarán a la sustentación propuesta en la Referencia [37] y a la de cuatro nodos en las esquinas de la chapa, que intenta simular el apoyo en la mesa de trabajo.

FP CORRESPONDIENTE CON EL 1ER AUTOVALOR OBTENIDO DE LA SIMULACIÓN NUMÉRICA					
Caso	FP Modelo Propuesto 4 nodos s/Michaleris	FP Modelo Propuesto 1 nodo esquina	FP Modelo Propuesto 1 nodo centro	FP Modelo Propuesto 4 nodos esquinas rigid.	FP Modelo Propuesto 4 nodos esquinas chapa
1	1.72	0.30	1.42	1.69	1.59
2	1.27	0.22	1.05	1.25	1.18
3	0.84	0.14	0.69	0.82	0.78
4	0.45	0.008	0.18	0.42	0.35
5	0.72	0.01	0.27	0.68	0.57

Tabla 11. Comparación del factor de pandeo correspondiente al menor autovalor calculado mediante el modelo propuesto para diferentes tipos de sustentaciones.

En las Tablas 12 y 13 se muestra la predicción de pandeo por medio del autovalor calculado y el que se observa o no en la realidad para cada caso por medio de los ensayos experimentales llevados a cabo y mostrados en la Referencia [37], además de la concordancia del correspondiente autovector con los datos medidos de la distorsión real del panel. En la columna en que aparecen los resultados obtenidos y mostrados en la Referencia [37] se especifica entre paréntesis el número del autovalor al que corresponden. En cuanto al panel pequeño (casos 1, 2 y 3), el primer autovector predice adecuadamente la deformada real, como se observa en las Figuras 123 y 124. En cuanto al panel grande (casos 4 y 5) en la Referencia [37] se indica que los resultados numéricos corresponden al cuarto autovector (ver Figura 127), que es el que los autores consideran coincidente con la deformada real. Sin embargo, la apariencia de dicha deformada es claramente más parecida al tercer autovector (ver Figuras 125 y 126), que por esa razón es el que se ha incluido en las Tablas 12 y 13.

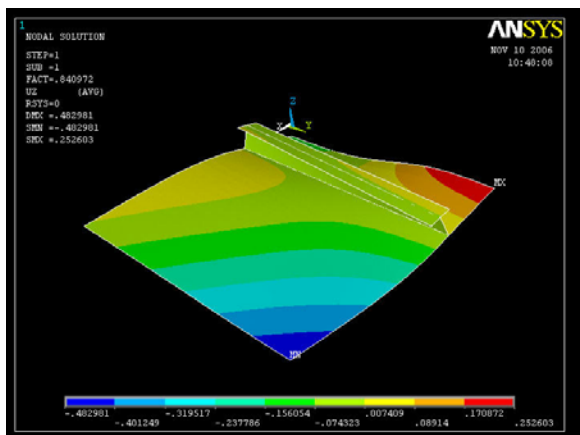
Caso	FP Modelo Michaleris et al. [37]	Predicción de Pandeo	FP Modelo Propuesto 4 nodos s/Michaleris	Predicción de Pandeo	Pandeo Observado experimentalmente	CONCORDANCIA deformada experimental c/ 1er Autovector
1	1.47 (1)	NO	1.72 (1)	NO	NO	SI (1)
2	1.15 (1)	NO	1.27 (1)	NO	NO	SI (1)
3	0.89 (1)	SI	0.84 (1)	SI	SI	SI (1)
4	0.58 (4)	SI	0.58 (3)	SI	SI	SI (3)
5	0.73 (4)	SI	0.91 (3)	SI	SI	SI (3)

Tabla 12. Comparación de los Factores de Pandeo obtenidos por el modelo propuesto con los de la Referencia [37], para la sustentación en 4 nodos s/Michaleris.

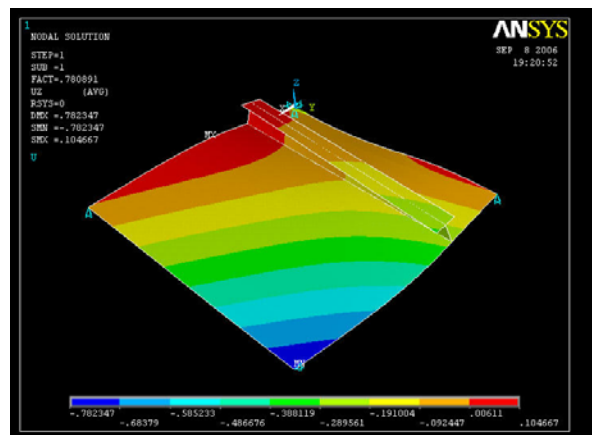
Caso	FP Modelo Michaleris et al. [37]	Predicción de Pandeo	FP Modelo Propuesto 4 nodos esquinas chapa	Predicción de Pandeo	Pandeo Observado experimentalmente	CONCORDANCIA deformada experimental c/ Autovector
1	1.47 (1)	NO	1.59 (1)	NO	NO	SI (1)
2	1.15 (1)	NO	1.18 (1)	NO	NO	SI (1)
3	0.89 (1)	SI	0.78 (1)	SI	SI	SI (1)
4	0.58 (4)	SI	0.58 (3)	SI	SI	SI (3)
5	0.73 (4)	SI	0.91 (3)	SI	SI	SI (3)

Tabla 13. Comparación de los Factores de Pandeo obtenidos por el modelo propuesto con los de la Referencia [37], para la sustentación en 4 nodos (esquinas de la chapa).

Los autores de la Referencia [37] hacen notar que una comparación directa de los resultados numéricos con la distorsión medida en el panel grande no puede ser hecha porque el modelo numérico simula un solo rigidizador, mientras que las mediciones se han realizado para un panel con tres rigidizadores longitudinales soldados simultáneamente. Mencionan asimismo que la supresión de los primeros modos en la deformada real puede ser debida a distintas razones, como el peso del panel y de los rigidizadores, y la restricción introducida por los dos rigidizadores adicionales. En este sentido es interesante señalar que el autovector correspondiente al cuarto modo de pandeo calculado mediante el modelo propuesto para el caso 5, y para las dos sustentaciones consideradas sigue siendo menor a uno ( $FP_{4to\ MODO} = 0.98$ ), con lo cual se sigue prediciendo la aparición de pandeo que el ensayo experimental corroborará que se presenta en la realidad.



a) 4 nodos s/Michaleris [37]



b) 4 nodos (esquinas de rigidizador)

Figura 123. Autovectores según el método propuesto para el panel pequeño.

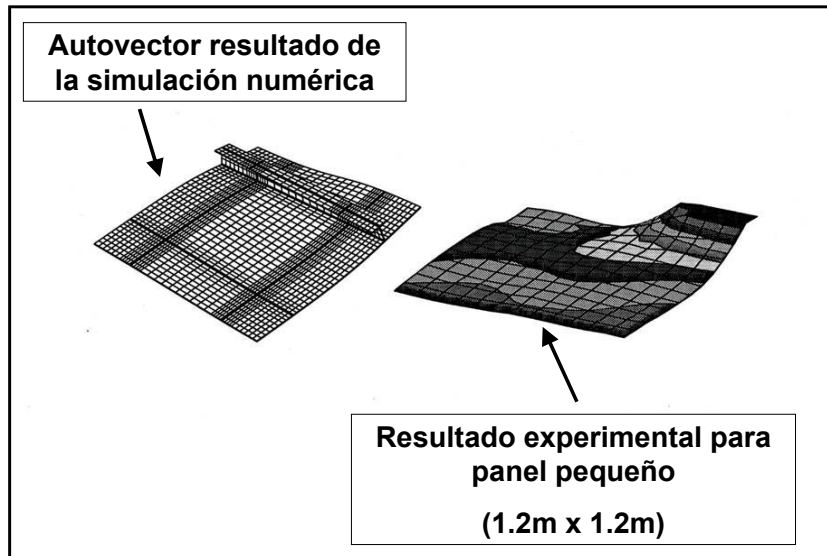
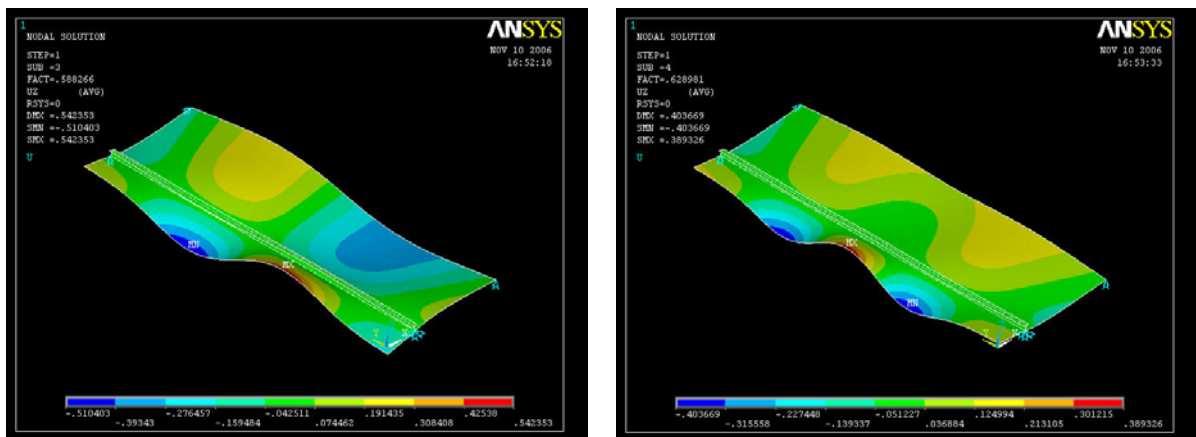


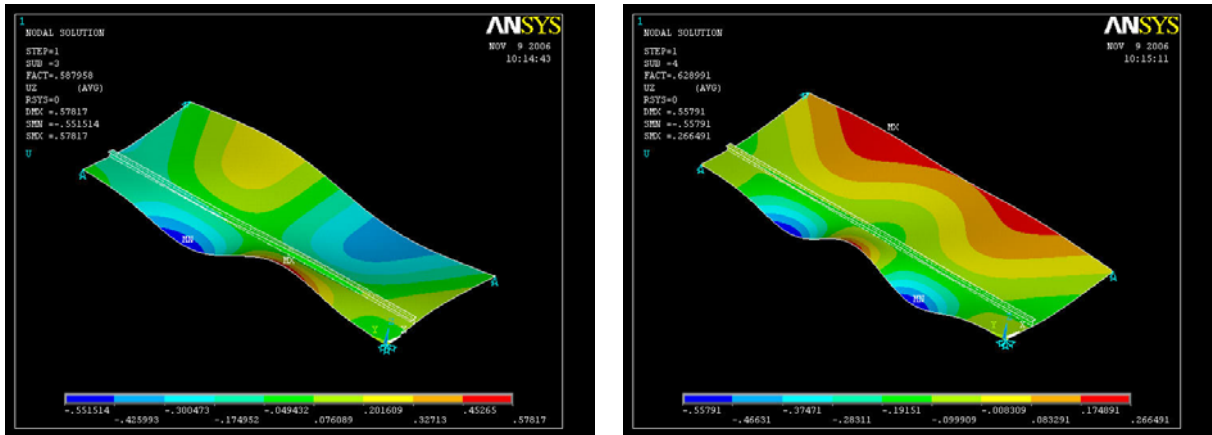
Figura 124. Autovector resultado de la simulación numérica de Michaleris et al. [37], para el panel pequeño, y la deformada real.



a) 3er Autovector

b) 4to Autovector

Figura 125. Autovectores según el método propuesto para el panel grande, y sustentación en 4 nodos s/Michaleris.



a) 3er Autovector

b) 4to Autovector

Figura 126. Autovectores según el método propuesto para el panel grande, y la sustentación en 4 nodos (esquinas de chapa).

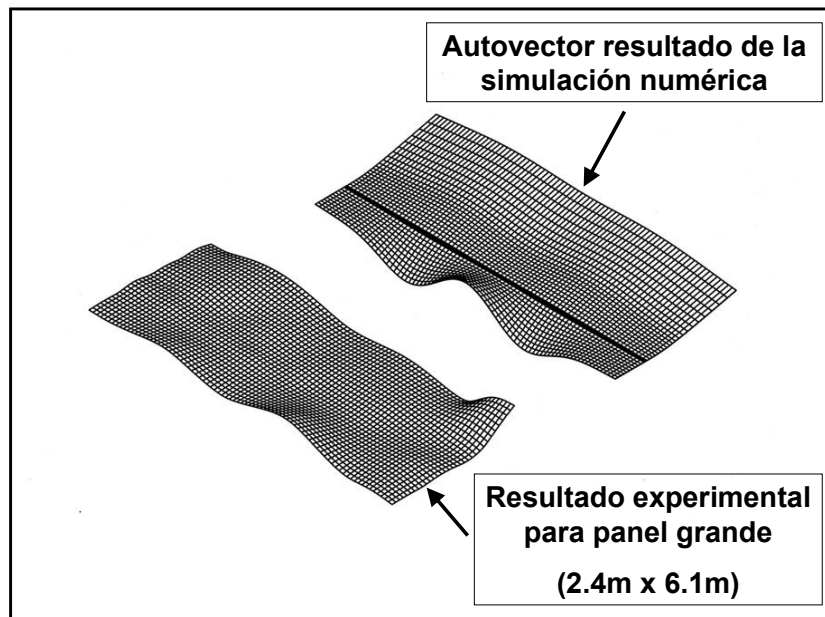


Figura 127. Autovector resultado de la simulación numérica de Michaleris et al. [37], para el cuarto autovector del panel grande, y la deformada real

Como resumen de este apartado, cabe resaltar que los resultados obtenidos mediante el modelo propuesto predicen correctamente la aparición del fenómeno de pandeo en todos los casos considerados.

### 5.3.2. Resultados de un experimento propio

#### 5.3.2.1. Descripción de la geometría y condiciones de soldeo

Se ha realizado una simulación del proceso de soldadura por medio del método propuesto en este trabajo para predecir el pandeo en una estructura compuesta por una chapa delgada a la que se suelda un elemento viga T como rigidizador, ambos de acero al carbono. Las propiedades mecánicas del material en función de la temperatura son las mostradas en la Figura 8.

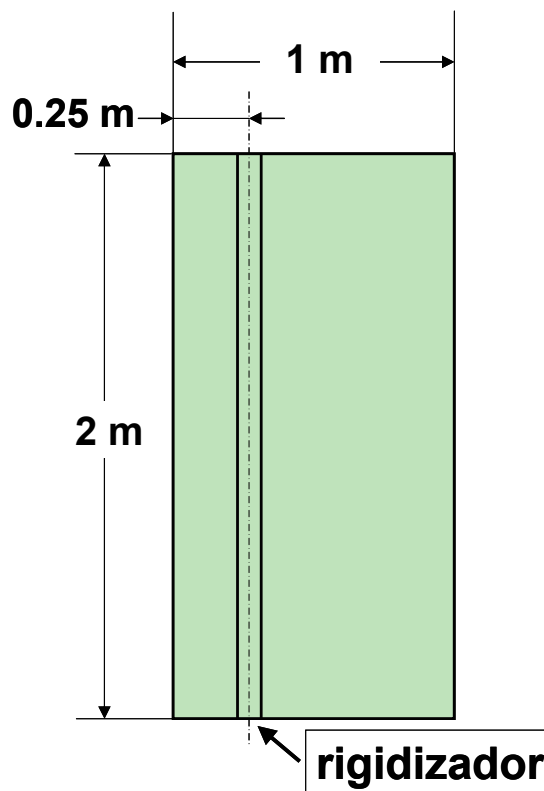


Figura 128. Características de Maqueta (1m x 2m) utilizada en el trabajo experimental con la finalidad de validar los resultados numéricos del factor de pandeo y la forma que toma la estructura en esta condición obtenidos mediante el método que hemos propuesto en este trabajo.

Las dimensiones del panel de chapa son 1 m x 2 m x 4 mm (ver Figura 128). El elemento utilizado como rigidizador longitudinal (según la línea de soldeo) es una viga T de dimensiones 60 mm x 60 mm con un espesor de 7 mm.

El experimento, realizado en el Laboratorio de Soldadura del Grupo de Elasticidad y Resistencia de Materiales de la Escuela Superior de Ingenieros de la Universidad de Sevilla ha consistido en situar la chapa delgada encima de una mesa y soldarle un rigidizador en forma de T mediante soldadura en ángulo por una cara.

El procedimiento empleado para la ejecución de la soldadura ha sido MIG/MAG, usando hilo macizo como aporte y una mezcla de Ar y CO<sub>2</sub> (80% Ar y 20% CO<sub>2</sub>) como gas de aportación. El arrastre de la pistola de soldadura se ha realizado de forma automática empleándose un oscilador (BUGO), aunque la soldadura se ha realizado sin oscilación de la pistola.

Los parámetros de soldeo empleado son:

- Voltaje del Arco =  $V = 25$  Voltios
- Intensidad de la Corriente =  $I = 150$  Amperios
- Velocidad de Soldeo =  $v = 50 \frac{\text{cm}}{\text{minuto}}$
- Caudal de gas = 15 l/min

La energía bruta aportada ha sido de 1140 kJ/m, y para la simulación numérica se ha adoptado un factor de eficiencia del arco de 0.7, de acuerdo a la información disponible en la bibliografía consultada [39,41].

### **5.3.2.2. Ensayo experimental**

En la Figura 129 se pueden observar diferentes fases del ensayo experimental que se ha realizado. Antes de iniciar el proceso de soldadura primero se punteó la disposición y posteriormente se realizó la soldadura en una sola pasada “soldando a derecha” (ver Figuras 129a y 129b).





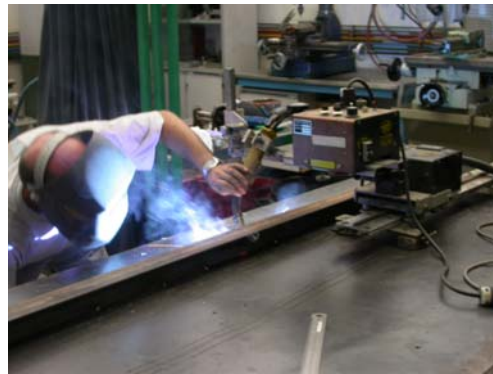
a) Ajustes de la maquina de soldar MIG/MAG



b) Ajuste de la pistola



c) Inicio del proceso de soldadura



d) Soldando rigidizador a chapa

Figura 129. Realización de la soldadura

### 5.3.2.3. Resultados

Para la realización del ensayo experimental la chapa estaba situada simplemente apoyada sobre una mesa de trabajo teniendo por tanto libertad para moverse, y de hecho gran parte de la zona donde se realizó la soldadura estaba fuera de la mesa. Las condiciones de sustentación que mejor recogen la situación real consideramos que es suponer que los extremos de la chapa están simplemente apoyados teniendo libertad la chapa para moverse libremente. Dicha sustentación utilizada ha sido la descrita anteriormente como “4 nodos esquinas de la chapa”.

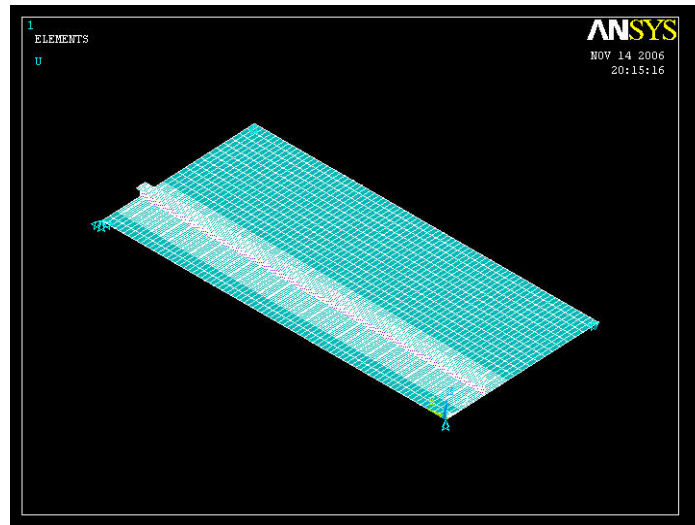


Figura 130. Sustentación “tipo mesa” en cuatros nodos correspondientes a las esquinas de la chapa.

Al término de la aplicación de la soldadura no se percibió deformación alguna de la chapa, comenzando ésta a manifestarse a medida que el conjunto se enfriaba hasta la temperatura ambiente, lo que avala lo expuesto anteriormente acerca de que el estado tensional que aparece en la fase de enfriamiento podría provocar el pandeo, debido a que la zona donde aparecen las tensiones residuales de compresión es mayor que la zona a compresión en la fase de calentamiento (ver apartado 5.3.1.2).



Figura 131. Deformada resultado del ensayo experimental (vista desde una esquina).

Una vez finalizada la operación de soldeo y enfriado de la chapa pudo observarse la deformada que se muestra en las Figuras 131 y 132, que evidencian la aparición del fenómeno de inestabilidad. En la Figura 132 se aprecia claramente una deformada simétrica con cinco semiondas.

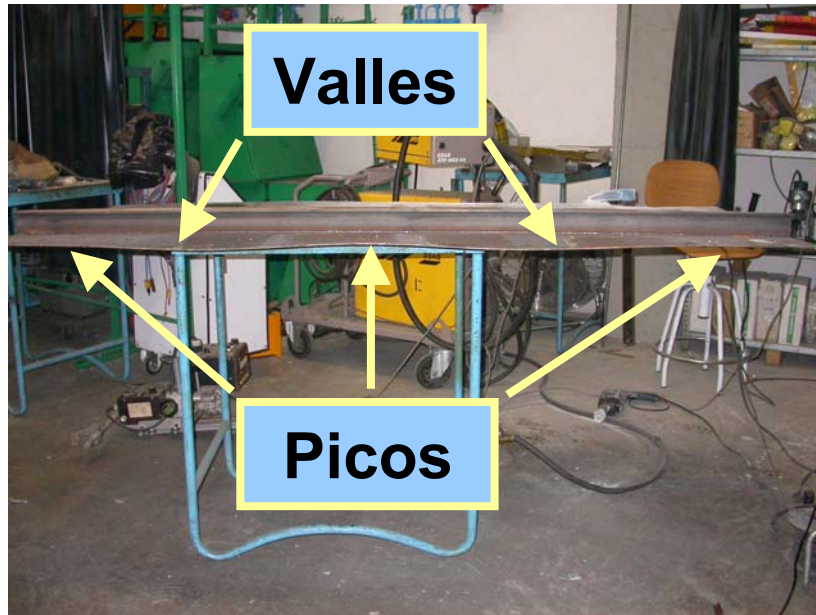


Figura 132. Deformada resultado del ensayo experimental (vista frontal) y equipo de soldadura.

En la Tabla 14 se muestra el resultado del factor de pandeo (FP), que en este caso corresponde al menor autovalor obtenido mediante el AAA.

Sustentación para impedir movimientos como sólido rígido en 4 nodos	FP Modelo Propuesto	Predicción de Pandeo	Pandeo Observado experimentalmente	CONCORDANCIA del 1er Autovector con deformada experimental
Esquinas de chapa	0.96	SI	SI	SI

Tabla 14. Factores de Pandeo calculados por el modelo propuesto en este trabajo para la sustentación en 4 nodos correspondientes a las esquinas de la chapa ("tipo mesa").

En la simulación numérica por medio del modelo que se propone en este trabajo se obtiene un  $FP < 1$ , lo que quiere decir que el conjunto pandearía. El autovector asociado al FP encontrado, mostrado en la Figura 133, es muy similar a la deformada experimental, lo que avala el método propuesto.

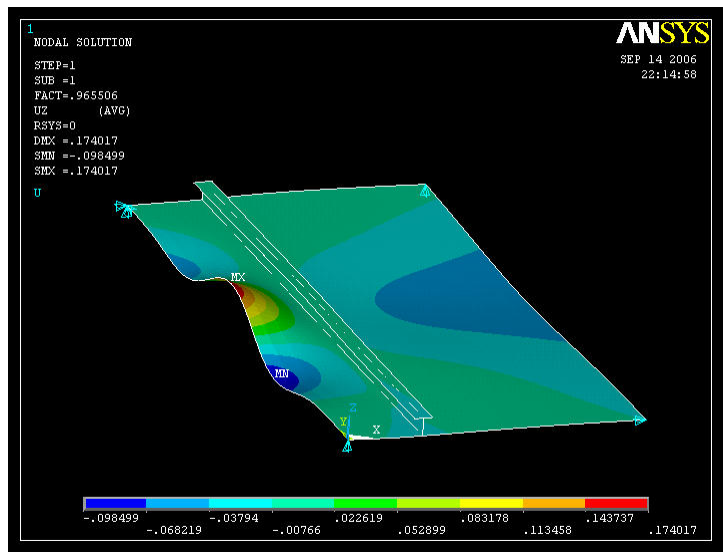


Figura 133. Autovector resultado de la simulación numérica mediante el modelo que se ha propuesto en este trabajo, y que muestra la forma de la estructura en la condición de pandeo para la sustentación “tipo mesa”.

Debe mencionarse que aunque el factor de pandeo (FP) fuese ligeramente mayor a 1, es muy probable que la pieza real también presentara distorsiones importantes que indicarían la presencia del pandeo. La posibilidad de una diferencia pequeña entre el resultado numérico y lo observado en el ensayo experimental se debería a que la geometría de la pieza real tiene imperfecciones (inhomogeneidad del material, falta de planitud, etc.) que no están recogidas en el AAA. En la práctica, lógicamente, la predicción del pandeo mediante el factor de pandeo ha de aplicarse con una cierta tolerancia.

# ***Conclusiones y Desarrollo Futuro***

## **6.1. Conclusiones**

En este trabajo se ha hecho un análisis a través de modelos numéricos para predecir las tensiones residuales que genera el proceso de soldadura en chapas de aluminio, acero al carbono e inoxidable. El análisis se ha centrado en las tensiones longitudinales ( $\sigma_{yy}$ ) dirigidas según el cordón de soldadura, que son las tensiones de valor predominante. Dado que estas tensiones son sensiblemente constantes a lo largo de la longitud de la chapa, se ha tomado como valor representativo de las mismas el del plano de simetría horizontal.

Se han construido dos modelos: uno intenta reproducir la soldadura de dos chapas de dimensiones iguales (Modelo 1) y el otro la soldadura en una sola chapa en uno de sus bordes (Modelo 2); estos dos problemas se diferencian en las condiciones de contorno en desplazamientos y en la carga térmica.

Los modelos numéricos se han realizado a través de dos programas que son ANSYS v. 8.0 (MEF) y TRINC 1.0 (monodimensional de barras). En ambos programas se ha introducido una hipótesis térmica simplificada en la cual se utiliza la envolvente de una solución analítica, que omite el efecto del tiempo en las acciones térmicas resultantes del proceso de soldadura. El uso de una envolvente térmica permite una reducción máxima en los datos de entrada para el modelo numérico.

La finalidad del uso de un modelo simplificado monodimensional (TRINC 1.0) es la comparación de las tensiones residuales que se obtienen a través de éste

respecto a uno continuo en 2D (ANSYS v. 8.0) dada la drástica simplificación en la modelización de las sucesivas plastificaciones en el material analizado, con los consiguientes ahorros en tiempo computacional respecto al análisis con el modelo continuo.

Para ambos modelos, la propiedad cuya variación con la temperatura tiene un mayor efecto en la distribución de tensiones residuales es el límite elástico ( $\sigma_E$ ); la distribución de tensiones residuales cuando sólo esta propiedad mecánica varía con la temperatura es virtualmente idéntica al caso en que todas las propiedades varían con la temperatura. Sin embargo, esta dependencia es relativamente débil para los tres materiales en el Modelo 1 y para los aceros en el Modelo 2, lo cual es de interés para los casos frecuentes en que no se conocen las variaciones de las propiedades mecánicas con la temperatura.

Se ha realizado un análisis para determinar el efecto de la geometría en las tensiones residuales variando la longitud del largo de la chapa. Para el Modelo 1 se ha encontrado que existe un rango de longitudes para el cual se presentan resultados anómalos de la distribución de tensiones ya que éstos se apartan de la forma típica obtenida del proceso de soldadura. Se ha comprobado que estos resultados no se originan por problemas con la malla utilizada y que no se deben a un efecto local en las proximidades del eje de simetría. Este análisis se ha hecho solamente utilizando ANSYS v. 8.0 (MEF) ya que en el modelo unidimensional la longitud de la chapa no tiene ningún efecto en los resultados obtenidos. Las tensiones residuales en éste rango de longitudes tienden a normalizarse cuando se introduce en el análisis el modulo tangente ( $E_t$ ), y ésta normalización aumenta cuanto mayor es el valor de éste, aunque en los resultados los valores de las máximas tensiones residuales a tracción obtenidos en la zona próxima al cordón de soldadura son sensiblemente menores al valor del límite elástico ( $\sigma_E$ ).

Esta normalización de las tensiones residuales en este rango de longitudes aparece también al incrementar el valor del límite elástico ( $\sigma_E$ ) a la temperatura de fusión, ya que en los casos sin anomalía se han considerado valores muy

---

cercanos a cero en esta temperatura, y se ha comprobado que este incremento no tiene un efecto importante en los resultados obtenidos en estos casos.

Cuando se considera en el análisis el módulo tangente ( $E_t$ ) en un modelo con endurecimiento cinemático, y se incrementa el valor del límite elástico ( $\sigma_E$ ) a la temperatura de fusión se normalizan las tensiones residuales; se ha realizado un análisis para aluminio de éstos dos hechos en conjunto y se ha encontrado que la tendencia a normalizarse aparece para un valor pequeño del módulo tangente ( $E_t=1\%E$ ) y un incremento del 10% del valor del límite elástico ( $\sigma_E$ ) a la temperatura de fusión siendo éste mucho menor respecto al 25% que se requiere para un modelo elastoplástico perfecto ( $E_t=0$ ). Los resultados de tensiones máximas de tracción que se encuentran son del orden del límite elástico ( $\sigma_E$ ).

El comportamiento anómalo, por tanto, parece ser debido a problemas del algoritmo de integración, originados para esa geometría particular cuando los valores de las propiedades mecánicas a la temperatura de fusión son excesivamente bajos.

En el Modelo 1 este fenómeno de distribuciones anómalas de tensiones residuales no aparece cuando se considera que todas las propiedades del material son constantes con la temperatura.

En el Modelo 2 el efecto de la geometría de la chapa no tiene mayor relevancia ya que tanto para los casos en que se consideran todas las propiedades del material función con la temperatura como para los que se consideran constantes con ésta, los resultados de tensiones residuales son prácticamente iguales independientemente del largo de chapa. Además no se presenta en el Modelo 2 el comportamiento anómalo del Modelo 1.

Para los Modelos 1 y 2 la comparación de las tensiones residuales encontradas usando el modelo monodimensional (TRINC 1.0) con aquellas obtenidas utilizando elementos finitos (ANSYS v. 8.0) no difieren sensiblemente.

Como regla general mientras más larga sea la chapa más precisos son los resultados obtenidos por el modelo monodimensional. Para el Modelo 1, con una relación de longitud/ancho de 2 en adelante, los resultados son prácticamente idénticos, mientras que para el Modelo 2 esto sucede para una relación de 0.5. En general, los resultados del modelo monodimensional permiten también estimar razonablemente la máxima tensión residual de compresión en la etapa de enfriamiento obtenida en las simulaciones con ANSYS v. 8.0 y todas las propiedades dependientes de la temperatura.

La segunda parte de este trabajo corresponde a la predicción del fenómeno de inestabilidad causado por el proceso de soldadura. Se han investigado dos métodos de predecir la posible aparición de pandeo en chapas soldadas a tope, alternativos al método de simulación de tensiones residuales mediante decrementos térmicos ficticios. La aplicación directa de las tensiones residuales no es un método factible, debido a ser éstas un sistema autoequilibrado que da fuerzas equivalentes nulas. La aplicación del campo de desplazamientos residuales da resultados muy diferentes al método de los decrementos térmicos, debido a no simularse la zona de tracciones contigua al cordón.

Siguiendo la idea de Michaleris y DeBiccari (1997, [37]) en el método de simulación de tensiones residuales mediante decrementos térmicos ficticios se han introducido diversas simplificaciones, con el objeto de optimizar la facilidad de aplicación del mismo y reducir el tiempo de resolución. Así, mientras que en la Referencia [37] se realiza un análisis térmico transitorio numérico en deformación plana con elementos cuadráticos, en este trabajo se han usado soluciones térmicas analíticas. En cuanto al cálculo de tensiones residuales, mientras que en la Referencia [37] se utiliza el mismo modelo de deformación plana con elementos cuadráticos del análisis térmico, aquí se ha utilizado un modelo de láminas con elementos bilineales. Por último, en la predicción de inestabilidad, en este trabajo se ha usado el mismo modelo utilizado en el cálculo de tensiones residuales, frente al modelo de elementos sólidos cuadráticos de la Referencia [37], con el que se han comparado los resultados. Cabe mencionar que en el método propuesto no se han modelado los cordones de soldadura. Con este método simplificado se han encontrado resultados que

---



predicen el pandeo, exactamente en los mismos casos en que lo hace el método de Michaleris y DeBiccari [37].

Se ha encontrado coincidencia en la predicción del pandeo y deformada de una chapa soldada en un ensayo experimental propio, usando el método y modelo de elementos finitos propuesto en este trabajo.

Un factor puesto de relieve en este trabajo, y no mencionado en la bibliografía consultada, es el tipo de sustentación que impide los movimientos como sólido rígido en el análisis elástico lineal de autovalores y autovectores, debido a que los resultados se ven influenciados directamente por estas condiciones de contorno cinemáticas. Se ha observado a través de resultados numéricos y experimentales, que una sustentación alternativa a la utilizada en la Referencia [37] es restringir los desplazamientos de los cuatro nodos esquina de la chapa, lo que simula las condiciones de una mesa de trabajo o el suelo.

## **6.1. Desarrollo futuro**

Como desarrollo futuro de este trabajo, mencionaremos que sería de interés:

- Desarrollar métodos simplificados que permitan la evaluación aproximada de las tensiones residuales, sin necesidad de realizar la simulación del proceso de soldadura, que representa la fase de mayor coste computacional del método propuesto
- Implementar y aplicar el método propuesto a casos más complejos
- Determinar el efecto de las tensiones transversales en otro tipo de configuraciones geométricas
- Viabilidad en configuraciones “curvas”
- Comparar los resultados numéricos obtenidos con el método propuesto mediante ensayos experimentales para situaciones reales más complejas

Por último, la generalización del método propuesto para el estudio de geometrías circulares permitiría su aplicación en uniones soldadas de tuberías y elementos de turbinas.

---

# ***Bibliografía***

[1] Y. Ueda, T. Yamakawa (1971). "Analysis of thermal elastic-plastic stress and strain during welding by finite element method". JWRI 2: 90-100.

[2] H. Hibbitt, P. Marcal (1973). "A numerical thermo-mechanical model for the welding and subsequent loading of a fabricated structure". Comput. Struct. 3: 1145-1174.

[3] E. Friedman (1975). "Thermomechanical analysis of the welding process using the finite element method". ASME J. Press. Vess. Technol. 97 (3): 206-213.

[4] E. Rybicki et al. (1977). "A finite element model for residual stresses in girth-butt welded pipes, in: Numerical Modeling of Manufacturing Processes". ASME Winter Annual Meeting Numerical Modeling of Manufacturing Processes: 131

[5] B.A.B. Andersson (1978). "Thermal stresses in a submerged-arc welded joint considering phase transformations". ASME J. Engrg. Mater. Technol. 100: 356-362.

[6] L.-E. Lindgren (2006). "Numerical Modelling of Welding". Comput. Methods Appl. Mech. Engrg. 195: 6710-6736.

[7] M. Muruganath y H. K. D. H. Bhadeshia (2002). "Mathematical Modelling of Weld Phenomena 6", Editado por H. Cerjak y H. K. D. H. Bhadeshia. Londres, Inglaterra, Maney Publishers.

[8] S. A. David, T. DebRoy, J. C. Lippold y H. B. Smart (2003). "Trends in Welding Research: Proceedings of the 6th International Conference". Novelty, Ohio, EE.UU., ASM International.

[9] D. Radaj (2003). "Welding Residual Stresses and Distortion Calculation and measurement". Düsseldorf, Alemania, DVS-Verlag.

[10] Editado por R. B. Hetnarsky (1986). "Thermal Stresses (Mechanics and Mathematical Methods: a Series of Handbooks)", NORTH-HOLLAND.

[11] T. Zacharia et al. (1995). "Modeling of fundamental phenomena in welds". Model. Simul. Mater. Sci. Engrg. 3: 265-288.

[12] W. Sudnik, D. Radaj, S. Breitschwerdt y W. Erofeew (2000). "Numerical simulation of weld pool geometry in laser beam welding". Journal of Physics. D, Applied Physics 33: 662-671.

[13] P. Zhu (1998). "Computer simulation of gas metal welding arcs". En: International Conference on Trends in Welding Research (5ta, Pine Mountain, Georgia, EE.UU.). American Welding Society.

[14] A. Lundbäck (2003). "Finite Element Modelling and Simulation of Welding of Aerospace Components". División de CAD, Departamento de Ingeniería Mecánica y Física Aplicada, Lulea University of Technology. Lulea, Suecia.

[15] C. Felippa, K. Park y C. Farhat (2001). "Partitioned analysis of coupled mechanical systems I". Comput. Methods Appl. Mech. Engrg. 190: 3247-3270.

[16] L. Börjesson y L.-E. Lindgren (2001). "Thermal, metallurgical and mechanical models for simulation of multipass welding". ASME J. Engrg. Mater. Technol. 123: 106-111.

[17] L.-E. Lindgren (2001). "Finite element modelling and simulation of welding, Part 1. Increased complexity". J. Therm. Stresses 24: 141-192.

---

**[18]** J.C. Simo, T.J.R. Hughes (1997). "Computational Inelasticity". Nueva York, EEUU, Springer-Verlag: 392.

**[19]** J. Simo y R. Taylor (1985). "Consistent tangent operators for rate-independent elastoplasticity". *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.* 48: 101-118.

**[20]** L.-E. Lindgren (2001). "Finite element modelling and simulation of welding, Part 2, Improved material modelling". *J. Therm. Stresses* 24: 195-231.

**[21]** J. Dike et al. (1995). "Finite element modeling of multipass GMA welds in steel plates". En: *International Conference on Trends in Welding Research (4ta, Gatlinburg, Tennessee, EE.UU.)*, ASM International.

**[22]** J. Goldak (1989). "Modeling thermal stresses and distortions in welds". En: *International Conference on Trends in Welding Research (2da, Gatlinburg, Tennessee, EE.UU.)*. ASM International.

**[23]** J. Goldak, M. Bibby, D. Downey y M. Gu (1990). "Heat and fluid flow in welds: Proceedings of the International Institute of Welding Congress on Joining Research, Advanced Joining Technologies", Chapman and Hall: 69-82.

**[24]** J. Goldak (1997). "Thermal analysis of welds". *Modeling in Welding, Hot Powder Forming, and Casting*: 17-29.

**[25]** J. Goldak et al. (1986). "Computer modeling of heat flow in welds". *Metall. Trans. B* 17B: 587-600.

**[26]** J. Goldak et al. (1986). "Computational heat transfer for weld mechanics". En: *International Trends in Welding Research Conference (Gatlinburg, Tennessee, EE.UU.)*.

[27] J. Goldak, B. Patel, M. Bibby y J. Moore (1985). "Computational weld mechanics". En: AGARD Workshop-Structures and Materials Panel meeting (61era, Oberammergau, Alemania).

[28] M. Yuan, Y. Ueda (1996). "Prediction of residual stresses in welded T- and I-joints using inherent strains". ASME J. Engrg. Mater. Technol. 118: 229-234.

[29] J. Wang, H. Lu, H. Murakawa y Y. Luo (1998). "Prediction of welding deformations by FEM based on inherent strains". En: International Conference of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes (8ava, San Diego, California, EE.UU.).

[30] Q.Y. Shi, A.L. Lu, H.Y. Zhao y A.P. Wu (2000). "Development and application of adaptive mesh technique in three dimensional numerical simulation of welding process". Acta Metall. Sinica 13: 33-39.

[31] D. Deng, H. Serizawa, H. Murakawa (2001). "Theoretical prediction of welding distortion considering positioning and the gap between parts". Trans. JWRI 30 (2): 89-96.

[32] M. Shibahara, H. Serizawa y H. Murakawa (2002). "Finite element analysis using interface element for predicting deformation during butt welding considering root gap and tack welds". Trans. Jpn. Weld. Res. Inst. 31 (1): 63-70.

[33] M. Fujikubo y T. Yao (1999). "Elastic Local Buckling Strength of Stiffened Plate Considering Plate/Stiffener Interaction and Welding Residual Stress". Marine Structures 12: 543-564.

[34] T. Mura (1953). "On the Buckling Deformations of Thin Plates Due to Welding". En: National Congress for Applied Mechanics (3er, Japón).

[35] K. Masubichi (1953). "Buckling Type Deformation of Thin Plate Due to Welding". En: National Congress for Applied Mechanics (3er, Japón).

---

- [36] D. Camilleri y T. G. F. Gray (2005). "Computationally Efficient Welding Distortion Simulation Techniques". *Modeling Simul. Mater. Sci. Eng.* 13: 1365-1382.
- [37] P. Michaleris y A. DeBiccari (1997). "Prediction of Welding Distortion". *Welding Journal* 76 (4): 172s-181s.
- [38] M.V. Deo, P. Michaleris y J. Sun (2003). "Prediction of Buckling Distortion of Welded Structures". *Science and Technology of Welding and Joining* 8 (1): 49-54.
- [39] J. Cañas, R. Picón, F. Paris, A. Blázquez y J.C. Marín (1996). "A simplified numerical analysis of residual stress in aluminum welded plates". *Comput. Struct.* 58: 59-69.
- [40] J. Cañas, F. Paris y R. Picón (2003). "Diseño y Construcción de Uniones Soldadas". Grupo de Elasticidad y Resistencia de Materiales, Escuela Superior de Ingenieros, Universidad de Sevilla. Sevilla, España.
- [41] K. Masubuchi (1980). "Analysis of Welded Structures: Residual Stresses, Distortion and Their Consequences". Nueva York, Pergamon Press.
- [42] J.A. Free y R.F.D. Potter Goff. "Predicting residual stresses in multi-pass weldments with the finite element method". *Comput. Struct.* 32: 365-378.
- [43] E.F. Rybicki y R.B. Stonesifer (1979). "Computational of residual stresses due to multipass welds in piping systems". *ASME J. Pressure Vessel Technol.* 101: 149-154.
- [44] P. Michaleris, A. DeBiccari (1996). "A Predictive Technique for Buckling Analysis of Thin Section Panels Due to Welding". *Journal of Ship Production* 12 (4): 269-275.

[45] J. Cañas, R. Picón, F. Paris y J.I. Del Rio (1996). "A one dimensional model for the prediction of residual stress and its relief in welded plates". *Int. J. Mech. Sci.* 38: 735-751.

[46] ANSYS Inc. (2003). "ANSYS Release 8.0 Documentation". ANSYS 8.0 SAS IP, Inc.

[47] M.V. Deo y P. Michaleris (2002). "Experimental Verification of Distortion Analysis of Welded Stiffeners". *Journal of Ship Production* 18 (4): 216-225.

[48] J. Ortiz, J. Villa y E. Llamazares (1989). "Propiedades del acero estructural a temperaturas elevadas, Manuales sobre la construcción con acero. La seguridad de las estructuras de acero ante el incendio Tomo 1". Oviedo, España, Mateu Cromo S.A.: 25-32.

[49] J. Cañas, G. Reinoso, R. Ocaña, R. Picón y F. Paris (2004). "Determinación de tensiones residuales en conjuntos soldados formados por chapas no coplanarias". En: *Jornadas Técnicas de Soldadura* (15ava, España).

[50] X.K. Zhu y Y.J. Chao (2002). "Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation". *Comput. Struct.* 80: 967-976.

[51] V. Adams y A. Askenazi (1998). "Building Better Products with Finite Element Analysis". Santa Fe, Nuevo Mexico, EE.UU., OnWord Press: 385.

[52] J. Goldak, A. Chakravarti y M. Bibby (1984). "A New Finite Element Model for Welding Heat Resources". *Metallurgical Transactions B* 15B: 299-305.

[53] N.O. Okerblom (1958). "The calculations of deformations of welded metal structures". Dept. of Scientific and Industrial Research, Londres, Inglaterra.

[54] R. Scott Funderburk (1999). "Key Concepts in Welding Engineering". *Welding Innovation* Vol. XVI, No. 1.



**[55]** D. Rosenthal (1941). "Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting". *Weld. J.*: 20–25.

**[56]** C. Méndez, D. Morales, J. Cañas y R. Picón (2006). "Predicción de la Aparición de Inestabilidad en Placas Delgadas Soldadas a Tope". En: *Jornadas Técnicas de Soldadura (16ava, España)*: 347-353.