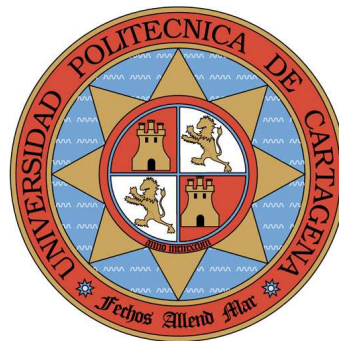


UNIVERSIDAD POLITÉCNICA DE CARTAGENA
Escuela Técnica Superior de Ingeniería Naval y Oceánica



Proyecto Fin de Carrera

**Análisis mediante Simulación del Efecto de las
Reparaciones en las Tensiones Residuales de Soldeo**

AUTOR: Vega Ramos Gordillo
DIRECTOR: Germán Romero Valiente
TITULACIÓN: Ingeniería Naval y Oceánica

[Diciembre] / [2013]

Ficha del PFC

Autor	Vega Ramos Gordillo
Director	Germán Romero Valiente
Título del PFC	Análisis mediante Simulación del Efecto de las Reparaciones en las Tensiones Residuales de Soldeo
Resumen	<p>Se realizará la simulación de diversas uniones soldadas mediante el software de simulación de soldadura <i>Sysweld</i>, obteniendo valores de tensiones residuales cuyos resultados se compararán con los obtenidos experimentalmente.</p> <p>Una vez calibrada la herramienta de simulación, se procederá a realizar varias reparaciones en la unión soldada, viendo cómo afecta este proceso al nivel de tensiones residuales inicial.</p> <p>Las tensiones residuales obtenidas, antes y después de la reparación, serán analizadas mediante la norma BS7910 como base adicional de comparación.</p>
Titulación	Ingeniería Naval y Oceánica
Departamento	Tecnología Naval
Fecha	Diciembre / 2013

AGRADECIMIENTOS

En primer lugar quisiera expresar mi agradecimiento a ESI-Group, en especial a Emilio Menciá de Miguel, a Carlos Terrés Aboitiz y a Alex Aymerich Azpeitia por hacer posible mi inmersión en el mundo de Sysweld y de la simulación; y por supuesto a Mariano Esparcia Arnedo y al experto en Sysweld Robert Uings por su constante ayuda y paciencia.

Como no, agradecer todo el apoyo brindado a Germán Romero Valiente, director de mi proyecto final de carrera, sin el cual no hubiera logrado esta hazaña, así como a todo el equipo de colaboradores del astillero Navantia, entre los que se destacan Manuel Vicente Hernández (Ingeniería-Estructuras), Francisco Javier Pallardo del Val (Producción-Fabricaciones), Antonio Nicolás Rodríguez (Calidad-END) y Óscar Fernández García (Casco Resistente). La experiencia profesional demostrada, junto con la atención dedicada y disponibilidad continua han sido determinantes para la consecución de este proyecto.

Por último pero no menos importante agradecer a mi familia todo el apoyo que me ha ofrecido durante estos meses de esfuerzo, con esa confianza inquebrantable y esas palabras de ánimo que tanto he necesitado a veces.

GRACIAS

Índice

1. Introducción y Objetivos	6
2. Tensiones Residuales	8
2.1. Introducción.....	8
2.2. El Flujo de Calor	9
2.3. Origen de las Tensiones Residuales de Soldadura	9
2.4. Factores que Influyen sobre las Tensiones y Deformaciones de Soldeo.....	13
2.4.1. Propiedades de los Materiales	13
2.5. Tipos de Tensiones Residuales.....	14
2.6. Procedimientos de Trabajo para Determinar los Efectos de las Tensiones Residuales.....	14
2.7. Efectos de las Tensiones Residuales	15
2.7.1. Influencia en la Resistencia a la Fatiga del Material.....	15
2.7.2. Fisuración	16
2.7.3. Fractura Frágil	16
2.7.4. Corrosión bajo Tensión	16
2.8. Técnicas Experimentales para el Análisis de Tensiones Residuales de Soldeo..	17
2.9. Norma British Standard 7910.....	19
3. Sysweld	22
3.1. Introducción.....	22
3.2. Definición de Simulación de Soldadura con Sysweld.....	22
3.3. Geometría y mallado	23
3.4. Fenómenos Físicos Interrelacionados.....	23
3.5. Materiales	24
3.6. Conducción del calor en la pieza.....	24
3.7. Transferencia de calor desde la boquilla a la pieza	25
3.7.1. Fuentes de Calor	25
3.7.2. Trayectoria de la Soldadura.....	28
3.7.3. Sensibilidad de la Malla para el Input Térmico.....	30
3.8. Activación y Desactivación de Elementos	30
3.9. Cambios en la Microestructura.....	30
3.9.1. Acero	31
3.10. Modelos Matemáticos para la Transformación de Fases.....	32
3.11. Modelos Matemáticos de Plasticidad	33
3.12. Modelo Estructural	34
3.12.1. Acero	35
3.13. Welding Advisor	37
3.14. Procesador Automático.....	37
3.15. Post-procesador	38
3.16. Resumen	38
4. Simulación del Proceso de Soldadura de un Caso Documentado	40
4.1. Introducción.....	40
4.2. Procedimiento Experimental	40
4.3. Procedimiento Numérico	42
4.3.1. Análisis Térmico	42
4.3.2. Análisis Metalúrgico	43
4.3.3. Análisis mecánico.....	44
4.4. Comparación entre los Resultados del Modelo Numérico y los Experimentales	45
4.5. Resultados de las Tensiones Residuales.....	46

4.6.	Comparación con la Norma BS 7910	51
5.	Simulación del Proceso de Soldadura de una Unión a Tope con Bisel en X	53
5.1.	Introducción	53
5.2.	Procedimiento Experimental	53
5.3.	Procedimiento Numérico	53
5.3.1.	Análisis Térmico	54
5.4.	Comparación entre los Resultados del Modelo Numérico y los Experimentales	56
5.5.	Resultados de las Tensiones Residuales	56
5.6.	Comparación con la Norma BS 7910	62
6.	Simulación de Reparaciones de Soldadura	64
6.1.	Introducción	64
6.2.	Procedimiento numérico	64
6.2.1.	Influencia de la Profundidad de las Reparaciones en las Tensiones Residuales	65
6.2.2.	Influencia de Reparaciones Sucesivas en las Tensiones Residuales	85
7.	Conclusión	105
8.	Referencias	107

1. **Introducción y Objetivos**

El proceso de soldadura es definido como la unión de dos o más piezas de metal por aplicación de calor, presión, o una combinación de ambos, con o sin metal de aportación.

Debido a la intensa concentración de calor que se genera, las regiones cercanas al cordón de la soldadura sufren severos ciclos térmicos. Estos ciclos térmicos causan calentamientos y enfriamientos no-uniformes en el material, generando deformaciones plásticas y tensiones residuales en la soldadura.

En la actualidad la soldadura es uno de los procesos más ampliamente usados para la fabricación y reparación de diversos componentes en todo el campo de la ingeniería.

En las construcciones metálicas obtenidas mediante la aplicación de soldadura, está presente la posibilidad en mayor o menor grado de la pérdida de la forma geométrica de la estructura, la no coincidencia de bordes, desplazamientos apreciables, etc., debido al calentamiento no uniforme que se manifiesta durante la realización de la junta en el cordón y zonas próximas al mismo. Al emplear una fuente de calor móvil fuertemente concentrada, como puede ser un arco eléctrico, ocurren procesos físico-químicos, estructurales y termo-deformacionales de diversa índole que provocan la aparición de tensiones residuales, particularmente en el cordón y en la zona afectada térmicamente (ZAT).

En diversas aplicaciones, las tensiones residuales inducidas por soldadura tienen un impacto considerable en la integridad de las construcciones soldadas. Las tensiones residuales de tracción pueden favorecer la corrosión bajo tensión, la rotura frágil, y reducen la vida a fatiga en servicio, lo que influye en el diseño del componente debido a las concentraciones de tensiones críticas dentro del mismo.

En décadas pasadas se han realizado múltiples investigaciones dirigidas a procedimientos analíticos que simulen con más precisión los procesos de soldadura. El proceso de soldeo es bastante complejo, e implica: el movimiento de una fuente de calor, depósito de material (si lo hay), propiedades termo-dependientes, transferencia de calor transitoria con complicadas condiciones de frontera, transformaciones de fase y estados de tensiones y deformaciones complejos, entre otros.

Debido, por un lado, a que la complejidad de los procesos físicos involucrados hace que ninguna solución matemática simple logre dar respuestas aceptables, mientras que por el otro, que en muchos casos no están disponibles técnicas experimentales que determinen los campos totales de tensiones y deformaciones en construcciones soldadas, sumado al desarrollo cada vez mayor de los medios de cómputo, es lo que ha hecho que desde hace varios años se vengán imponiendo las simulaciones realizadas mediante métodos numéricos en ordenadores y en especial, mediante los métodos de elementos finitos.

El desarrollo de un proceso de fabricación requiere la consideración de los costes que implica, recursos y calidad del producto.

En muchas industrias, el procedimiento final será determinado tras un costoso programa de pruebas experimentales. La producción y valoración de las probetas de prueba también implica un enorme consumo de tiempo y de recursos.

Una técnica alternativa es el proceso de modelización y simulación mediante el software Sysweld, donde los pasos en el desarrollo del procedimiento se harán de manera rápida y eficiente, con el ahorro económico que eso supone.

El presente proyecto tiene por objeto el análisis de las tensiones residuales obtenidas de la simulación de los procesos de soldadura y posterior reparación de dos uniones multi-pasada: la primera consiste en una unión con chaflán en V de dos placas de 20 mm de espesor; la segunda se trata de una unión con bisel en X de dos planchas de > 30 mm de espesor.

Las distribuciones de tensiones residuales de los procesos de soldadura y reparación se compararán con las que dicta la norma British Standard 7910.

Para validar la herramienta empleada para la simulación, Sysweld, en primer lugar se lleva a cabo la simulación de una unión documentada donde pueden compararse los resultados numéricos, tanto termo-metalúrgicos como mecánicos, con los experimentales.

Una vez calibrada la herramienta se estudia la influencia que tienen las reparaciones en las tensiones residuales de soldadura.

El objetivo es analizar la influencia que tiene la profundidad de las reparaciones en las tensiones residuales introducidas por el proceso de soldadura inicial, así como la influencia que tienen dos reparaciones consecutivas en las mismas tensiones.

El estudio incluye cálculos numéricos transitorios en 2D, los cuales consideran las propiedades del material dependientes de la temperatura, las transformaciones de fase, el revenido térmico, la plasticidad por transformación, el cambio de volumen debido a la transformación de fase, modelo de material elasto-plástico, y endurecimiento por deformación isotrópica.

2. Tensiones Residuales

2.1. Introducción

El proceso de soldadura es comúnmente definido como una unión localizada de metales o no-metales por cualquier calentamiento de los materiales a temperatura adecuada, con o sin la aplicación de presión o por la aplicación de presión solamente, con o sin el uso de material de aporte.

En la actualidad la soldadura es uno de los procesos más ampliamente usados para fabricación y reparación de diversos equipos en todo el campo de la ingeniería, por ello es de gran interés incrementar la calidad y prevenir fallas durante la fabricación o en servicio, para lo cual es necesario obtener información acerca de la forma, dimensiones y tensiones residuales.

Mediante la simulación numérica, en particular mediante el método de los elementos finitos, podemos evaluar los diferentes parámetros y condiciones, sin necesidad de hacer un gran número de ensayos, algo que para las aplicaciones industriales es muy importante.

En el proceso de soldadura ocurren diferentes fenómenos físicos como consecuencia de la interacción del campo de temperatura (termodinámica), campo de esfuerzos y deformaciones (mecánica) y campo de estado microestructural (metalurgia).

El campo de temperatura es función de muchos parámetros de soldadura, tales como potencia de arco, velocidad de soldadura, secuencia de soldadura y condiciones ambientales.

La formación de distorsiones y tensiones residuales en la soldadura depende de muchos factores interrelacionados, tales como campo térmico, propiedades del material, condiciones de borde estructural, tipo de soldadura y condiciones de soldadura.

Las distorsiones y tensiones residuales que se originan tras el proceso de soldadura son una consecuencia de deformaciones plásticas, deformaciones debido a termofluencia y otras.

Las tensiones residuales son aquellas tensiones que existen en un cuerpo en ausencia de cargas y restricciones.

Pueden aparecer en componentes metálicos por muchas razones, como laminación, fundición o forja de planchas y barras, formación y conformado de piezas por procesos tales como cizalladura, doblado, mecanizado, rectificado y soldadura.

Las tensiones residuales son identificadas como uno de los factores influyentes en el deterioro de las construcciones soldadas.

Muchos ingenieros e investigadores han tratado de estudiar este fenómeno para determinar sus características, así como las formas de atenuación o eliminación.

Las tensiones residuales de soldadura se producen por las distintas distribuciones de temperatura y el enfriamiento de las uniones soldadas.

Los campos mecánicos se ven afectados por la temperatura a través de la expansión térmica y de las propiedades del material dependientes de dicha temperatura. La expansión o contracción térmica debidas a la aplicación transitoria de gradientes de temperatura es normalmente la principal preocupación en el análisis de la tensión residual.

2.2. El Flujo de Calor

La generación de calor en el proceso de soldadura se produce fundamentalmente por tres razones:

- Calor generado por la potencia eléctrica del arco,
- Calor generado por las reacciones químicas que tienen lugar en el recubrimiento del electrodo, en la atmósfera del arco y en la zona de metal fundido entre la escoria y el metal,
- Calor originado por las transformaciones que tienen lugar en el metal.

Para indicar la aportación de energía del arco eléctrico se emplea el *heat input* o *energía por unidad de longitud de soldadura*:

$$Q = \frac{V \cdot I}{v} \text{ (J/mm)}$$

Donde:

V = tensión del arco durante el soldeo, en Voltios,

I = intensidad de corriente, en Amperios,

v = velocidad de avance de soldeo, en mm/s.

2.3. Origen de las Tensiones Residuales de Soldadura

Los esfuerzos residuales inducidos en un material por un proceso de soldadura tienen una gran importancia y son objeto de gran interés científico por su influencia en el posterior comportamiento en servicio. La necesidad de su conocimiento y su influencia se hace evidente también, por ejemplo, en las reparaciones.

Las tensiones residuales de soldadura se generan en una estructura como consecuencia de las deformaciones plásticas locales introducidas por un gradiente de temperatura local consistente en un rápido calentamiento y su posterior fase de enfriamiento.

Durante el proceso de soldeo, la zona de soldadura es calentada bruscamente en comparación con la zona que la rodea y que se funde localmente. El material se expande como resultado de ser calentado. La expansión es restringida por la zona más fría de alrededor, que da lugar a tensiones térmicas. Las tensiones térmicas superan en parte el límite elástico, el cual disminuye a temperaturas elevadas.

Consecuentemente, la zona de soldadura es plásticamente comprimida.

Tras el enfriamiento, en la zona de soldadura se generan tensiones residuales de tracción cuyo valor es del orden del límite de fluencia del material, mientras que las zonas circundantes están sujetas a tensiones residuales de compresión para mantener el auto-equilibrio.

Para que se pueda comprender el fenómeno anterior se explica un clásico sistema de tres barras utilizado por Masubuchi K, el cual de una forma elemental explica las variaciones que se producen en una barra central. [Fig.2.1](#).

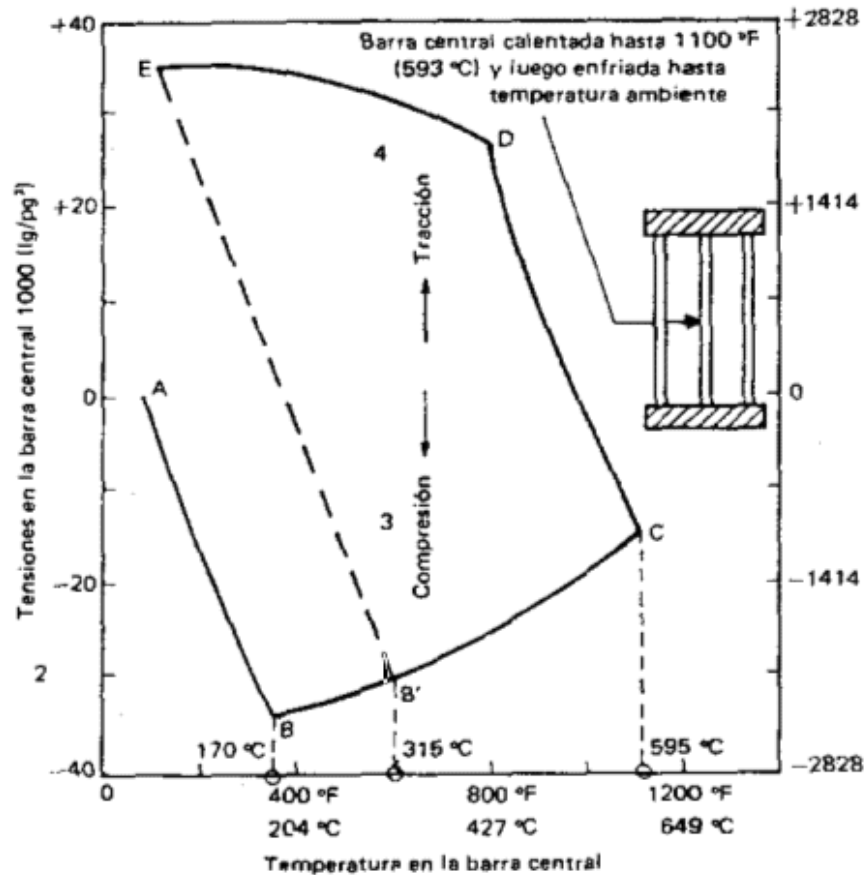


Fig.2.1. Historia de las tensiones y temperaturas para la barra central en el sistema de las tres barras

Al calentar exclusivamente la barra central aparecen tensiones de compresión en la misma, pues su dilatación está restringida por dos barras laterales, tal como muestra la curva A-B, alcanzando el límite de fluencia del metal de la barra en el punto "B" (para este caso 170 °C). Las tensiones de compresión en la barra decrecen siguiendo la variación del límite de fluencia del metal con las temperaturas crecientes, lo que se muestra en el tramo de curva B-C. Alcanzada la temperatura máxima de $\gg 600$ °C correspondiente al punto "C" comienza el enfriamiento de la barra, las tensiones de compresión decaerán rápidamente y la tensión cambia de signo hasta alcanzar el punto "D" correspondiente a la tensión de fluencia, posteriores decrecimientos de la temperatura hacen que las tensiones de tracción sobre la barra se mantengan permanentemente iguales al valor del límite de fluencia a cada temperatura. De esta forma habrá quedado sometida a una tensión residual de tracción igual al límite de fluencia del metal a temperatura ambiente. Para mantener la condición de equilibrio las tensiones en las barras laterales serán de compresión y su valor será la mitad que la tensión en la barra central.

La línea E B' indica que se producirán tensiones residuales iguales al límite de fluencia calentando la barra central a cualquier temperatura que exceda 315 °C. Por lo que se concluye que cualquier proceso que aporte calor en forma localizada sobre una pieza de acero y de tal manera que a la temperatura final se produzcan deformaciones plásticas, dejará en dicha pieza tensiones residuales de valor generalmente igual o muy próximo al límite de fluencia del material a temperatura ambiente.

Cuando se unen dos o más piezas mediante un cordón de soldadura ocurren fenómenos similares a los explicados mediante el clásico sistema de las tres barras, donde coincide el

cordón con la barra central y el metal base con las barras laterales.

El curso de los acontecimientos térmicos y movimientos de expansión contracción se puede dividir en 4 secciones lo cual Masubuchi K. analiza, según la Fig.2.2.

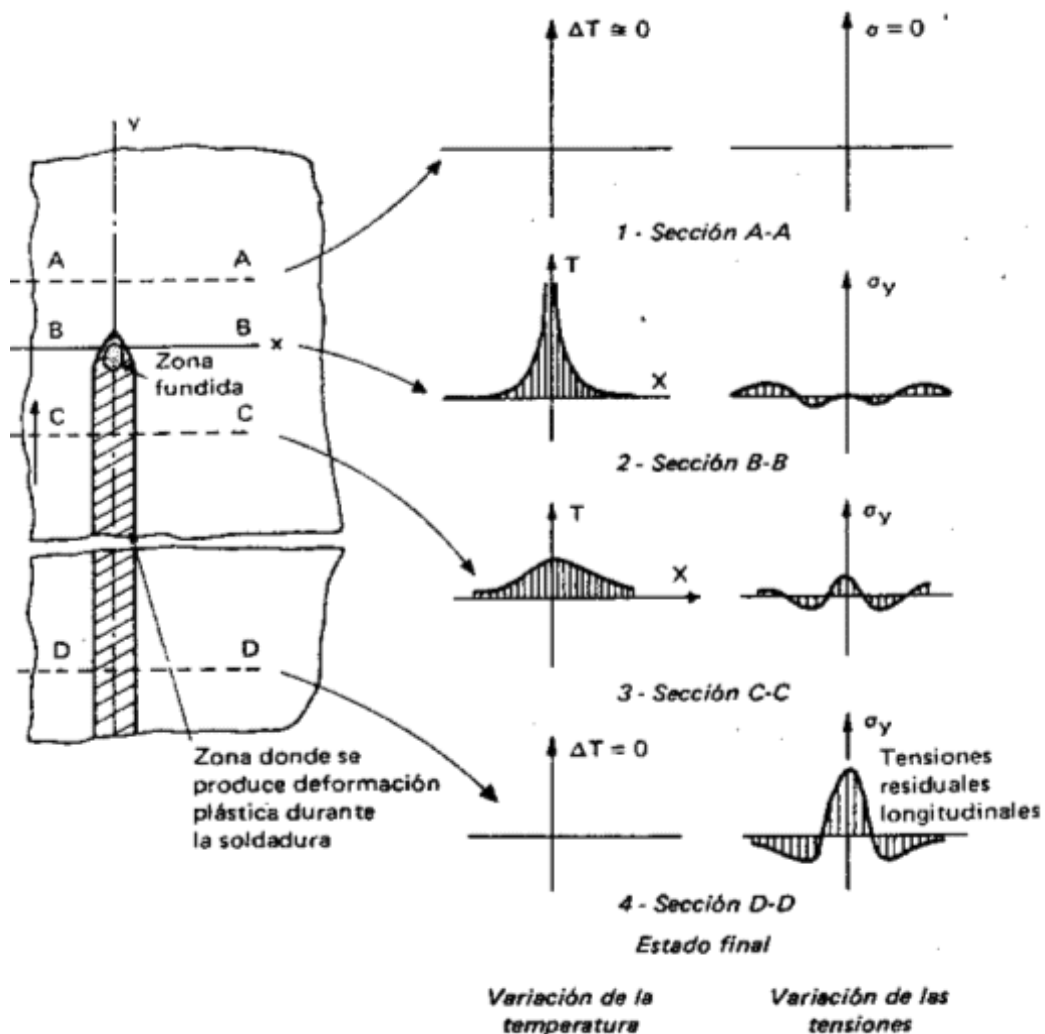


Fig.2.2. Estados transitorios y finales durante la soldadura.

Sección A-A

Ubicada delante de la fuente de calor. Todavía no ha experimentado perturbación alguna como consecuencia del arco situado en "B", por lo tanto su temperatura será la inicial " T_0 " y la pieza se encuentra libre de tensiones residuales atribuibles a ese arco.

Sección B-B

Ubicada en el centro del arco experimenta un súbito crecimiento de temperatura hasta alcanzar el valor máximo. Se produce la elevación de temperatura de las zonas adyacentes. Este aumento de temperatura provoca la dilatación de las masas y consecuentemente aparecen tensiones de compresión en las zonas adyacentes al metal fundido.

En las zonas más alejadas y frías, responsables de embridamiento de las zonas que se expanden aparecen tensiones de tracción para mantener el equilibrio de tensiones de la pieza. El metal fundido carece de resistencia mecánica, por lo que en el centro de la soldadura la tensión tendrá valor cero.

Sección C-C

Estará enfriándose después de haber sido transitada por el arco en razón de la conductividad térmica del metal, tan pronto como pase el arco comenzará la evacuación

del calor hacia el resto de la pieza con lo que descenderá la temperatura de la zona calentada por éste.

En lo que respecta al estado de tensiones se observa que al enfriarse las zonas dilatadas en condición de embridamiento, surgen tensiones de tracción en la zona de soldadura y en la zona afectada por el calor.

En zonas alejadas aparecen tensiones de compresión para que se cumpla la condición de equilibrio.

Sección D-D

Suficientemente alejada del arco como para que se haya producido el enfriamiento total. Se encontrará nuevamente la temperatura inicial de la pieza, las tensiones tendrán su valor máximo final que corresponde al estado permanente definitivo de las tensiones residuales.

Es importante señalar, que durante los estados transitorios, como en la condición final, deberán satisfacerse las condiciones clásicas de equilibrio de las fuerzas y momentos totales actuantes, es decir, que la sumatoria de las fuerzas residuales es nula, lo que implica ausencia de traslación y rotación.

Las tensiones residuales surgen tanto en el plano perpendicular como en el longitudinal, siendo esta última de mayor magnitud, además a medida que nos alejamos de la línea de fusión de soldadura ambas disminuyen.

A lo largo de la dirección transversal, la tensión longitudinal cambia a compresión, mientras que a lo largo de la dirección longitudinal ésta se reduce a cero, como dicta la condición de equilibrio de las tensiones residuales. Se observan similares tensiones residuales transversales con menores diferencias en la distribución que las tensiones longitudinales y menor magnitud.

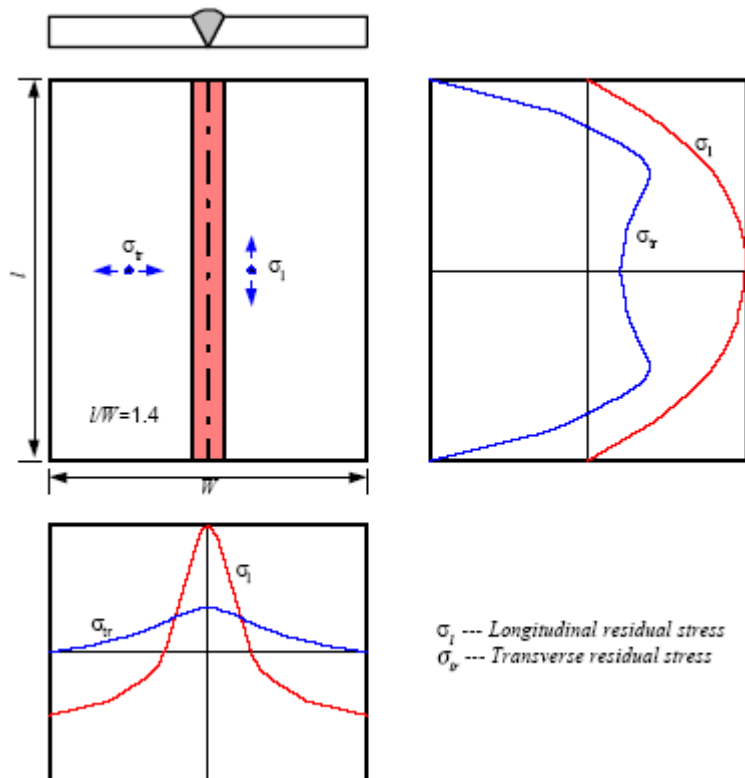


Fig.2.3. Plancha rectangular con soldadura centrada y tensiones residuales calculadas a lo largo del centro de su sección.

El campo de tensiones residuales de soldadura es importante para la función de la estructura pues puede influir en el comportamiento mecánico de las estructuras incluyendo su fractura, corrosión bajo tensión, y características de pandeo. Las tensiones residuales de tracción son perjudiciales para la iniciación y crecimiento de grietas debidas a la fatiga.

2.4. Factores que Influyen sobre las Tensiones y Deformaciones de Soldeo

Durante el proceso de soldadura, el material base es calentado a través del aporte térmico que tiene lugar en dicho proceso. Los niveles de temperatura (isotermas) se distribuyen uniformemente por todo el material, alcanzando el punto de fusión en la zona de soldadura, hasta la temperatura inicial en aquellas zonas alejadas no afectadas por el calor.

Las isotermas representan las líneas que unen todos los puntos con la misma temperatura en un determinado instante. La forma y tamaño de estas isotermas dependen de la conductividad térmica del material base y de la velocidad de soldeo.

Durante el avance del soldeo se produce una dilatación para cada incremento de temperatura y una contracción para cada enfriamiento, produciendo fuerzas internas de tracción y compresión.

A consecuencia de las diferentes temperaturas, se presentan dilataciones y contracciones. Las deformaciones plásticas que tienen lugar a temperaturas superiores a 800°C, causan tensiones residuales en el material.

2.4.1. Propiedades de los Materiales

- Las propiedades térmicas de los materiales que influyen en las contracciones y deformaciones son:

- Calor específico.

Es la cantidad de calor en Julios necesaria para calentar un gramo de material y elevar su temperatura 1°C.

A mayor calor específico, mayor calor deberá ser aportado en el soldeo, por lo que en consecuencia la dilatación térmica, compresión, contracciones y deformaciones serán mayores.

- Conductividad térmica.

Representa el calor que se transmite con una cierta velocidad a través del material, por unidad de tiempo y por cada grado de diferencia de temperatura. Se expresa en Julios/cm s °C.

A mayor conductividad térmica, se necesitará un mayor calentamiento localizado para alcanzar la temperatura de fusión del metal, provocando mayores contracciones en la pieza.

- Dilatación térmica.

Se define como el aumento de longitud, volumen o alguna otra dimensión métrica que sufre un cuerpo debido al aumento de temperatura.

- Para el análisis de la tensión residual, se requieren las siguientes propiedades mecánicas dependientes del tiempo:

- Coeficiente de expansión térmica, α [1/°C]

- Módulo de elasticidad, E [N/mm²]

- Módulo tangencial, E_t [N/mm^2]
- Coeficiente de Poisson, ν
- Límite elástico, σ_Y [N/mm^2]
- Densidad, ρ [kg/m^3]

Desde que el material fundido solidifica como material libre, cualquier deformación que ocurra por encima del punto de fusión no afectará a la tensión residual final.

2.5. Tipos de Tensiones Residuales

Las tensiones residuales pueden dividirse en dos grandes grupos, las que se producen a nivel macroscópico y a nivel microscópico, pudiendo hallarse ambos presentes al mismo tiempo.

Las tensiones a nivel macroscópico, que a menudo se denominan tensiones Tipo I, varían dentro del material de la pieza a lo largo de una distancia mucho mayor que el tamaño de grano. Entre éstas cabe citar las originadas por el proceso de soldadura, en ciertos procesos mecánicos (rodadura, conformación, etc.) y donde haya un cierto nivel de tensiones que provoque la aparición de deformaciones plásticas.

Por el contrario, el origen de las tensiones microscópicas se debe buscar en diferencias microestructurales del material, y suelen ser divididas en dos grupos: Tipo II y Tipo III.

Las tensiones residuales Tipo II varían en la escala de un grano. Las Tipo III corresponden a tensiones generadas a nivel atómico, surgiendo en el interior de un grano como consecuencia de la presencia de dislocaciones u otros defectos cristalinos.

Estas micro tensiones a menudo tienen su origen en la presencia de diferentes fases o constituyentes del material. Así, se generan tensiones residuales en áreas próximas a zonas de estructuras martensíticas, puesto que las transformaciones martensíticas, cuando se producen sobre todo a baja temperatura, producen una expansión en el metal.

2.6. Procedimientos de Trabajo para Determinar los Efectos de las Tensiones Residuales

Los parámetros que definen el problema se pueden agrupar en:

- Los parámetros estructurales que incluyen la geometría de la estructura, espesor de la placa, etc.
- Los parámetros del material que incluyen las características resistentes del material base y del de aportación.
- Parámetros de fabricación, que son los del proceso de soldeo: corriente de soldeo, voltaje, velocidad de desplazamiento del arco, etc.

Fijados los parámetros, es preciso determinar en primer lugar los cambios dimensionales producidos en la estructura por cada soldadura y posteriormente combinar estos efectos para calcular la distorsión total de la estructura. Para determinar los efectos en la estructura de cada soldadura hay que seguir tres fases:

- Análisis del flujo de calor,

- Análisis de tensiones térmicas durante la soldadura para determinar deformaciones incompatibles,
- Cálculo de las tensiones residuales a partir de las deformaciones incompatibles obtenidas en la fase anterior del análisis.

2.7. Efectos de las Tensiones Residuales

La existencia de tensiones residuales en un elemento, estructural o mecánico, por lo general tiene un efecto negativo sobre su vida útil.

En primer lugar, la existencia de tensiones residuales implica que el material se encuentra solicitado antes de entrar en servicio, por lo que la sollicitación admisible es menor que la que en un principio se suponía, sin que existiesen tensiones residuales.

Por otro lado, si las tensiones residuales son de tracción, si se somete la pieza a esfuerzos de naturaleza cíclica, la existencia de un estado tensional de tipo estático, hace que el esfuerzo alternante que garantiza vida infinita es menor, y en el caso de considerar el caso de vida finita, el número de ciclos de vida útil se hace menor.

Además del punto de vista de resistencia del material, la existencia de tensiones residuales puede estar asociada a fenómenos de tipo físico-químico, como son el de corrosión bajo tensión y el de fisuración en frío. En ambos, el fallo se produce por propagación de grietas, pudiéndose entonces decir que se trata de un caso particular de mecánica de la fractura.

2.7.1. Influencia en la Resistencia a la Fatiga del Material

La fatiga puede definirse como la disminución de la resistencia mecánica de materiales al someterlos a esfuerzos repetidos en el tiempo.

El fallo por fatiga es provocado por defectos en el metal base, cuyo origen está en los procesos de fabricación, por ejemplo: microfisuras, poros, etc. Las cargas cíclicas hacen que los microdefectos (desplazamientos de planos moleculares) progresen, de manera que llegará el momento en que la sección de material no soporte la carga de servicio y se produzca la rotura.

Las tensiones residuales de tracción disminuyen la resistencia a fatiga, ya que elevan la tensión media y la relación entre la tensión mínima y máxima. Su efecto es perjudicial al evitar el cierre a la fisura.

Inversamente, las tensiones residuales de compresión retardan o anulan el crecimiento de fisuras por fatiga al reducir la relación entre tensión mínima y máxima e inducir el cierre de la fisura.

En el caso de uniones soldadas, la presencia de defectos de soldadura en la costura, así como un perfil geométrico excesivamente irregular de las últimas pasadas, se traduce en un riesgo potencial de iniciación de grietas, que unido a la existencia de tensiones residuales de soldadura hace que la velocidad de propagación sea alta. En estos casos, la unión soldada suele someterse a un tratamiento térmico de alivio de tensiones, consiguiendo de esta forma que la velocidad de propagación sea menor.

2.7.2. Fisuración

La fisuración es el resultado de la solidificación, enfriamiento y tensiones que se desarrollan debidas a la contracción de la soldadura.

La fisuración de la soldadura ocurre en un tiempo cercano a la fabricación: las fisuraciones en caliente son las que ocurren a temperaturas elevadas y generalmente están relacionadas con la solidificación; las fisuras en frío son las que ocurren después de que el metal soldado se haya enfriado a la temperatura ambiente, y pueden estar relacionadas con el hidrógeno.

La mayoría de las formas de fisuración resultan del esfuerzo de contracción que sucede cuando la soldadura se enfría. Si la contracción es limitada, la deformación inducirá tensiones residuales que causan fisuración.

Hay dos fuerzas opuestas: las tensiones inducidas por la contracción del metal y la rigidez circundante del material base. Los esfuerzos de contracción aumentan con el aumento de volumen del metal a contraer.

2.7.3. Fractura Frágil

En el caso de fractura frágil del material, el fallo tiene lugar cuando la tensión en una región localizada alcanza un valor crítico, entonces la grieta se propaga sin dificultad a través de los granos adyacentes, produciéndose la rotura. Las tensiones residuales de tracción σ_R , que se superponen a la tensión aplicada σ , hacen que el fallo se produzca para valores de valores de carga de servicio menores.

$$\sigma + \sigma_R = \sigma_F$$

Una vez que la grieta se ha iniciado, el valor de la tensión aplicada puede ser suficiente para permitir que la propagación continúe a una velocidad alta. El fallo es por tanto repentino. Las tensiones residuales que facilitan el inicio de fractura frágil por propagación de grietas son por tanto muy peligrosas para aceros solicitados a baja temperatura. Por este motivo se suele someter a las uniones soldadas a un tratamiento de alivio de tensiones.

2.7.4. Corrosión bajo Tensión

Se caracteriza por la aparición de grietas que avanzan en dirección aproximadamente normal a la de aplicación de la tensión. La velocidad de propagación de grieta llega a ser elevada, lo que evidencia la gravedad del problema.

Para que el fenómeno de corrosión bajo tensión se dé es necesario que confluyan tres aspectos:

- Presencia de tensiones residuales superiores a un cierto umbral actuando sobre el material, bien sean aplicadas o residuales.
- Material susceptible al agrietamiento. Esta circunstancia viene determinada por variables de tipo metalúrgico, como la composición de la aleación, la microestructura, el tamaño de grano, el haber estado sometido a radiación, etc., refiriéndose fundamentalmente a la posibilidad de que, a través de distintos mecanismos, el material pueda fragilizarse localmente.

- Que el material esté en contacto con un medio agresivo específico.

Tipo de acero	Medios agresivos específicos
Aceros suaves al carbono	Soluciones alcalinas, amoníaco líquido anhidro, aminas, soluciones de cloruro férrico, mezclas de cloruro magnésico y fluoruro sódico, ácido sulfhídrico, etc.
Aceros inoxidable	Soluciones de cloruros o fluoruros, cloruros orgánicos húmedos, vapor de agua con cloruros, soluciones de sulfhídrico, ácidos politiónicos, etc.
Aceros de alto límite elástico	Soluciones de cloruro sódico, atmósferas salinas o industriales, ácido sulfúrico, ácido fosfórico.

Tabla 2.1. Medios agresivos influyentes en la corrosión bajo tensión para distintos aceros

2.8. Técnicas Experimentales para el Análisis de Tensiones Residuales de Soldeo

Muchas técnicas se han desarrollado para el análisis experimental de tensiones residuales. En la actualidad estas técnicas para medir las tensiones residuales, se dividen en los siguientes grupos:

- 1) Relajación de tensiones
- 2) Difracción de rayos-x
- 3) Utilización de propiedades del material sensibles al estado de tensión
- 4) Técnica de propagación de grietas.

Estos grupos a su vez tienen diferentes campos de aplicación y utilizan diferentes elementos sensibles para la medición como muestra la [tabla 2.2](#).

En las técnicas de relajación de tensiones, el fundamento consiste en medir las deformaciones elásticas que se recuperan al eliminar una parte de la pieza que estamos analizando. Se trata de un método destructivo en la mayoría de los casos. En la mayoría de los casos se utilizan para medir la deformación liberada defómetros mecánicos o galgas eléctricas.

Existe una variedad de técnicas que dependen del seccionamiento de las muestras para determinar los esfuerzos residuales. Algunas técnicas se aplican principalmente a cilindros, tuberías o sólidos tridimensionales.

Las deformaciones elásticas en los metales que tienen estructuras cristalinas pueden ser determinadas por la medición de sus parámetros reticulares utilizando técnicas de difracción por rayos-x. Se basan en la medición de la distancia de los planos atómicos, cuyo valor en el estado indeformado es conocido. Los procedimientos basados en esta técnica tienen la ventaja de ser no destructivos, pero son lentos en su realización por el tiempo de exposición que se requiere. Los resultados pueden no ser muy precisos cuando la red atómica ha sido distorsionada por la aparición de grandes temperaturas.

En la actualidad se tienen disponibles dos técnicas: la de película de rayos-x y la del difractómetro por rayos-x. Con la técnica de difracción de rayos-x, la deformación

superficial puede ser determinada en un área pequeña, a una profundidad y diámetro de 0,003 mm. Las técnicas de difracción de rayos-x son las únicas técnicas aplicables para medir tales esfuerzos residuales como los de cajas de bolas (rodamientos) y dientes de engranes y esfuerzos residuales superficiales posterior al maquinado o rectificado.

A-1 Relajación de tensiones utilizando defórmómetros mecánicos y galgas eléctricas.	Aplicable principalmente a chapas	1. Técnica de seccionado utilizando resistencias eléctricas strain gauges 2. Técnica de Gunnert 3. Técnica de barrenado de Mathar-Soete 4. Técnica de fresado sucesivo de Stablein
	Aplicable principalmente a Cilindros sólidos y tubos	5. Técnica de maquinado sucesivo de Heyn-Bauer 6. Técnica de trepanación de Mesnager-Sachs
	Aplicable principalmente a sólidos tridimensionales	7. Técnica de barrenado de Gunnert 8. Técnica de seccionado de Rosenthal-Norton
A-2 Relajación de tensiones utilizando aparatos diferentes a los anteriores		9. Técnica utilizando sistema divisor de retícula 10. Técnica de barrenado con capa frágil 11. Técnica de barrenado con capa fotoelástica
B Difracción por Rayos-x		12. Técnica de película de rayos-x 13. Técnica de difractómetro de rayos-x
C Utilización de propiedades sensibles al estado de tensión	Técnicas ultrasónicas	14. Técnicas de ondas ultrasónicas polarizadas 15. Técnica de atenuación Ultrasónica
		16. Técnica de durezas
D Técnica de propagación de grietas		17. Técnica de agrietamiento Hidrógeno-inducido 18. Técnica de agrietamiento Esfuerzo-corrosión

Tabla 2.2. Clasificación de las técnicas para la medición de tensiones residuales

Se han hecho intentos de determinar los esfuerzos residuales en los metales mediante la medición de propiedades sensibles al estado de tensión. Las técnicas propuestas de medición de esfuerzos incluyen los métodos ultrasónicos y el de dureza.

Las técnicas ultrasónicas pueden utilizar las ondas ultrasónicas polarizadas y hacer uso del cambio inducido por esfuerzos en el ángulo de polarización de las ondas ultrasónicas polarizadas (de forma semejante a las técnicas fotoelásticas) o hacer uso de los cambios inducidos por esfuerzos en la absorción de ondas ultrasónicas, es decir, atenuación ultrasónica. Ninguna de estas técnicas ha sido desarrollada más allá de la etapa de laboratorio y ninguna ha sido utilizada con éxito para la medición de esfuerzos residuales en las construcciones soldadas. Se han desarrollado técnicas para el estudio de los esfuerzos residuales observando las grietas producidas por estos en las muestras. Las grietas pueden ser inducidas por el hidrógeno o por el esfuerzo de corrosión (*stress-corrosion*). Las técnicas por agrietamiento son útiles para el estudio de los esfuerzos residuales en modelos de estructuras complejas los cuales tienen una distribución complicada de esfuerzos residuales.

Los métodos no destructivos son difracción de rayos-X, ultrasonidos, y métodos de difracción de neutrones; y los métodos destructivos son el método del agujero ciego.

Entre los métodos no destructivos, el método de difracción de neutrones es el único que determina las tensiones residuales en el interior de la soldadura por la capacidad de penetración de los neutrones.

2.9. Norma British Standard 7910

La norma empleada para la comparación de la distribución de tensiones residuales es la “British Standard 7910, Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in Metallica structures, Anexo Q: Residual stress distribution in as-welded joints”.

Este anexo da información sobre las distribuciones típicas de las tensiones residuales de soldadura a través del espesor, para un rango de geometrías comunes de uniones soldadas.

Las distribuciones recomendadas de tensiones residuales están basadas en datos experimentales y son válidos para los siguientes rangos de parámetros:

Geometría	Espesor (mm)	Límite elástico (N/mm ²)	Energía eléctrica por unidad de longitud (kJ/mm)
Soldadura a tope de planchas	24 a 300	310 a 740	1.6 a 4.9
Soldadura de tuberías a tope circunferenciales	9 a 84	225 a 780	0.35 a 1.9
Soldadura de costuras axial en tubos	50 a 85	345 a 780	

Tabla 2.3. Rangos de parámetros para los que son válidas las distribuciones recomendadas por la norma BS7910

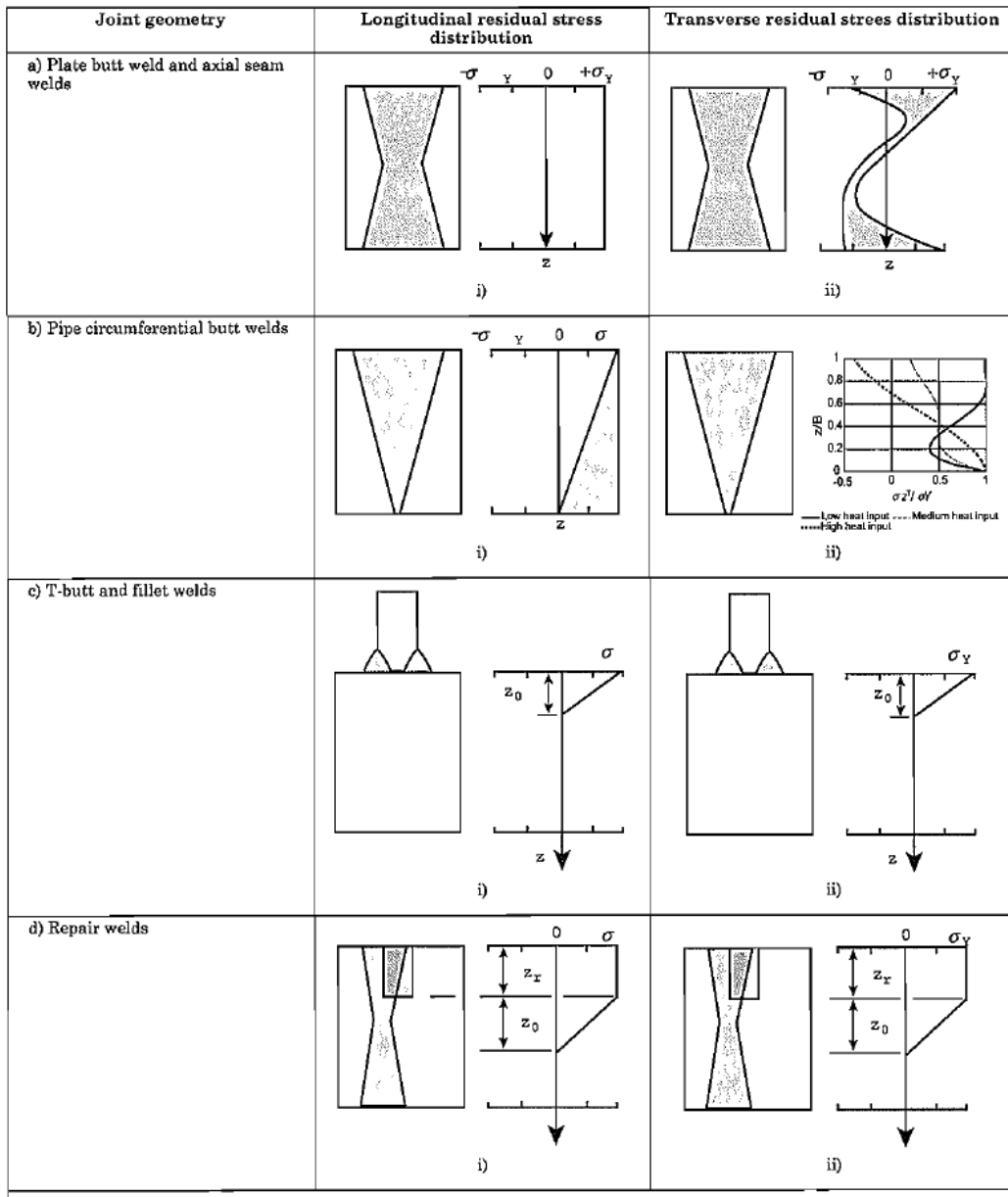


Fig.2.4. Distribución típica de tensiones residuales en uniones soldadas

Las distribuciones están expresadas en términos de profundidad, z , a través del espesor de la chapa, y del límite elástico, σ_Y . La profundidad, z , se mide desde la superficie en la cual se deposita el último cordón, excepto donde se especifique otra cosa.

Para el propósito de este anexo, σ_Y es el límite elástico al que el material tiene una deformación plástica del 0,2% para aceros ferríticos y del 1% para aceros austeníticos. σ_Y debería basarse en el valor promedio del límite elástico apropiado (es decir, 0,2% o 1%) en comparación con, por ejemplo, un valor límite inferior. Para tensiones residuales transversales, σ_Y debería tomarse como el menor valor entre los límites elásticos del metal base y del material de aporte. El mayor valor de estos dos límites elásticos debería usarse para las tensiones residuales longitudinales.

En algunos casos, los perfiles de tensiones residuales se expresan en función de E_I , energía eléctrica por unidad de longitud, que es igual a (intensidad de soldeo) x (voltaje de soldeo)/(velocidad de soldeo). En otros casos hay disponibles datos que permiten que los

perfiles de tensión residual se ajusten a distribuciones polinómicas empíricas. Estas expresiones se emplean para dar una cota superior de las distribuciones de tensión residual y cualquier forma de distribución puede usarse cuando se disponga de los datos oportunos.

A continuación se muestran las distribuciones de tensión residual representadas por ecuaciones polinómicas elevadas hasta cuarto orden.

Para unión a tope de planchas según el apartado “**Q.2 Plate butt welds-Figure Q.1a**”:

- **Tensiones residuales longitudinales** (dirección paralela a la soldadura).
Para aceros ferríticos y austeníticos se aplica la siguiente ecuación:

$$\sigma_R^L = \sigma_Y$$

- **Tensiones residuales transversales** (dirección perpendicular a la soldadura).
El límite superior de la distribución de tensiones residuales transversales para aceros ferríticos y austeníticos, bajo un embridamiento mínimo, se calcula mediante la siguiente ecuación:

$$\sigma_R^T = \sigma_Y \{0,9415 - 0,0319(z/B) - 8,3394(z/B)^2 + 8,66(z/B)^3\}$$

Esta distribución es aplicable a soldaduras no embridadas o con embridamiento a flexión, pero no con restricciones de membrana (por ejemplo embridamiento contra la contracción transversal).

Para reparaciones de soldadura según el apartado “**Q.6 Repair welds-Figure Q.1d**”:

- Las tensiones residuales transversales y longitudinales en reparaciones de soldadura deberían tomarse del orden de magnitud de σ_Y , donde σ_Y es el mayor límite elástico de todos los componentes de la reparación (metal base, metal de soldadura original y metal de reparación de la soldadura) a lo largo de la profundidad de la reparación. Para reparaciones parciales de profundidad z_r , puede asumirse que las tensiones residuales decrecen desde la magnitud del límite elástico en el fondo de la reparación a cero en la profundidad z_0 debajo de la reparación, donde z_0 se define mediante la siguiente ecuación:

$$z_0 = \sqrt{\frac{122 \cdot E_1}{\sigma_y}} \text{ en aceros ferríticos y } z_0 = \sqrt{\frac{161 \cdot E_1}{\sigma_y}} \text{ en aceros austeníticos}$$

E_1 es la energía eléctrica por unidad de longitud (en J/mm)

$$\text{Para } z < z_r \quad \sigma_R^T = \sigma_R^L = \sigma_y$$

$$\text{Para } z_r \leq z \leq z_r + z_0 \quad \sigma_R^T = \sigma_R^L = \sigma_Y \left(\frac{z_0 + z_r - z}{z_0} \right)$$

$$\text{Para } z \geq z_r + z_0 \quad \sigma_R^T = \sigma_R^L = 0$$

Donde z es medida desde la cara del componente del cual se ha realizado la reparación.

3. Sysweld

3.1. Introducción

El proceso de soldadura ha jugado siempre un papel protagonista en la producción industrial, especialmente en las industrias de automoción, marítima y aeroespacial. A pesar de sus muchas ventajas, la soldadura tiene algunos inconvenientes específicos del proceso: expansión y contracción térmica, transformaciones microestructurales, tensiones y distorsiones. Todas necesitan ser controladas. Para el propósito de la simulación, es deseable que la distorsión y las tensiones de los componentes sean calculadas antes, durante y después del proceso de soldadura, y que estos factores se reduzcan variando los parámetros de soldadura, los procesos, la secuencia, la posición de las costuras, las condiciones de embridamiento y el comportamiento de la microestructura.

Diseñando la soldadura mediante ordenador para minimizar o controlar la distorsión así como las tensiones residuales, es posible reducir significativamente los costes de fabricación. Poder controlar la tensión residual puede mejorar considerablemente la vida en servicio de la estructura.

Para el control de la distorsión, el diseño de fabricación mediante la modelización permite:

- Eliminar la necesidad de caras correcciones sobre la distorsión
- Reducir requerimientos de mecanizado
- Minimizar el coste de equipos
- Mejorar la calidad
- Permitir conceptos de pre-mecanizado para ser usados

El control de la tensión residual mediante la modelización permite:

- Reducir peso
- Maximizar el funcionamiento a fatiga
- Conducir a mejoras en la calidad
- Minimizar los costosos problemas de servicio

SYSWELD es un software de Elementos Finitos que simula todos los procesos comunes de soldadura como puntos, láser, MIG, TIG, etc.

Este software calcula las variaciones dimensionales y distorsiones de las distintas partes del modelo, la dureza, tensiones y deformaciones, además de las tensiones residuales, durante y al final del proceso de soldadura/tratamiento térmico.

La ventaja es que las partes y procesos se pueden optimizar con respecto al diseño del producto, producción, análisis de la fatiga y vida útil e interpretación de las tensiones residuales.

3.2. Definición de Simulación de Soldadura con Sysweld

Ante todo hay que destacar que el cálculo termo-metalúrgico y mecánico con Sysweld (o con cualquier otro software comercial de elementos finitos) no es la simulación de un proceso de soldadura, no se simulan los efectos físicos reales que causan la transferencia de calor de la boquilla a la pieza. Lo que se simula son los efectos del calor producidos por la soldadura.

La simulación de los procesos de soldadura se dirige al cálculo de la zona fundida, considerando todos los efectos físicos de dicha zona, y requiere dos análisis sucesivos:

- Análisis termo-metalúrgico
- Análisis mecánico

Los principales resultados que se obtienen mediante la simulación de soldadura son la distorsión y las tensiones residuales.

3.3. Geometría y mallado

La simulación de las tensiones y distorsiones de componentes mediante elementos finitos requiere que el componente sea mallado con dichos elementos sobre la base de un sistema CAD. La soldadura en sí misma así como el medio en contacto con ésta, es mallada con elementos de manera que se consiga la adecuada representación del fenómeno físico. Esto facilita la creación de modelos complejos.

3.4. Fenómenos Físicos Interrelacionados

Diferentes fenómenos físicos tienen lugar durante el proceso de soldadura, que influyen unos en otros. Los fenómenos físicos así como su interacción, en los cuales se base el cálculo microestructural-mecánico, se muestran en la Fig.3.1:

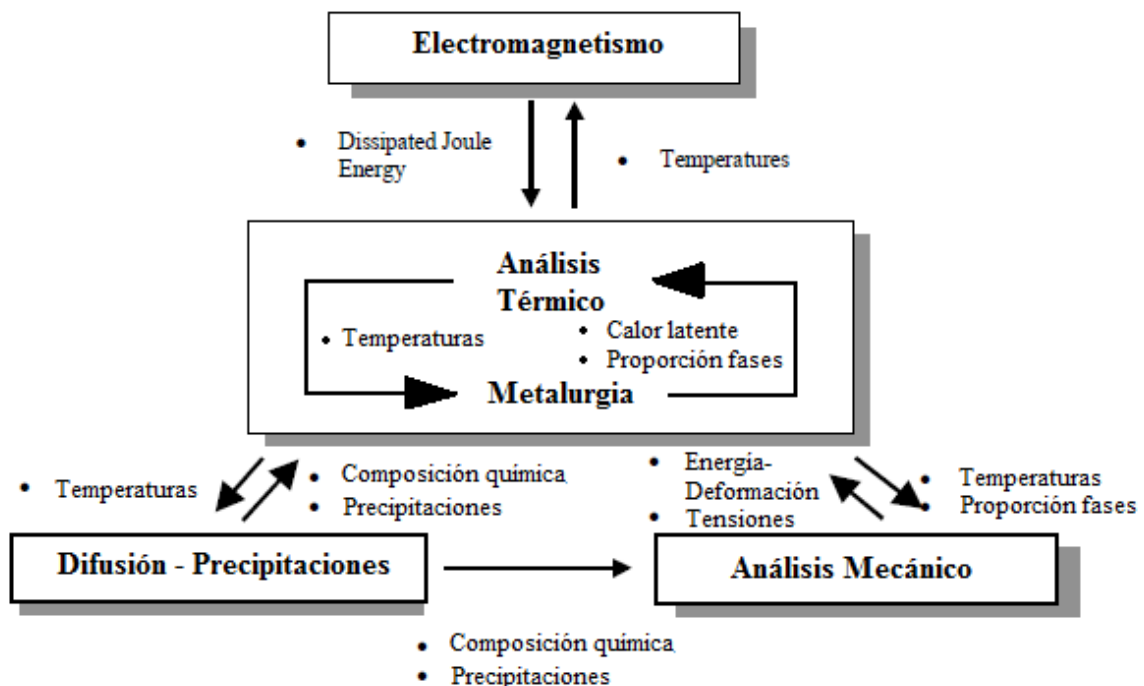


Fig.3.1. Fenómenos físicos interrelacionados

La simulación de cordones de soldadura continuos se basa en el análisis térmico, la microestructura y el análisis mecánico. El electromagnetismo es efectivo en el caso de soldadura por puntos y endurecimiento por inducción, y difusión en el caso de endurecimientos, nitruración o carbonitruración.

3.5. Materiales

Sysweld permite la simulación de procesos de soldadura con aleaciones de aluminio y aceros comerciales existentes en la base de datos del software.

Para trabajar con otros materiales diferentes a los de la base de datos, pueden procesarse los archivos correspondientes.

Sysweld considera los cambios metalúrgicos que tienen en la pieza durante la soldadura. Para ello, la simulación termo-metalúrgica determina la proporción de cada fase basándose en las curvas CCT.

Las propiedades del material deben ser función de la temperatura y de la fase metalúrgica.

Las propiedades térmicas, función de la temperatura y de la fase son:

- Conductividad térmica
- Densidad
- Calor específico

En general, la ferrita, martensita y bainita tienen valores similares de estas propiedades. La fase austenítica tiene valores diferentes.

Estas propiedades térmicas pueden variar considerablemente en función de la composición de la aleación, en especial la conductividad.

Las propiedades mecánicas función de la temperatura y fase son:

- Módulo de elasticidad
- Coeficiente de Poisson
- Límite elástico
- Pendiente de la curva tensión-deformación
- Deformaciones térmicas

Las propiedades más importantes son el límite elástico, el módulo de elasticidad y las deformaciones térmicas.

Por encima de $\sim 900^{\circ}\text{C}$, los valores adquieren mayor importancia para el comportamiento numérico que para la respuesta física.

Pueden usarse los valores de algún material similar de la base de datos.

3.6. Conducción del calor en la pieza

Aparte del fenómeno clásico de la conducción térmica no lineal, existen fenómenos adicionales que también hay que tener en consideración durante la soldadura. Las propiedades térmicas de los materiales no dependen únicamente de la temperatura, pues, en el caso de los aceros, también dependen de las fases.

El calor latente debe tenerse en cuenta en el caso de transformaciones de la microestructura y la fusión/solidificación. El calor latente influye en la formación del campo de temperatura transitorio. Es importante para la simulación modelizar las condiciones de contorno térmicas no lineales como la convección, la radiación y a veces el contacto térmico. Se proporciona un sistema especial para modelizar la deposición continua de elementos de soldadura con el movimiento de la fuente de calor.

3.7. Transferencia de calor desde la boquilla a la pieza

La simulación de las tensiones y distorsiones requiere que la energía térmica suministrada en la práctica sea efectivamente introducida en el componente.

La metodología de simulación empleada con SYSWELD es la siguiente:

- **Soldadura transitoria.** Una fuente de calor que transfiere adecuadamente calor desde la boquilla a la pieza recorre una línea de soldadura. Tiene la misma velocidad que la fuente de calor de la soldadura real y proporciona la misma energía/longitud que el proceso real. El máximo intervalo de tiempo teórico posible para el cálculo es la mitad de la longitud del baño fundido.

3.7.1. Fuentes de Calor

Para la simulación de los efectos del calor de la soldadura de estructuras reales, se utiliza un modelo simplificado de conductividad del calor para obtener resultados estructurales, respetando los requerimientos industriales.

El input térmico por unidad de longitud de la soldadura sirve como dato de entrada para la simulación estructural y debe corregirse una cierta dispersión. Es uno de los parámetros más importantes en la modelización, por lo que hay que asegurar que los valores se correspondan con las condiciones reales.

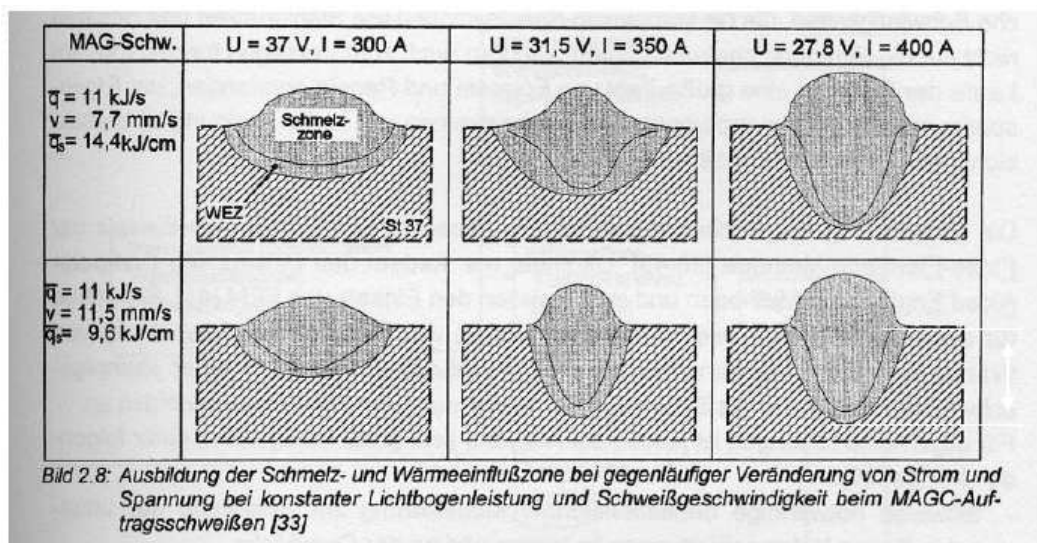


Fig.3.2. Variación de baño fundido incrementando intensidad a velocidad constante

La penetración es el parámetro geométrico más importante en la modelización para la distorsión angular, especialmente cuando la pieza está pobremente embriada.

La transferencia de calor del equipo de soldadura a la estructura se realiza mediante un modelo cuyos componentes son:

- El rendimiento de la transferencia de calor según el proceso
- Un modelo matemático para esa transferencia de calor

- La conductividad en la zona fundida

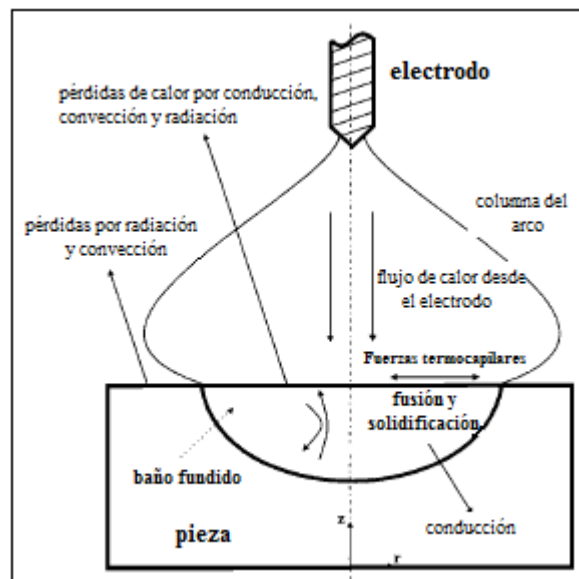


Fig.3.3. Esquema del modelo típico de un proceso de soldadura

Los parámetros del modelo tienen que calibrarse de manera que el input térmico por unidad de longitud de la soldadura y la penetración concuerden con las condiciones reales dentro de una cierta desviación.

Desde el punto de vista de elementos finitos, una fuente de calor es modelizada en SYSWELD mediante una densidad de volumen de energía denominada Q_r (W/mm^3) aplicada a los elementos, la cual se mueve a lo largo de una trayectoria de soldadura.

Todos los parámetros del proceso están incluidos en la definición de la fuente de calor: energía, coeficiente de rendimiento, forma del arco,...

Es necesario un tratamiento específico para determinar el número de parámetros que deben ser introducidos en el modelo de elementos finitos para una correcta modelización del movimiento de la fuente de calor. Esta operación se denomina "Ajuste de la Fuente de Calor".

Se usa la función tipo FORTRAN que depende de la posición de la corriente en un punto (P) y del tiempo. Esto consiste en la descripción matemática de la distribución de energía y de la trayectoria de soldadura.

Esta función debe definir un movimiento de la fuente de calor a lo largo de una trayectoria: $Q_r(P)=f(x,y,z,t)$.

Se define así un volumen de densidad de energía mediante esta función FORTRAN en el punto de corriente dependiente de:

- La trayectoria
- La distribución de la densidad alrededor del centro de la fuente

SYSWELD permite la definición de las fuentes de calor como función de las coordenadas espaciales y de tiempo.

Se dispone de los siguientes modelos de fuentes de calor:

- Para la simulación de procesos de soldadura con aporte de material: MIG, TIG...se aconseja un volumen de fuente de calor definido por el doble elipsoide de Goldak. Este modelo de fuente de calor constituye uno de los más universalmente empleados en la simulación de soldadura. Este modelo combina dos fuentes, de manera que la mitad delantera está constituida por el cuadrante de una fuente elipsoidal y la mitad trasera por el cuadrante de otra. Dicho modelo matemático permite realizar el cálculo de la densidad de calor, o densidad de potencia térmica, que actúa en cada punto de interés que se encuentre dentro del volumen de la fuente, en un sistema de coordenadas cartesiano.

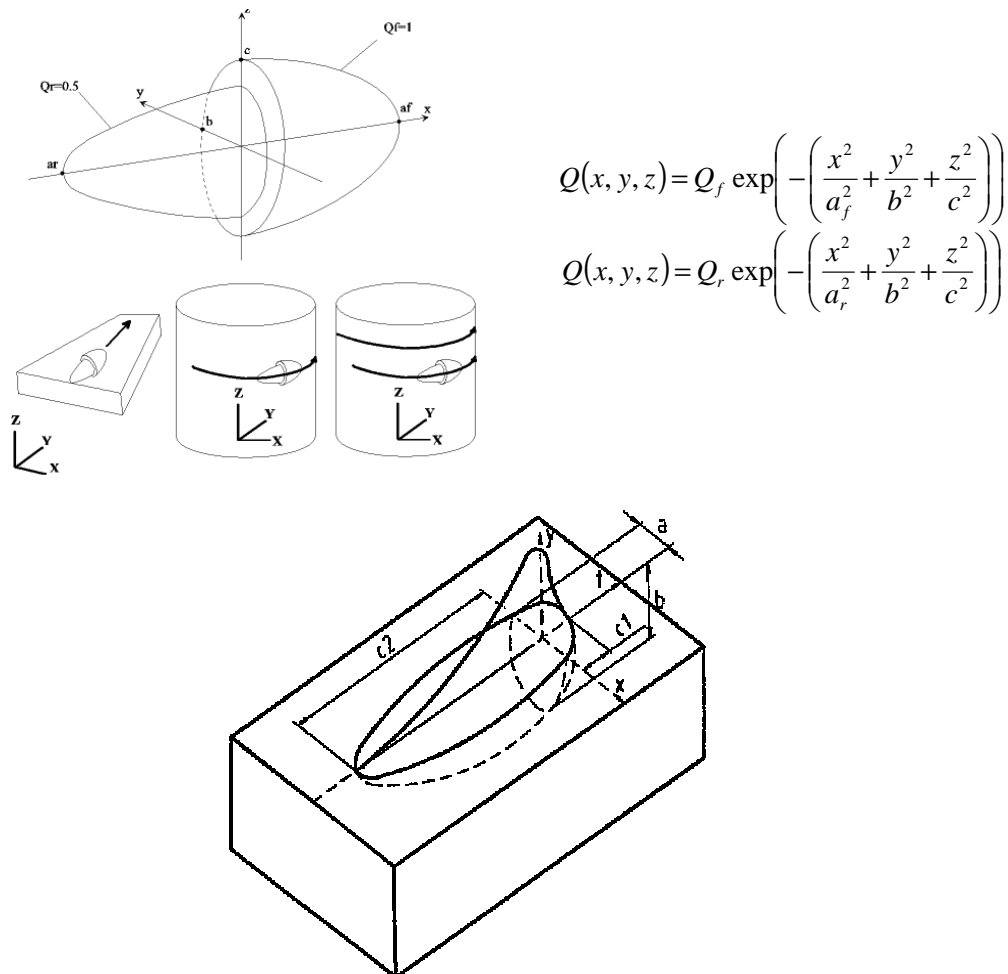


Fig.3.4. Modelo de fuente de calor doble elipsoide

La distribución de calor en este modelo se describe mediante cinco parámetros. Uno es la eficiencia del arco, η , y cuatro que son parámetros dimensionales, a , b , c_1 y c_2 . Debido a la equivalencia entre las dimensiones del modelo de fuente y la del baño de soldadura, los valores apropiados para a , b , c_1 y c_2 , se obtienen en función de la geometría de la zona fundida de la soldadura, medidos directamente en la pieza o a través de la macrografía, donde a es el semiancho de la zona fundida, b la penetración, y c_1, c_2 son el largo delantero y trasero del baño.

Es recomendable calibrar el modelo de doble elipsoide, que finalmente se empleará en las simulaciones, variando los parámetros η , a , b , c_1 y c_2 hasta ajustar las dimensiones de la

zona fundida y las curvas de ciclo térmico, calculadas por el modelo, respecto a las determinadas experimentalmente.

La concentración del calor también está definida por los parámetros de la fuente de calor:

- Una concentración mayor de energía implica una reducción de los parámetros a , b , c_1 y c_2 , y un incremento de Q_r y Q_f , manteniendo constante la proporción de transferencia de calor total.
- Cuanto mayor sea la concentración de calor, mayor es el pico y el gradiente de temperatura en la zona fundida.
- La evolución de la temperatura en la ZAT depende fuertemente de los gradientes térmicos en la zona fundida.
- La evolución del campo de temperatura tiene una influencia decisiva en las tensiones residuales y deformaciones.

- Una fuente de calor cónica permite la modelización de procesos de soldadura de gran energía: láser, haz de electrones...

$$Q(x, y, z) = Q_0 \exp\left(-\frac{x^2 + y^2}{r_0^2(z)}\right)$$

$$r_0(z) = r_e + \frac{r_i - r_e}{z_i - z_e} (z - z_e)$$

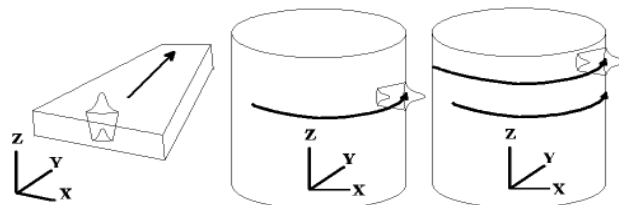
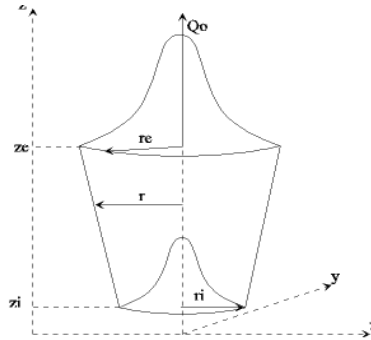


Fig.3.5. Modelo de fuente de calor cónico

Los parámetros de la fuente de calor se ajustan de manera que el resultado sea aproximadamente la forma de la zona fundida.

3.7.2. Trayectoria de la Soldadura

La ruta y posición de la fuente de calor en la estructura se define mediante la línea de soldadura. Ésta consiste en una trayectoria creada a partir de elementos 1D, unidos a la malla, y contiene información sobre la descripción de una trayectoria de soldadura:

- Curva de trayectoria: grupo de elementos 1D, unidos a la malla, a lo largo de un camino definido de soldadura
- Velocidad de la fuente de calor
- Tiempo inicial. Cuando el cálculo alcanza al tiempo de inicio, la fuente de calor se activa. Cuando ésta describe todo el recorrido, se desactiva.
- Curva de referencia: proporciona información para calcular el marco local al centro de la fuente de calor.
- Este medio se usa para mover una fuente de calor a lo largo de una trayectoria.
- La fuente se programa en un marco de referencia (OXYZ). Durante el proceso, la fuente es recalculada en ángulos rectos a la línea de soldadura modelizada mediante una sucesión de elementos 1D (eje Y).
- Esta trayectoria puede ser completada mediante una línea de referencia paralela (dirección X) para definir el marco local:
 - La dirección X une las dos líneas
 - La dirección Y es tangente a la trayectoria
 - Z en normal al plano XY

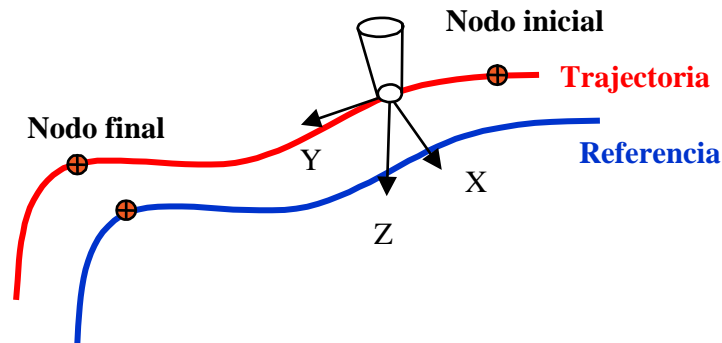


Fig.3.6. Líneas de trayectoria y referencia de soldadura

Internamente, SYSWELD calcula:

- La posición de la fuente de calor sobre la trayectoria en el tiempo dado t , dependiente del tiempo inicial y de la velocidad ($C(t)$).
- El marco local de la fuente (u_x, u_y, u_z)
- La posición del punto de corriente P expresado en el marco local (x_p, y_p, z_p)

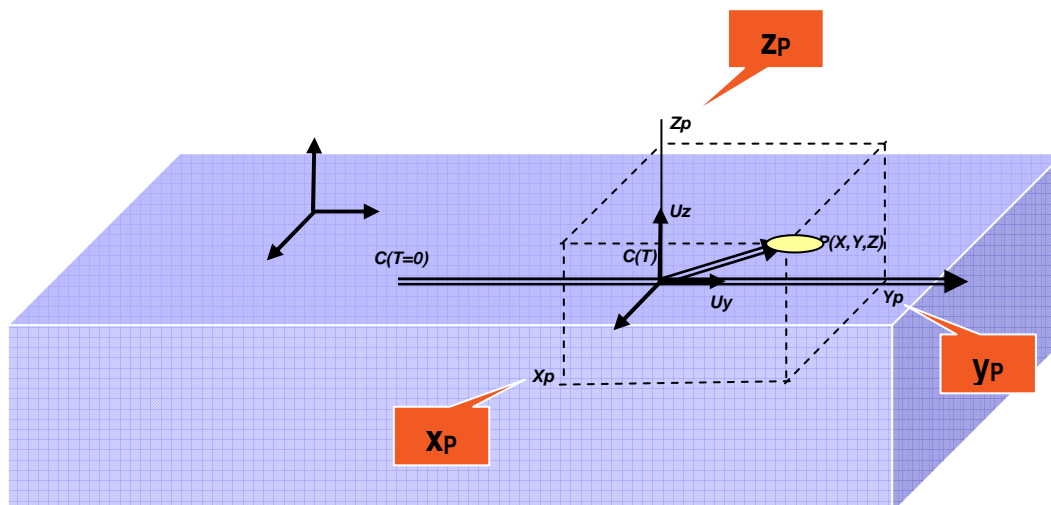


Fig.3.7. esquema de la posición de un punto P en la trayectoria de soldadura

Para definir los parámetros de la descripción matemática de la fuente de calor como de la simulación del proceso de soldadura, es necesario que los resultados obtenidos se acerquen a los datos experimentales:

- Mismo tamaño de la zona fundida MZ
- Mismo tamaño de la zona afectada térmicamente HAZ
- Mismos ciclos térmicos (si se posee dicha información)
- Misma dureza (si se posee dicha información)

3.7.3. Sensibilidad de la Malla para el Input Térmico

La formulación de la fuente de calor es continua, por lo que como consecuencia, la proporción de transferencia de calor absorbida depende de la densidad de malla y converge al valor real dependiendo de dicha densidad. Si la densidad de malla donde se aplica la fuente de calor es demasiado gruesa, la proporción de transferencia de calor absorbida se reduce para la misma fuente de calor analíticamente descrita.

Es necesario asegurar que en la zona fundida existan al menos 6x4x4 elementos – 6 en longitud, 4 en anchura y profundidad.

En el caso de que la densidad de malla sea demasiado gruesa, existe el riesgo de obtener resultados erróneos.

3.8. Activación y Desactivación de Elementos

La modelización de procesos de soldadura con material de aporte (TIG, MIG, SAW...) necesita la activación de elementos finitos durante la simulación.

Por el contrario, los procesos de corte, perforado o mecanizado necesitan desactivar algunos elementos.

Sysweld permite la activación/desactivación de elementos finitos durante la simulación térmica, metalúrgica y mecánica. Los elementos finitos que pueden ser activados o desactivados se definen mediante una función de coordenadas espaciales y de tiempo.

3.9. Cambios en la Microestructura

Aparte del fenómeno de conducción térmica no lineal, durante la soldadura aparecen frecuentemente cambios microestructurales. Éstos influyen decisivamente en la formación de tensiones y deformaciones.

Los cambios microestructurales están acompañados por cambios de volumen y, generalmente, pueden desarrollarse microestructuras con propiedades mecánicas completamente diferentes. En el caso de la soldadura de un acero endurecido y revenido, por ejemplo, aparece austenita en la zona afectada térmicamente y en la zona de fusión durante el calentamiento, la cual se transforma en martensita, bainita, o ferrita y perlita, según la velocidad de enfriamiento.

La martensita tiene una microestructura muy dura con un alto punto de fluencia y baja tenacidad al impacto, similar a la cerámica. La ferrita y la perlita tienen una microestructura más blanda con un bajo punto de fluencia y alta tenacidad al impacto.

Como consecuencia, los cambios en la microestructura deben tenerse en cuenta cuando se evalúan los diseños soldados. Con Sysweld, todas las transformaciones microestructurales que sean relevantes en las industrias de automoción y marítimas pueden simularse, y así, Sysweld permite una evaluación óptima del diseño soldado.

3.9.1. Acero

Para la simulación de un proceso de soldeo de un acero endurecido, los cambios microestructurales incluyen calentamiento y enfriamiento. Si la temperatura excede de un cierto valor durante el calentamiento, entonces la microestructura comienza a transformarse en austenita. Los cambios en la red cristalina de una estructura cúbica centrada en el cuerpo (bcc) a una cúbica centrada en las caras (fcc), hacen que el volumen específico sea menor y que el carbono procedente de los carburos se disuelva en la estructura austenítica. La temperatura inicial y el grado de austenización dependen de la velocidad de calentamiento, de la máxima temperatura alcanzada y del tiempo de permanencia a la temperatura de austenización. Durante el proceso de enfriamiento, la austenita empieza a transformarse en una estructura cúbica centrada en el cuerpo (bcc) una vez que la estructura se enfría por debajo de la temperatura de austenización. Para altas velocidades de transformación, el carbono disuelto queda atrapado en la matriz metálica, y la red cúbica centrada en el cuerpo se somete a una tensión interna máxima. El material desarrollado se conoce como martensita (muy dura).

En el caso de una velocidad de enfriamiento más baja, el carbono puede difundirse más o menos, según se produzca la formación de carburos. En etapas intermedias, pueden desarrollarse bainita (dura) o ferrita (menos dura) a través de la difusión.

Durante la soldadura, y dependiendo del contenido de carbono y de los elementos aleantes añadidos, se forman diferentes microestructuras basadas en los diferentes estados de austenización y las velocidades de enfriamiento. Todos estos fenómenos tienen que tenerse en cuenta para la simulación de los procesos de soldeo y así están consecuentemente incluidos en Sysweld.

El grado de austenización tiene gran influencia en la zona afectada térmicamente. Dentro del rango de la zona fundida, el historial de la microestructura no se considera para el cálculo de las transformaciones de fase durante el enfriamiento. En este caso, la estructura se asume perfectamente austenítica.

Sysweld proporciona varios modelos para describir la cinética de la transición de fase para el calentamiento y el enfriamiento. Los diferentes parámetros del modelo se derivan por medio de ajustes en la isoterma existente o en los gráficos de enfriamiento continuo transformación-tiempo-temperatura (diagramas TTT o CCT). Con este método, es posible incluir en la simulación la influencia del tamaño de grano austenítico en las transiciones de fase durante el enfriamiento.

El cálculo de las transformaciones de la microestructura es directamente acoplado con el análisis térmico. Por un lado, las propiedades termo-físicas son dependientes de las fases, por otro lado, cada transición de fase se acopla al fenómeno térmico latente, por ejemplo la energía térmica se libera o se queda atrapada en el caso de una transición de fase. La ecuación de conducción térmica tiene estos fenómenos en cuenta por medio de la entalpía.

El tamaño de los granos de austenita formada se puede calcular. Los parámetros térmicos y de transformación de fase pueden depender del tamaño de grano austenítico.

Aparte de las funciones básicas de la microestructura, Sysweld también hace que sea posible influir sobre el modelo de la cinética de transformación en las bases de variables auxiliares. Una variable auxiliar en este contexto se define como la concentración de elementos químicos o la influencia de las tensiones en las formaciones de fase.

3.10. Modelos Matemáticos para la Transformación de Fases

La evolución metalúrgica de un material, que es la evolución de las proporciones de fase, se determina usando los siguientes modelos matemáticos:

- **Modelo 1.** Leblond (derivado del diagrama de transformación de enfriamiento continuo CTT). Se usa para los procesos que conlleven altas velocidades de enfriamiento, como es el caso de la soldadura. Únicamente requiere el diagrama CCT para la calibración

$$\frac{dP}{dt} = \frac{\bar{P} - P}{TR} \quad (1)$$

- **Modelo 2.** Johnson-Mehl-Avrami (proporciona la proporción de fase P de acuerdo al tiempo para una temperatura dada y se deriva del diagrama de transformación isotérmica IT). Se emplea para tratamientos térmicos con bajas velocidades de enfriamiento y requiere un diagrama IT así como del diagrama CCT. Está recomendado para resultados de mayor calidad.

$$P = \bar{P} \cdot (1 - \exp(-(t/TR)^n)) \quad (2)$$

Si la temperatura no es constante, se usa la forma derivativa:

$$\frac{dP}{dt} = n \cdot \left(\frac{\bar{P}(\theta) - P}{TR} \right) \cdot \left(\text{Ln} \left(\frac{\bar{P}(\theta)}{\bar{P}(\theta) - P} \right) \right)^{(n-1)/n} \quad (3)$$

Ecuación igual a la ecuación (1) con n=1.

Las dos ecuaciones diferenciales caracterizan una transformación metalúrgica, con:

P = proporción de fase a la que se refiere,

\bar{P} = proporción de fase en equilibrio,

TR = “tiempo de retardo”.

- **Modelo 3.** Tipo cinético de Koistinen-Marburger para transformaciones martensíticas. Se usa para la calibración de la transformación martensítica. No es un proceso de difusión controlada y no está bien representada ni por los modelos de Leblond ni de JMA. La transformación metalúrgica que sigue este modelo se define mediante la siguiente ecuación:

$$P\theta = 1 - \exp(-KM(MS - \theta)) \quad \text{para } MS > \theta \quad (=0 \text{ si difiere de esto})$$

Donde:

P(θ) = proporción de martensita,

MS = temperatura de inicio de la transformación martensítica,

KM = coeficiente,

θ = temperatura.

En la ecuación 2 (modelo 2), el parámetro TR es función únicamente de la temperatura. En Sysweld se le denomina “TAU”.

En las ecuaciones 1 y 3 (modelo 1 y la derivada del modelo 2), existe también un parámetro TR. Éste depende de la temperatura y de la velocidad de enfriamiento. Está incluido en Sysweld mediante el uso de dos parámetros: TAU como función de temperatura, y F como función de la velocidad de enfriamiento.

Para la calibración del proceso se siguen los siguientes pasos:

1. Determinar los parámetros n y TAU como función de la temperatura según un diagrama isotérmico (IT), basado en la ecuación (2).

Para velocidades altas de enfriamiento, n y TAU pueden asumirse igual a 1 (como en el modelo de Lebland).

$$TAU = e^{\left(\frac{(a-b)\ln ts + b \ln te}{a}\right)} \quad \left. \begin{array}{l} v1 = \ln \left(\ln \left(\frac{Peq}{Peq - P_{start}} \right) \right) \\ v2 = \ln \left(\ln \left(\frac{Peq}{Peq - P_{end}} \right) \right) \end{array} \right\} \begin{array}{l} a = |v1| + |v2| \\ b = |v1| \end{array}$$

$$n = \frac{a}{\ln te - \ln ts}$$

P_{start} y P_{end} deben considerar la exactitud de detección de fase ε (típicamente 1%)

$$P_{start} = \varepsilon$$

$$P_{end} = 1 - \varepsilon$$

2. Determinar los parámetros F y FP según el diagrama CCT.
3. Determinar los parámetros de transformación martensítica MS (temperatura de inicio de la martensita) y b (factor de Koistinen-Marburger).

$$P = 1 - e^{(-b \cdot (MS - T))}$$

3.11. Modelos Matemáticos de Plasticidad

En la plasticidad (teoría), la existencia de un potencial plástico lidera la formulación de la hipótesis de normalidad. Cuando el potencial plástico es igual al criterio de plasticidad F , se refiere a un modelo asociado de plasticidad como el siguiente:

$$\Delta \varepsilon_{ij}^p = \Delta \lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \quad \text{Ley estándar elasto-plástica}$$

Donde:

$\Delta \lambda$ = parámetro que representa la magnitud de la deformación plástica,

F = criterio de plasticidad.

El criterio de plasticidad define la frontera del dominio elástico. Las deformaciones plásticas suceden de manera que el estado de tensiones verifique la ecuación:

$$F(\sigma_{ij}) = 0$$

El criterio de Von Mises es particularmente útil para el análisis del comportamiento de los metales:

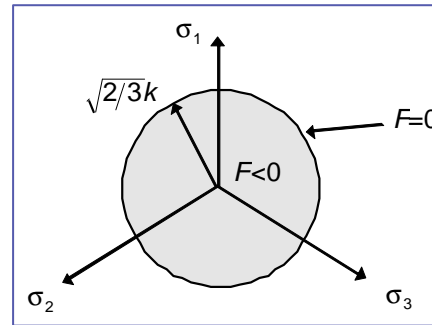
$$F(\sigma_{ij}) = \sigma_{eq} - k \quad \sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}$$

Donde:

s_{ij} = componentes desviadores de tensión,
 s_1, s_2, s_3 = tensiones principales.

$$s_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_m \delta_{ij}$$

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33})$$



En la práctica, el dominio elástico evoluciona en presencia de una deformación plástica. El fenómeno se refiere al endurecimiento por deformación del material. El criterio de plasticidad depende entonces de otras variables, internas del material.

En Sysweld se disponen de cuatro tipos de endurecimiento por deformación:

- Plástico ideal (no endurece por deformación)
- Endurecimiento isotrópico
- Endurecimiento cinemático
- Endurecimiento mixto isotrópico/cinemático

El endurecimiento **isotrópico** corresponde a una expansión del dominio elástico en el espacio de tensión, un crecimiento escalado de la superficie de fluencia. La expansión está gobernada por una variable escalar interna, ϵ_{eq}^p , que es la deformación plástica acumulativa equivalente.

El endurecimiento por deformación **cinemático** corresponde al desplazamiento del dominio elástico en el espacio de tensión. Está representado por el tensor componente interno χ_{ij} .

El endurecimiento mixto isotrópico/cinemático corresponde a una “expansión” y una “traslación” del dominio elástico.

La transformación plástica se puede atribuir a dos fenómenos físicos:

- La relación Greenwood-Johnson: las diferencias de volumen entre las fases generan tensiones internas microscópicas, que son suficientes para inducir deformación plástica en la fase más suave. La aplicación de una tensión macroscópica orienta la plasticidad en el sentido de la carga.
- Relación Magee (transformación martensítica): en presencia de una tensión externa, se forman plaquetas de martensita en una dirección preferente.

3.12. Modelo Estructural

Las tensiones térmicas son causadas durante la soldadura debido a la expansión y contracción térmica. La fusión y la solidificación, así como la adición de material, tienen que tenerse en cuenta. Las transformaciones estructurales causan tensiones de transformación adicionales, las cuales en el caso de las tensiones térmicas interfieren con las otras en intervalos opcionales de tiempo. Una combinación de ambos fenómenos se traduce en un estado de tensión y distorsión del componente. La interferencia de ambos

fenómenos (por ejemplo deformaciones de contracción en el caso de enfriamiento más deformaciones por transformación) dan lugar a un complicado, multi-axial estado de tensión en una unión de soldadura endurecida. Con Sysweld, es posible calcular las tensiones térmicas y por transformación según el proceso.

3.12.1. Acero

Aparte del clásico fenómeno térmico, el análisis mecánico de los aceros está influenciado básicamente por dos fenómenos microestructurales:

- Cambios de volumen, que acompañan a las transformaciones microestructurales de aceros endurecibles
- Comportamiento específico del material dependiente de las fases existentes (estados generales del material)

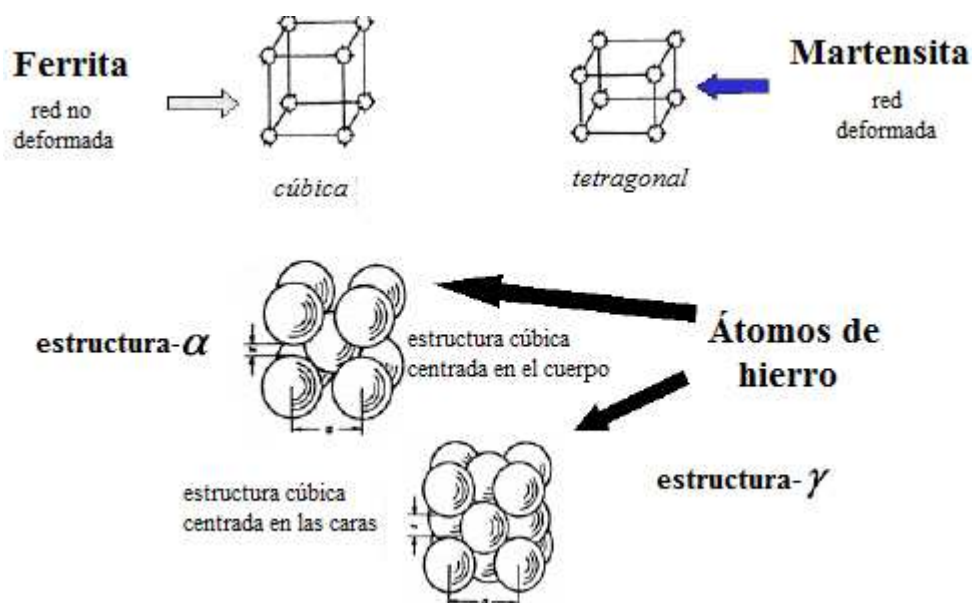


Fig.3.8. Estructuras cúbica centrada en el cuerpo (bcc) y cúbica centrada en las caras (fcc)

En el caso de la austenización (cuando el acero excede una cierta temperatura), el acero se transforma en una red cristalina fcc, y durante el enfriamiento vuelve a una estructura bcc con volumen específico diferente, el cual puede medirse con un dilatómetro. Los cambios de volumen, resultantes de la transformación de la red cristalina bcc, tienen una influencia decisiva en la distorsión del componente y en el desarrollo de las tensiones que causan, las cuales interfieren en las tensiones térmicas (dependientes del tiempo).

La expansión térmica de las respectivas fases:

$$\varepsilon^{th}(\theta) = \sum_{Fase} p_i \cdot \varepsilon_i^{th}(\theta)$$

Donde ε_i^{th} representa la expansión térmica de la fase i . ε_i^{th} no difiere únicamente debido a su incremento (los coeficientes de dilatación de las fases dependen de la temperatura) sino también con respecto a su origen. Ambas cantidades determinan los cambios de volumen dependientes de las transformaciones de fase.

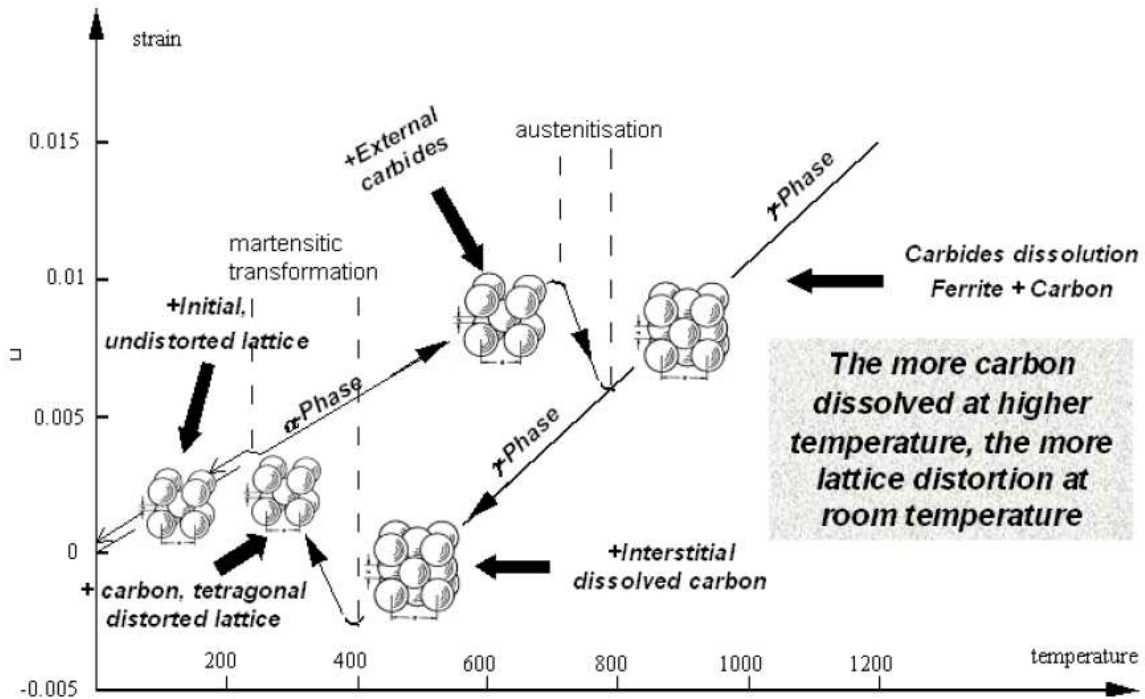


Fig.3.9. Curva dilatométrica; cambio de volumen típico de la transformación de un acero

Si por ejemplo se desarrolla una estructura martensítica en la unión de soldadura durante el soldeo de un acero endurecible, entonces la contracción térmica y la transformación microestructural interfieren la una con la otra, lo que influye potencialmente en las componentes de la distorsión y la tensión.

La ley de material para el cálculo del comportamiento mecánico, dependiente de la temperatura, toma en consideración la combinación de fases e incluye el fenómeno de plasticidad por deformación. El comportamiento del material durante la transformación de fases se asume elasto-plástico.

El fenómeno visco-plástico (dependiente de la temperatura) es especialmente importante para la simulación de los efectos térmicos en la relajación de tensiones. En la mayoría de los casos, es necesaria la modelización del endurecimiento, especialmente en el caso de procesos que impliquen una fase de calentamiento rápida (como la soldadura láser o por haz de electrones). El efecto de la recuperación parcial o completa del endurecimiento durante la fase de transición de gamma a alfa tiene que ser considerada, dependiendo de si la transformación es de difusión controlada (recuperación completa) o tiene lugar por medio de retención (conversión en martensita, recuperación parcial o no).

Dependiendo de la curva de enfriamiento, y de la combinación de proporción de fases, el estado de tensiones y de componentes de distorsión es completamente diferente. Aparte de eso, la microestructura formada es completamente diferente en carácter, dependiendo de la formación de fase. Todos estos fenómenos pueden calcularse y controlarse estructuralmente con Sysweld.

Para el propósito de un análisis avanzado de tensión residual y para la mejora de la resistencia a fatiga, el tamaño de grano austenítico se calcula en el cálculo termo-metalúrgico.

3.13. Welding Advisor

Welding Advisor es una interfaz gráfica que permite al usuario una metodología intuitiva y guiada para establecer las simulaciones. Una vez que un proyecto es definido y guardado, las partes, procesos y parámetros del material pueden ser modificados con unos pocos clicks.



Fig.3.10. Pasos a seguir en la simulación mediante la interfaz Welding Advisor

3.14. Procesador Automático

El procesador de Sysweld proporciona una solución automática para los problemas de soldadura, cubriendo todo lo relacionado con complejas matemáticas y física del material.

Dependiendo de la temperatura, las fases y la proporción de elementos químicos, se calculan resultados térmicos, microestructurales y mecánicos, incluyendo:

- Efectos de calor latente de la transformación de fase y en la fusión/solidificación
- Cambios en la microestructura
- Endurecimiento isotrópico, cinemático y mixto incluido en las transformaciones de fase
- Visco-plasticidad incluida en las transformaciones de fase
- Plasticidad por transformación
- Reglas de mezcla no lineal para el límite elástico de fase
- Endurecimiento dependiente de las fases
- Restauración del endurecimiento durante las transformaciones de fase de difusión controlada
- Destitución del historial mecánico en la fusión

- Activación automática del historial mecánico durante la solidificación
- Propiedades de material dependientes de la temperatura, fases y proporción de elementos químicos

Y todas las características dedicadas a la metodología de elementos finitos. El procesador es único y es el resultado de alrededor de 25 años de trabajo. Es importante destacar que el usuario no necesita estar familiarizado con las matemáticas involucradas en el procesador para desarrollar los cálculos de soldadura.

3.15. Post-procesador

Las capacidades del post-procesador proporcionan información instantánea del proceso para la evolución de

- Campo de temperatura
- Velocidades de calentamiento y enfriamiento
- Cambios en la microestructura (transformaciones de fase (acero), cambio en el estado del material (aleaciones de aluminio))
- Distorsión
- Tensiones
- Límite elástico (como resultado de los cambios en la microestructura)
- Deformaciones plásticas

3.16. Resumen

- Todos los efectos físicos relacionados con la soldadura y con los procesos de tratamiento térmico pueden ser simulados en Sysweld.
- Los cálculos pueden desarrollarse con modelos planos de elementos finitos, sólidos o mixtos, usando funciones de forma lineal o cuadrática.
- Las mallas pueden crearse desde un modelo CAD, usando las capacidades de Sysweld/Geomesh o cualquier otro generador de malla a la elección. La malla de elementos finitos necesaria para el análisis de soldadura será diferente a la usada para los análisis generales de tensiones.
- Los cálculos pueden realizarse para planos bidimensionales y secciones axisimétricas, y para estructuras tridimensionales de forma arbitraria.
- Los modelos térmicos y estructurales incluyen cambios en la microestructura
- Las formulaciones de leyes específicas del material tienen en cuenta la destitución del historial mecánico cuando ocurre la fusión, el manejo del material de soldadura que tiene que ser depositado (activación y desactivación de elementos), activación del historial mecánico durante la solidificación, el comportamiento termo-elasto-plástico del material y el endurecimiento incluyendo las transformaciones de fase, el comportamiento visco-plástico del material incluyendo las transformaciones de fase, la plasticidad por deformación, las propiedades individuales de las fases (acero) o el estado del material (aleaciones de aluminio), reglas de mezcla no lineales de las propiedades de las fases y la restauración del endurecimiento durante la transformación de fase y la influencia del tamaño de grano de los granos de austenita formada.
- Velocidades extremadamente altas de calentamiento y enfriamiento – que causan gradientes extremadamente altos de las propiedades térmicas, microestructurales y

mecánicas – pueden ocurrir en un proceso de soldadura. Estos gradientes tienen que ser controlados numéricamente por el programa con un consumo razonable de tiempo.

- Sysweld es extremadamente rápido y convergente.

4. Simulación del Proceso de Soldadura de un Caso Documentado

4.1. Introducción

El siguiente caso se ha consultado en el siguiente artículo de la revista “Journal of Constructional Steel Research: *Numerical calculation of residual stress development of multi-pass gas metal arc welding*”. En él se analiza una unión a tope multipasada (6 pasadas) mediante el proceso de soldeo por arco eléctrico bajo gas de protección inerte (MIG). Los componentes a unir tienen un espesor de 20 mm y son de acero estructural S355J2.

El estudio realizado incluye cálculos transitorios en 2D, los cuales consideran las propiedades del material dependientes de la temperatura, las transformaciones de fase, el revenido térmico, plasticidad, cambio de volumen debido a la transformación de fase, modelo de material elasto-plástico, y endurecimiento isotrópico por deformación.

Las tensiones residuales calculadas están en concordancia con las obtenidas experimentalmente. Además, éstas se comparan con la norma BS 7910 (Anexo Q: Distribuciones de tensiones residuales en uniones soldadas).

4.2. Procedimiento Experimental

El procedimiento experimental con el que se va a comparar la simulación, consiste en la soldadura a tope de dos placas de tamaño 500 x 200 x 20 mm compuestas de acero estructural S355J2+N. Las planchas han sido mecanizadas para obtener un chaflán de 35° y un talón de raíz de 2,5 mm.

La composición química de dicho material, así como las propiedades mecánicas, se muestran en la [Tabla 4.1](#) y [Tabla 4.2](#).

Elemento (%)	C	Mn	Si	Al	Cu	P	S
	0.14	1.59	0.33	0.035	0.17	0.009	0.020

[Tabla 4.1](#). Composición química determinada experimentalmente para el material de ensayo.

	YS (MPa)	UTS (MPa)
Metal base	419	569
Metal de soldadura	562	628

[Tabla 4.2](#). Propiedades mecánicas del metal base y del metal de soldadura.

Los parámetros de soldadura que se emplearon para llevar a cabo el procedimiento de soldadura se muestran en la siguiente tabla. Adicionalmente, la Fig.4.1. proporciona un esquema de la posición de cada pasada de soldadura.

Nº Pasada		1	2	3	4	5	6
Intensidad	A	238	335	343	355	336	314
Voltaje	V	29.4	31.8	31.7	31.3	31.8	32
Velocidad de soldeo	m/min	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4

Tabla 4.3. Parámetros de soldeo para soldadura por arco; chaflán en V a 35°.

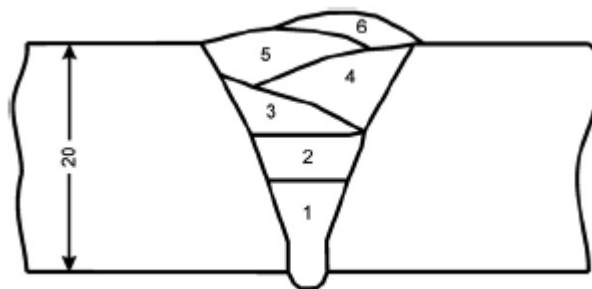


Fig.4.1. Esquema de la posición de las distintas pasadas en la sección transversal.

Durante el soldeo, el campo térmico fue monitorizado mediante termopares situados en el fondo y en la parte superior de la plancha, cuyas posiciones se muestran en la Fig.4.2. Posteriormente a la soldadura, se midieron las tensiones residuales mediante el método de difracción con rayos-X.

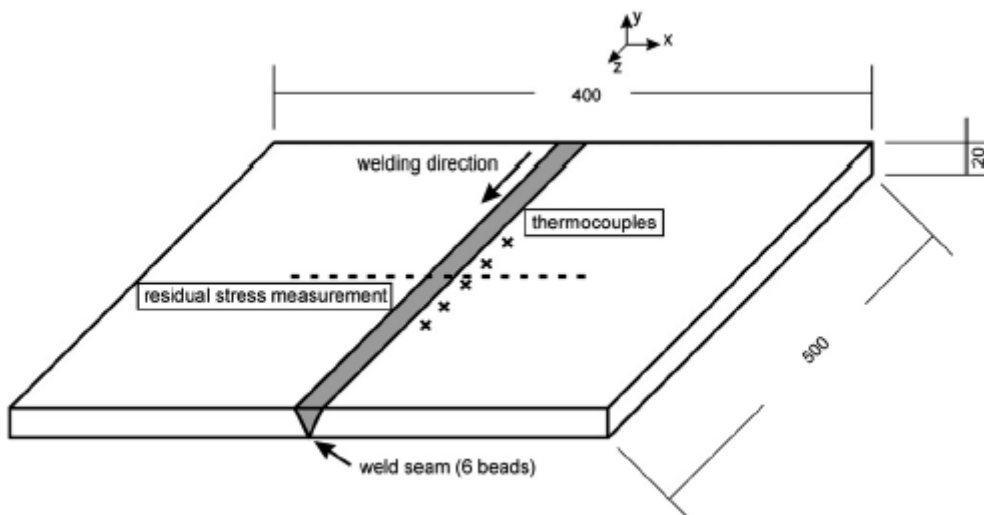


Fig.4.2. Esquema de las posiciones de los termopares.

4.3. Procedimiento Numérico

El presente análisis se ha realizado con un modelo en 2D del ensayo de soldadura, lo cual reduce el tiempo de cálculo en el sistema computacional.

La malla del modelo se muestra en la Fig.4.3. Dicha malla representa la sección transversal de la unión, con la trayectoria de la soldadura a lo largo del eje z.

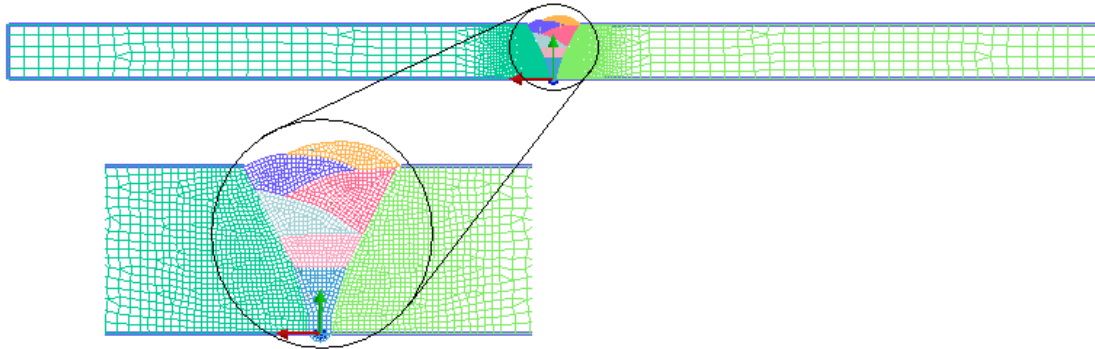


Fig.4.3. Sección transversal de la unión.

La simulación del proceso se ha realizado con el software comercial de elementos finitos SYSWELD, como ya se ha mencionado anteriormente, donde se calculan los campos de temperatura y mecánicos haciendo las siguientes simplificaciones y suposiciones:

- Propiedades del material dependientes de la temperatura, homogéneas, e isotrópicas con consideración de las transformaciones de fase,
- Una temperatura solidus de 1440°C como validación de la geometría de la junta soldada,
- Se calibra el fenómeno del campo de temperatura usando la doble-elipsoide de Goldak y las fuentes de calor cónicas de Gauss con densidad de flujo de calor volumétrica independiente del tiempo y sin considerar la convección del baño fundido,
- Transferencia de calor unificada en todas las superficies de la malla con pérdidas radiactivas dependientes de la temperatura de acuerdo con Stefan-Boltzmann, con un coeficiente constante de emisión de $\epsilon = 0.8$, pérdidas constantes convectivas de 4 W/m^2 , y una temperatura ambiente de 20°C.
- Condición de sujeción idealizado usando restricciones elásticas de 10^3 N/mm para un apoyo libre de fuerzas,
- Comportamiento elasto-plástico del material independiente de la velocidad considerando endurecimiento isotrópico.

4.3.1. Análisis Térmico

Para el análisis térmico, se han usado los datos obtenidos experimentalmente para calibrar la fuente de calor de la simulación.

Se han considerado dos aspectos en el ajuste del campo de temperatura. Primero, la geometría de la sección transversal del baño fundido de la simulación se correlacionó con el tamaño y forma de la macrosección experimental de la unión soldada. Segundo, los

ciclos correspondientes de temperatura en la ZAT han sido correlacionados con las medidas experimentales, dando especial énfasis al pico de temperatura y al tiempo de enfriamiento.

En detalle, se ha usado una combinación de dos fuentes de calor, el doble-elipsoide de Goldak y la cónica de Gauss, pudiendo validar la geometría del baño fundido de todas las pasadas de la junta.

4.3.2. Análisis Metalúrgico

El software SYSWELD tiene la capacidad de integrar los efectos de las transformaciones de fase metalúrgicas en las simulaciones de soldadura.

Las transformaciones de fase que ocurren en la soldadura de aceros de baja aleación como el S355J2+N, se calculan mediante el uso de los modelos de Leblond et al. para la transformación de fase difusiva y de Koistinen y Marburger para la transformación martensítica. El diagrama de transformación de enfriamiento continuo (CCT) para el presente acero se muestra en la Fig.4.4.

La constitución inicial del metal base es 100% ferrita/perlita para el acero investigado. Dichos constituyentes se asume que poseen las mismas propiedades del material. La microestructura final en la simulación básicamente depende del campo de temperatura y del diagrama CCT aplicado. Con respecto a la soldadura multipasada, los cordones de soldadura depositados se recalientan a ciertas temperaturas y pueden ocurrir repetidas transformaciones de fase. Adicionalmente, el software SYSWELD incluye el revenido en su modelo metalúrgico para aceros estructurales de baja aleación. En detalle, la martensita y bainita presentes son revenidas a un rango de temperatura de 500°C a 727°C. Los resultados de este revenido son “martensita revenida”, que posee las propiedades de material de la bainita, y “bainita revenida”, que es asignada a la ferrita.

El cálculo termo-metalúrgico se completa simultáneamente con el análisis térmico y juntos forman los datos de entrada para el análisis mecánico.

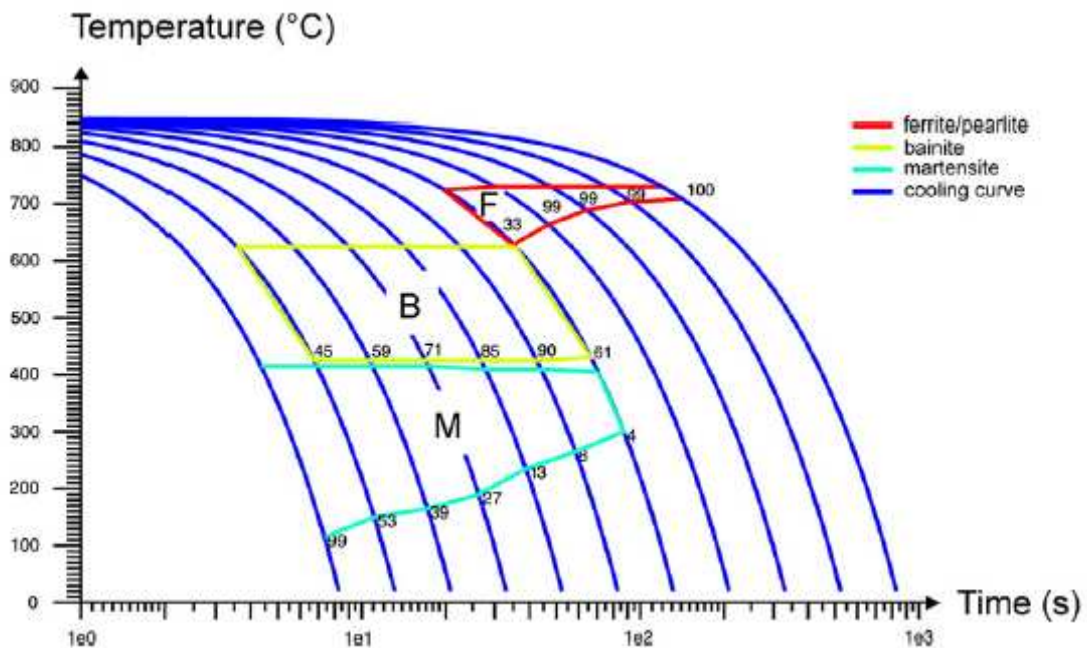


Fig.4.4. Diagrama CCT para el acero S355J2+N proporcionado en la base de datos de Sysweld.

4.3.3. Análisis mecánico

Las simplificaciones importantes referidas al análisis mecánico ya se han mencionado anteriormente (restricciones elásticas, modelo elasto-plástico, endurecimiento isotrópico).

Las propiedades relevantes del material también son proporcionadas por la base de datos de materiales de SYSWELD para el S355J2+N. Se muestran en la Fig.4.5.

La resistencia del material se define relacionándola con la fase, que es un requerimiento para asegurar la predicción de tensiones.

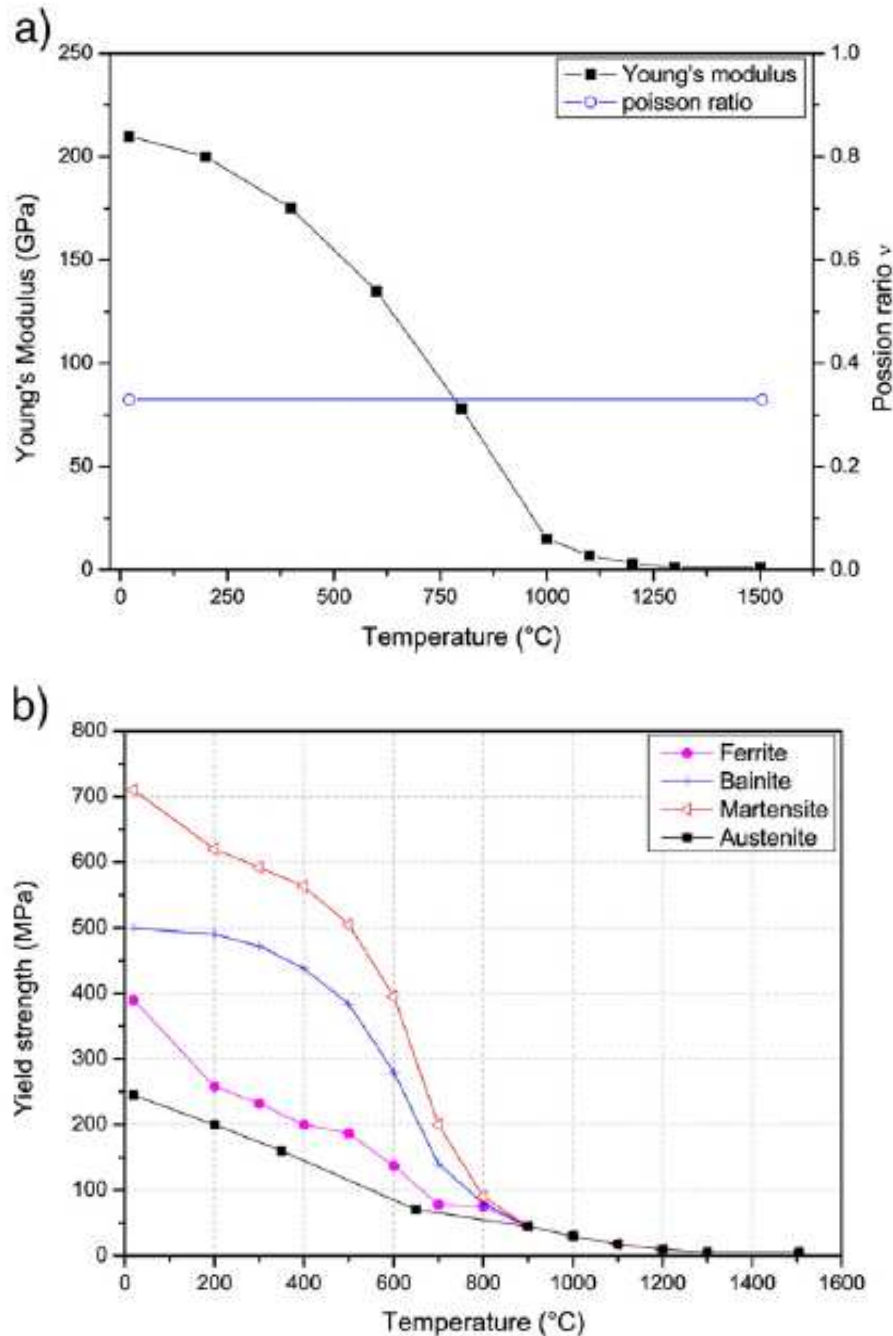


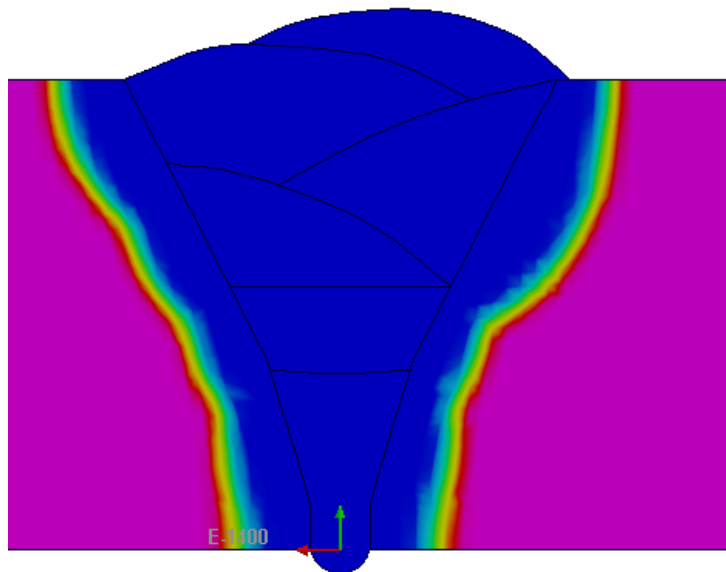
Fig.4.5. Propiedades del material usadas en el presente modelo numérico referente al acero S355J2+N existentes en la base de datos de Sysweld, (a) Módulo de Young y coeficiente de Poisson, (b) límite elástico específico de cada fase.

Con respecto al modelo en 2D, el cálculo de las tensiones residuales se basa en una simplificación de distorsión plana.

4.4. Comparación entre los Resultados del Modelo Numérico y los Experimentales

La Fig.4.6. muestra una buena concordancia entre la geometría del baño fundido obtenido mediante la simulación con respecto a la macrografía experimental. Las desviaciones que pueden aparecer al comparar ambas geometrías son aceptables en el caso de una soldadura multi-pasada, ya que la forma que se origina es bastante compleja y obliga a la combinación de las fuentes de calor de Goldak y Gauss para la validación.

a)



b)

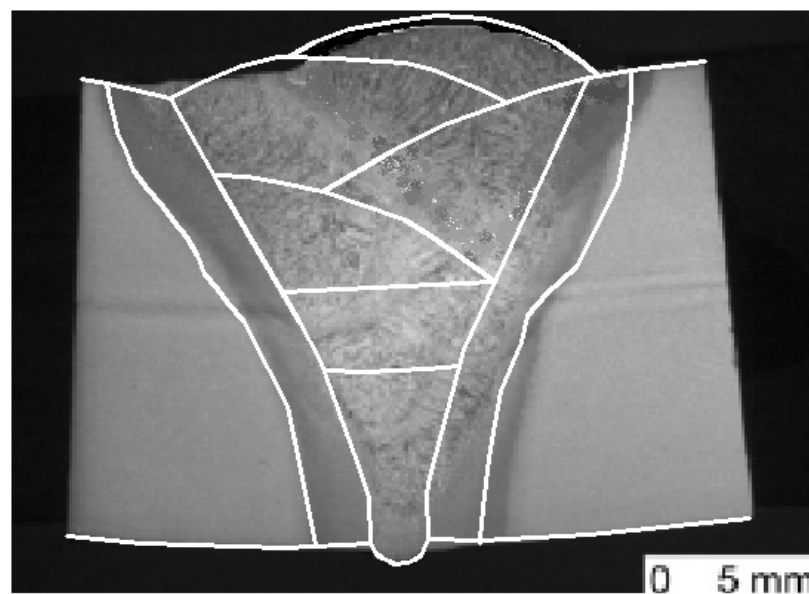


Fig.4.6. (a) Geometría zona fundida obtenida mediante simulación, (b) comparación con macrografía

En la Fig.4.7. se muestran el ciclo térmico medido por un termopar a una distancia de 5.8 mm desde el centro de la soldadura (curva color azul: resultado experimental) y el patrón obtenido mediante el modelo numérico (curva color rojo: resultado de la simulación) en el nodo correspondiente a la distancia del termopar.

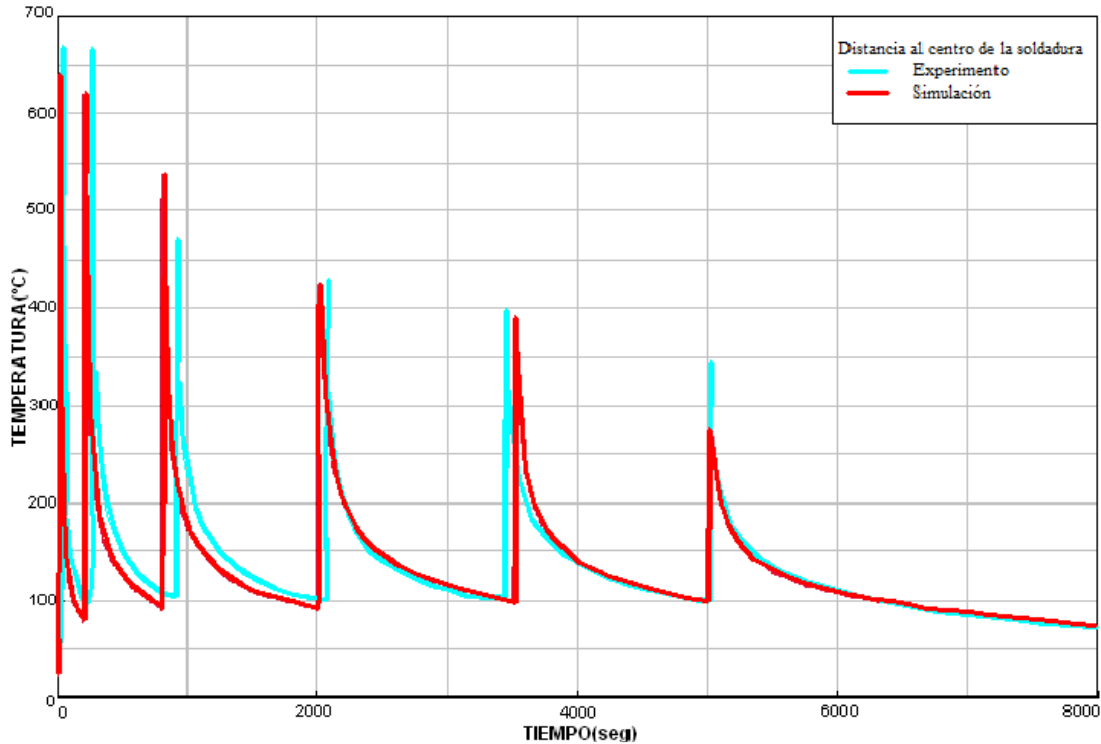


Fig.4.7. Validación del campo de temperatura. $T_i = 100^\circ\text{C}$.

El ciclo térmico muestra suficiente concordancia respecto a la temperatura máxima y al comportamiento de enfriamiento para las seis pasadas, coincidiendo picos de temperatura y tiempos con los del proceso experimental.

Los picos de temperatura más altos coinciden con aquellas pasadas que se han realizado más cerca del nodo que contiene el termopar. En este caso las dos primeras pasadas son las del talón de la soldadura.

También puede observarse que se mantiene la temperatura entre pasadas de 100°C .

Las pequeñas desviaciones de temperatura que aparecen se deben a la dificultad de modelizar la compleja forma del baño fundido.

La validación mostrada conduce a un campo de temperaturas que constituye la base para el subsiguiente análisis mecánico.

4.5. Resultados de las Tensiones Residuales

En la Fig.4.8. se observan las distribuciones de tensiones residuales longitudinales y transversales determinadas mediante la simulación después de que se haya completado el proceso de enfriamiento completamente.

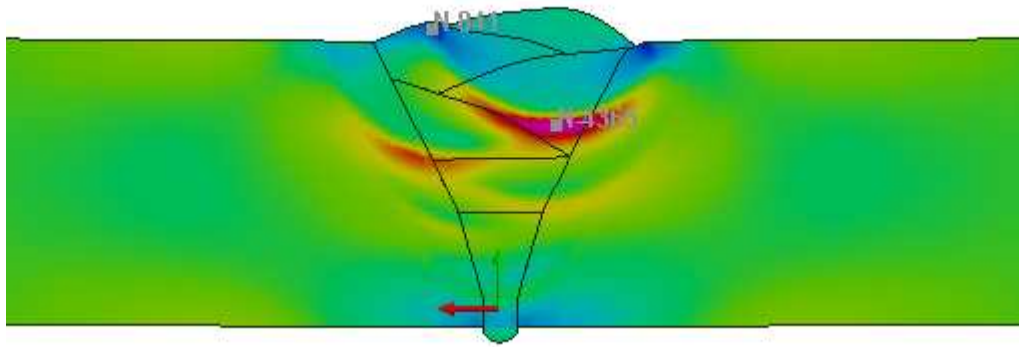


Fig.4.8.a) Distribución de tensiones residuales transversales mediante simulación

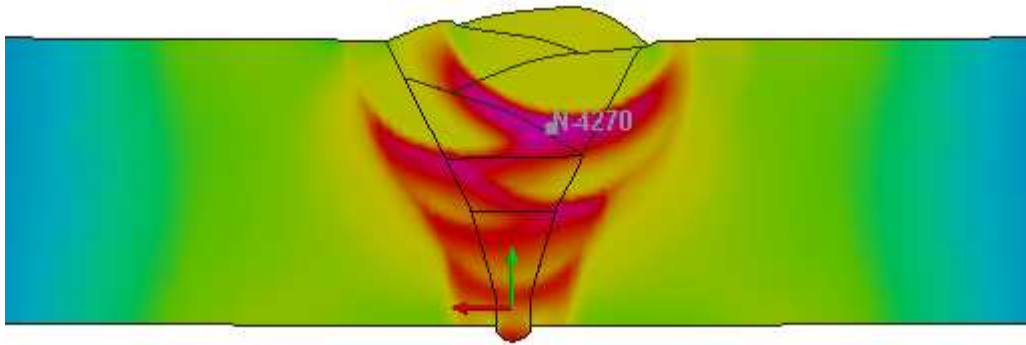
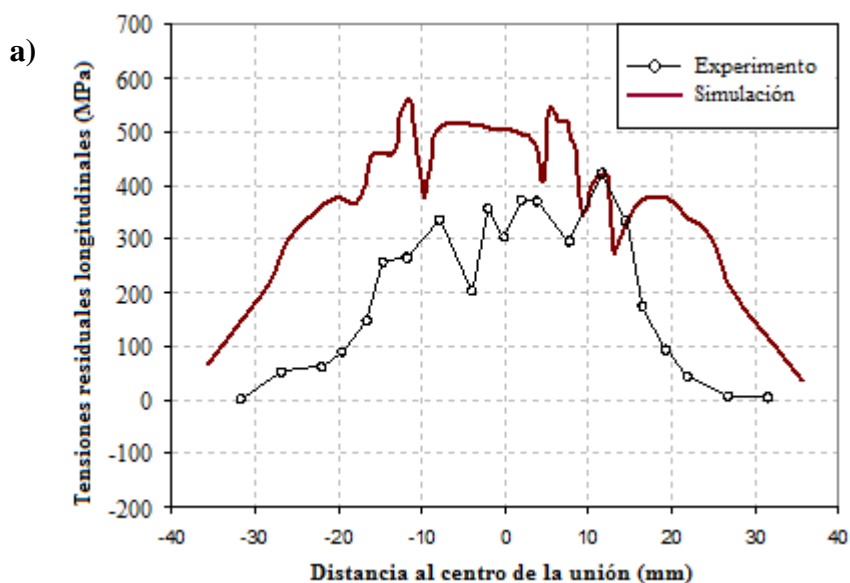


Fig.4.8.b) Distribución de tensiones residuales longitudinales mediante simulación

En general, las tensiones residuales longitudinales presentan tensiones de tracción en la soldadura y en la ZAT con el máximo en el centro de la plancha a la mitad del espesor.

La distribución de tensiones residuales transversales representa las máximas tensiones de tracción bajo el último cordón soldado.

La Fig.4.9. representa las tensiones residuales longitudinales y transversales medidas experimental y numéricamente en la superficie de la pieza.



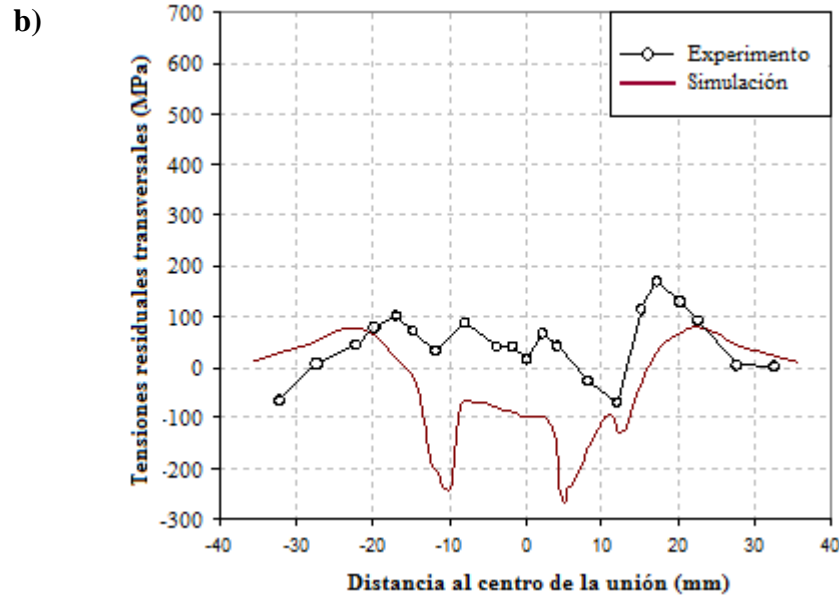


Fig.4.9. Tensiones residuales experimentales basadas en medidas obtenidas por difracción de rayos-X y simuladas con Sysweld tras enfriamiento en la parte superior de la plancha: a) tensión residual longitudinal, b) tensión residual transversal

Las tensiones residuales transversales muestran una buena concordancia entre la simulación y el experimento.

Las tensiones residuales longitudinales están sobreestimadas en la simulación pero representan concordancia cualitativa. La razón de esta sobreestimación radica en las propiedades del material, como por ejemplo en el límite elástico de las fases individuales.

La composición química del S355J2+N está limitada generalmente por valores máximos (Tabla 4.1), lo que permite un amplio rango de tolerancia en la composición. Este rango de composición afecta a la extensión del límite elástico de las fases individuales.

Finalmente, el límite elástico de la ferrita puede variar sobre 10 MPa dependiendo de la literatura empleada. En el caso de la bainita y la martensita, se encuentran diferencias de hasta 300 MPa. Debido al hecho de que las tensiones residuales son evaluadas en la superficie, las fracciones de fase en la parte superior son relevantes para la discusión.

La presente microestructura de la última pasada es principalmente bainítica con una proporción martensítica de sobre el 10%. La quinta pasada está térmicamente influenciada por la última pasada, de este modo, pueden darse fracciones ferríticas por encima del 70-80% en la zona superficial de la quinta pasada. Consecuentemente, la base de datos del límite elástico parece ser la principal contribución a la sobreestimación del cálculo numérico.

Aunque en el artículo empleado como base de estudio no se menciona ningún mecanizado en la pieza, es probable que éste haya sido realizado en la superficie de la zona soldada, ya que es una práctica común. Parte de la diferencia entre los valores de tensiones residuales también puede residir en que la medida experimental de dichas tensiones haya sido tomada después del mecanizado.

Las medidas experimentales de tensiones residuales se realizaron únicamente en la superficie de la pieza. Sin embargo, a continuación se muestran los resultados de tensiones residuales a distintas profundidades respecto del espesor del componente.

- Tensiones residuales medidas a $\frac{1}{4}$ del espesor de la pieza respecto a la cara superior (a 5 mm de profundidad):

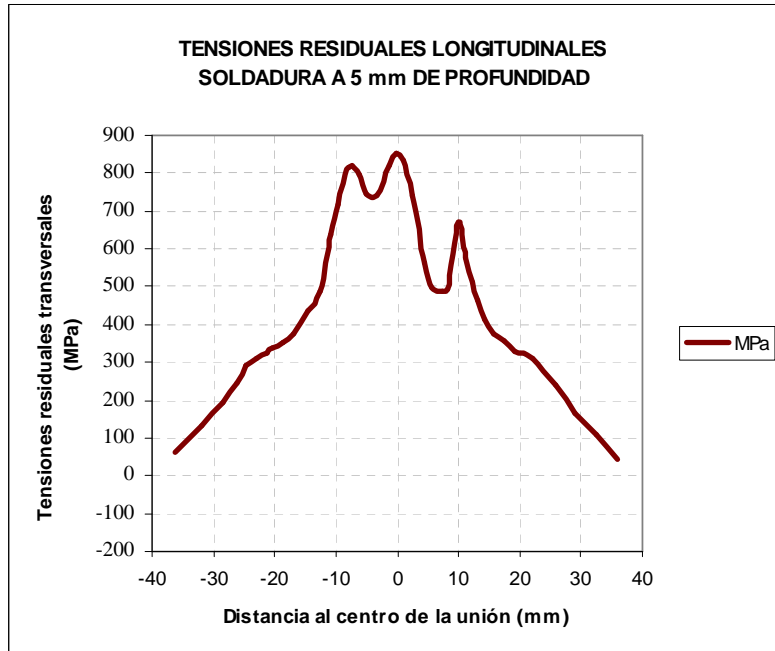


Fig.4.10. Tensiones residuales longitudinales medidas a $\frac{1}{4}$ del espesor (a 5 mm de profundidad)

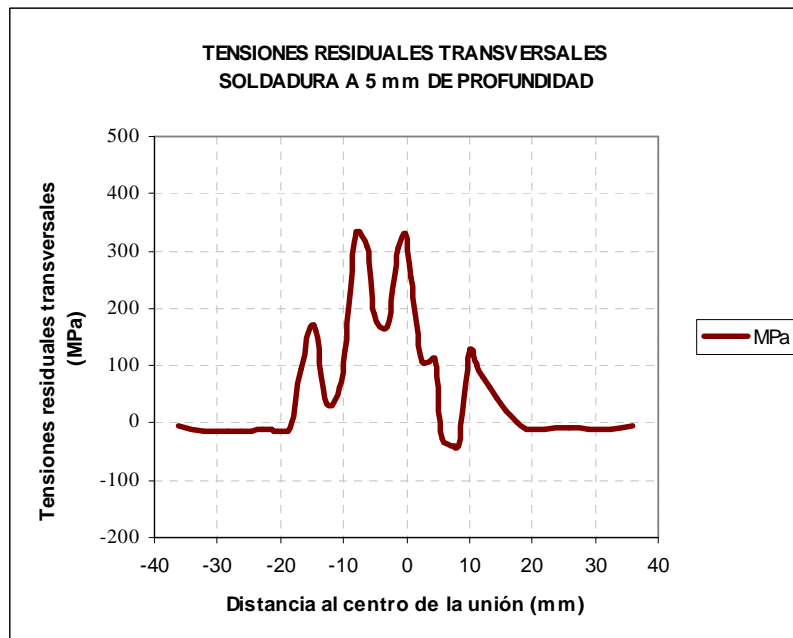


Fig.4.11. Tensiones residuales transversales medidas a $\frac{1}{4}$ del espesor (a 5 mm de profundidad)

- Tensiones residuales medidas a 1/2 del espesor de la pieza respecto a la cara superior (a 10 mm de profundidad):

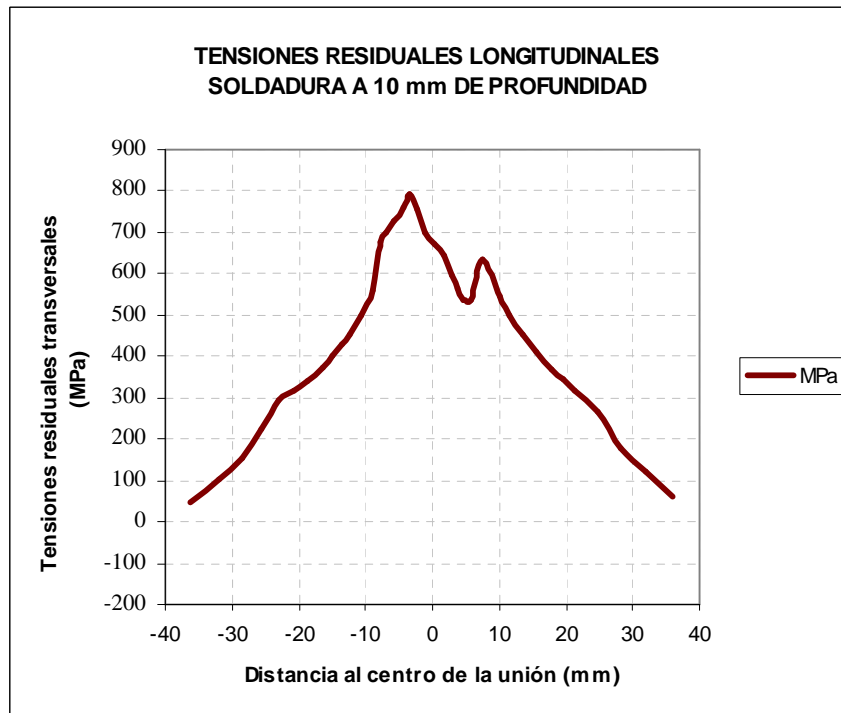


Fig.4.12. Tensiones residuales longitudinales medidas a 1/2 del espesor (a 10 mm de profundidad)

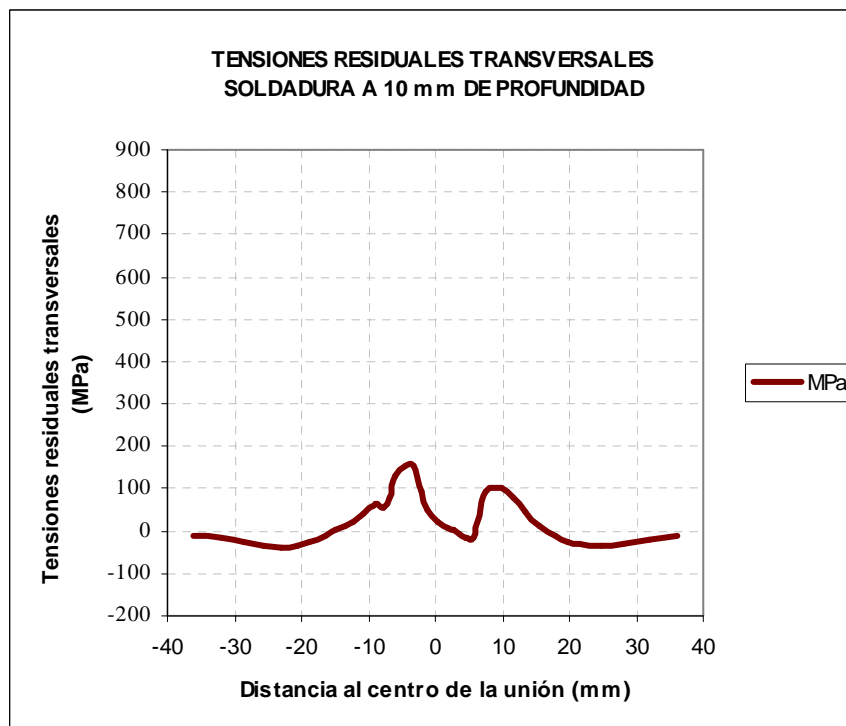


Fig.4.13. Tensiones residuales transversales medidas a 1/2 del espesor (a 10 mm de profundidad)

Las tensiones residuales longitudinales se mantienen en el mismo orden según profundizamos en la pieza hasta la mitad del espesor. Dichas tensiones sufren un pequeño aumento en tracción focalizándose en el plano medio de la soldadura.

En cuanto a las tensiones residuales transversales, observamos un cambio de compresión a tracción en la sección $\frac{1}{4}$ del espesor respecto a las tensiones medidas en la superficie.

En la mitad del espesor, dichas tensiones disminuyen obteniendo valores ínfimos.

4.6. Comparación con la Norma BS 7910

A continuación se representan las distribuciones de tensiones residuales medidas en el plano medio de soldadura en base a la norma BS 7910, que dicta lo siguiente:

Para unión a tope de planchas, según el apartado “*Q.2 Plate butt welds-Figure Q.1a*”:

- Las **tensiones residuales longitudinales** (dirección paralela a la soldadura), a través del espesor de la plancha, deben tener valores en orden del límite elástico del material:

$$\sigma_R^L = \sigma_Y$$

Donde,

σ_R^L = tensión residual longitudinal

σ_Y = límite elástico = 355 MPa para el acero S455J2

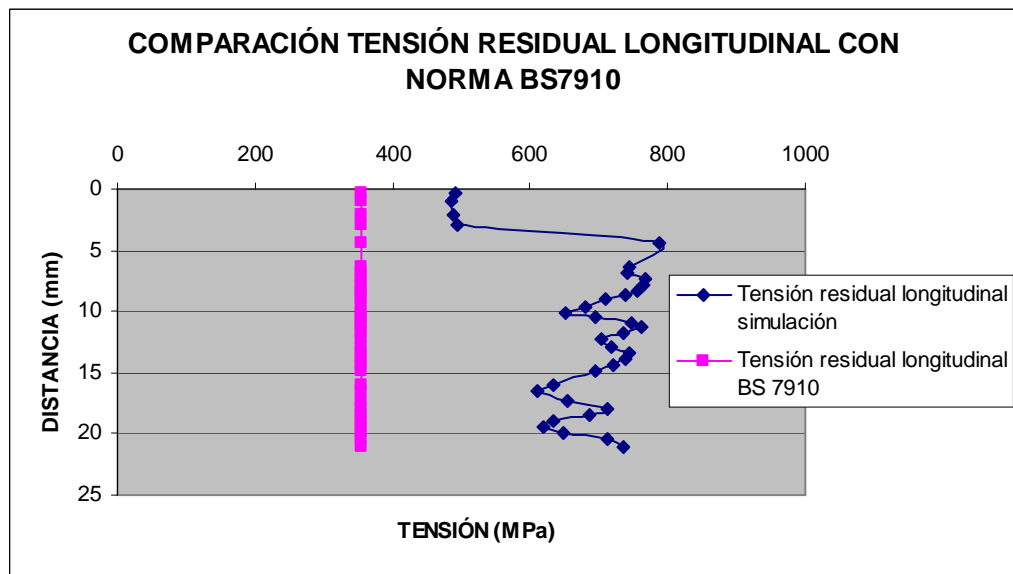


Fig.4.14. Tensiones residuales longitudinales según la norma BS 7910

- Las **tensiones residuales transversales** (dirección perpendicular a la soldadura), a través del espesor, se calculan en función de la siguiente ecuación:

$$\sigma_R^T = \sigma_Y \{0,9415 - 0,0319(z/B) - 8,3394(z/B)^2 + 8,66(z/B)^3\}$$

Donde,

σ_R^T = tensión residual transversal

B = 20 mm (espesor de la pieza)

z = profundidad del punto donde se mide, en mm, comenzando como 0 en la superficie donde se ha depositado el último cordón de soldadura.

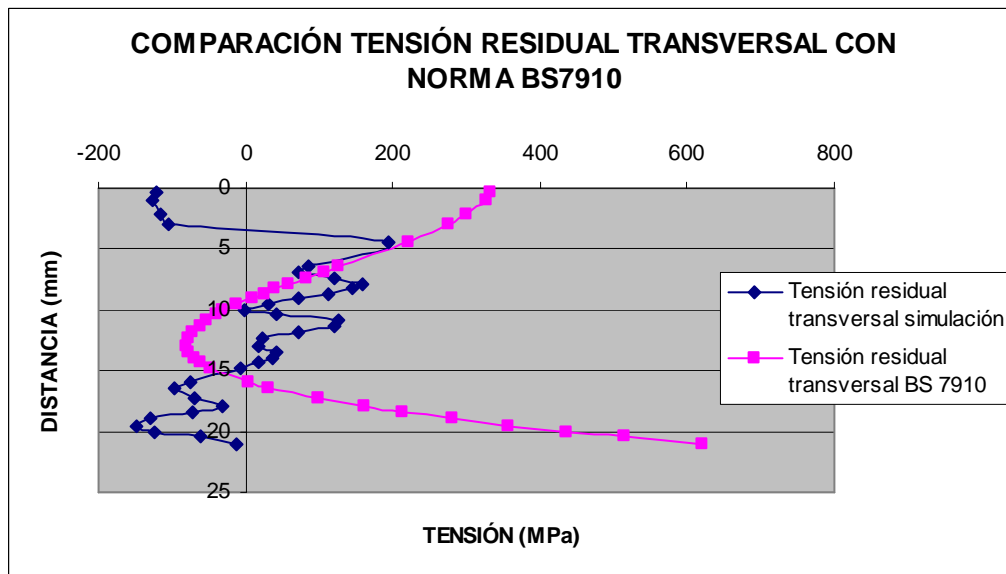


Fig.4.15. Tensiones residuales transversales según la norma BS 7910

La norma BS 7910 indica una constancia en las tensiones residuales longitudinales a través de todo el espesor, con valor igual al del límite elástico del material, medida demasiado ideal y conservadora.

Las tensiones residuales longitudinales se alejan de las calculadas según la norma. Como se ha mencionado anteriormente, esta diferencia radica en la definición de las propiedades de las fases existentes en la base de datos del material. Una diferencia en el límite elástico de cada fase sobreestima los valores de tensiones residuales longitudinales, alejándolos de los valores de la norma. Sin embargo se puede apreciar que cualitativamente muestran una buena concordancia, pues los valores no fluctúan demasiado unos de otros.

Por otro lado, las tensiones residuales transversales calculadas en base a la norma indican que existen tensiones de compresión en la mitad del espesor, tendiendo a tensiones de tracción en las superficies superior e inferior.

Como puede observarse en la Fig.4.8.b), en la simulación se aprecia que las máximas tensiones de tracción se dan bajo el último cordón de soldadura depositado.

En este caso, las tensiones residuales muestran valores del mismo orden que los de la norma.

5. Simulación del Proceso de Soldadura de una Unión a Tope con Bisel en X

5.1. Introducción

La segunda unión a simular se trata de una soldadura realizada con arco sumergido, de dos chapas de > 30 mm de espesor unidas a tope en junta en X.

El estudio realizado incluye cálculos transitorios en 2D, como en el caso anterior, pues da buenos resultados y supone una reducción de tiempo de cálculo con respecto a realizarlo en 3D.

En este caso, las tensiones residuales calculadas no pueden compararse con las obtenidas experimentalmente, pues no se dispone de dicha información. Se dispone de la macrografía de la soldadura, por lo que se compara la forma del baño fundido del modelo con la misma y se muestra la concordancia entre ellas. Al obtener un ciclo térmico adecuado y coherente y una forma de zona fundida similar a la macrografía, se validan las tensiones residuales por extensión. Éstas se comparan con la norma BS 7910 (Anexo Q: Distribuciones de tensiones residuales en uniones soldadas).

5.2. Procedimiento Experimental

La unión consta de dos chapas de >30 mm de espesor, mecanizadas para la soldadura a tope con chaflán en X, con 5 pasadas a cada lado más el peinado, con un total de > 15 cordones. El diseño del chaflán es el que muestra la Fig.5.1.

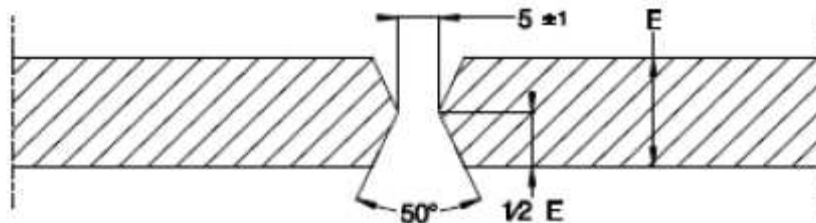


Fig.5.1. Diseño del chaflán de la unión

El cordón de raíz se sana tras la soldadura de la cuarta pasada de la cara superior, procediendo después al soldeo de los cordones de la otra cara. Para ello, así como para el mecanizado superficial de ambas caras, se selecciona la secuencia de soldeo determinada y se eliminan los elementos de la malla que se han definido para el mecanizado.

5.3. Procedimiento Numérico

La malla del modelo se muestra en la Fig.5.2. Dicha malla representa la sección transversal de la unión, con la trayectoria de la soldadura a lo largo del eje z.

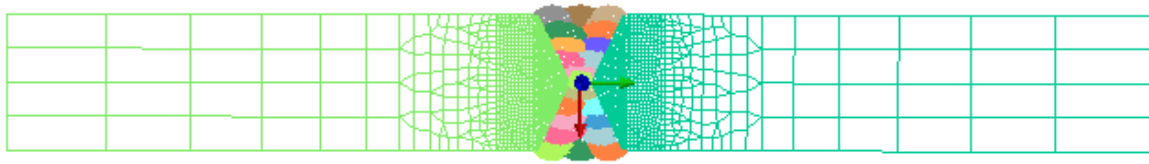


Fig.5.2. Modelo de elementos finitos de la unión

Como puede apreciarse en el modelo, tanto los cordones a depositar en la soldadura como la zona afectada térmicamente, poseen un mallado más fino.

5.3.1. Análisis Térmico

Para el análisis térmico, la geometría de la sección transversal del baño fundido de la simulación se correlacionó con el tamaño y forma de la macrosección experimental de la unión soldada.

Para proceder al ajuste de las fuentes de calor se empleó el modelo de Goldak, adecuado para los procesos por arco sumergido.

Los parámetros de soldeo de los diferentes cordones son iguales, es decir, misma intensidad, voltaje, velocidad y por lo tanto energía por unidad de longitud de la soldadura, excepto para la primera pasada. Esta circunstancia hace posible crear dos únicos ciclos térmicos adecuados a las exigencias del procedimiento; uno para la primera pasada, y otro para el resto de los cordones depositados.

Para ello, se simuló la soldadura de un único cordón con los parámetros adecuados tanto de soldeo como geométricos, de manera que se consiguiera una buena fusión del metal depositado con metal base. Una vez calculada la parte termo-metalúrgica del proceso, se generó el ciclo térmico correspondiente, que posteriormente se impuso sobre el resto de cordones coincidentes en parámetros de soldeo.

Se consideran, como bien aparece en la especificación del procedimiento, una temperatura de precalentamiento de $> 100^{\circ}\text{C}$ y temperatura entre pasadas del mismo valor.

Para obtener la temperatura entre pasadas deseada, se ajustan los tiempos de inicio de los cordones a soldar.

La Fig.5.3 muestra el ciclo térmico del procedimiento. En él puede apreciarse una temperatura inicial de $> 100^{\circ}\text{C}$ así como el mismo valor de temperatura entre pasadas, respetando de esta manera los requerimientos del procedimiento.

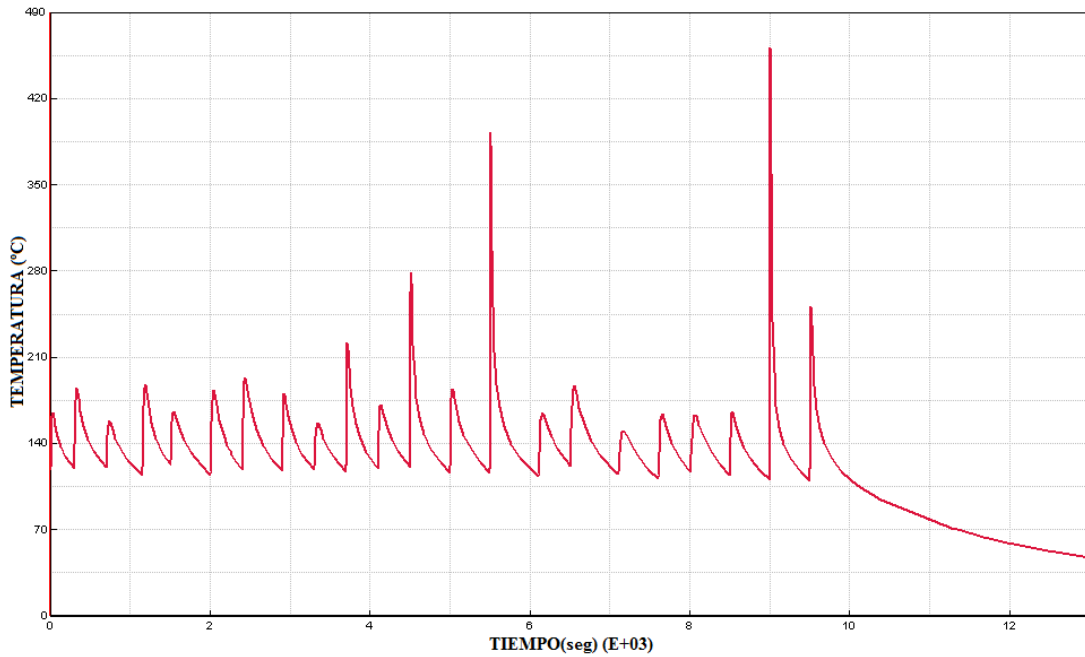


Fig.5.3. Ciclo térmico de la unión en función del tiempo

Para medir el ciclo térmico se ha procedido a medir la temperatura en un nodo situado en la cara superior de la pieza a una distancia de 5,6 mm del borde del chaflán, a modo de termopar.

Según la secuencia de soldeo especificada en el procedimiento, los cordones depositados más cerca del termopar, y por lo tanto los que marcan mayor temperatura en el historial térmico, son las pasadas depositadas en los lugares 14 y 21.

La Fig.5.4 muestra la temperatura máxima alcanzada a lo largo del tiempo de soldeo. Puede comprobarse la buena fusión de los bordes de la pieza.

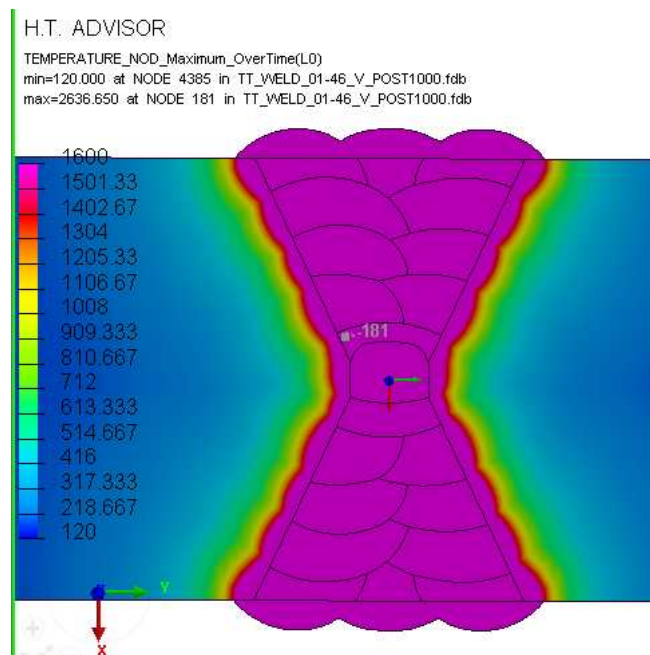


Fig.5.4. Temperatura máxima alcanzada por la unión

5.4. Comparación entre los Resultados del Modelo Numérico y los Experimentales

Tras asegurar que el ciclo térmico es correcto y coherente, se procede a comparar la forma del baño fundido con la macrografía, obteniendo muy buena concordancia.

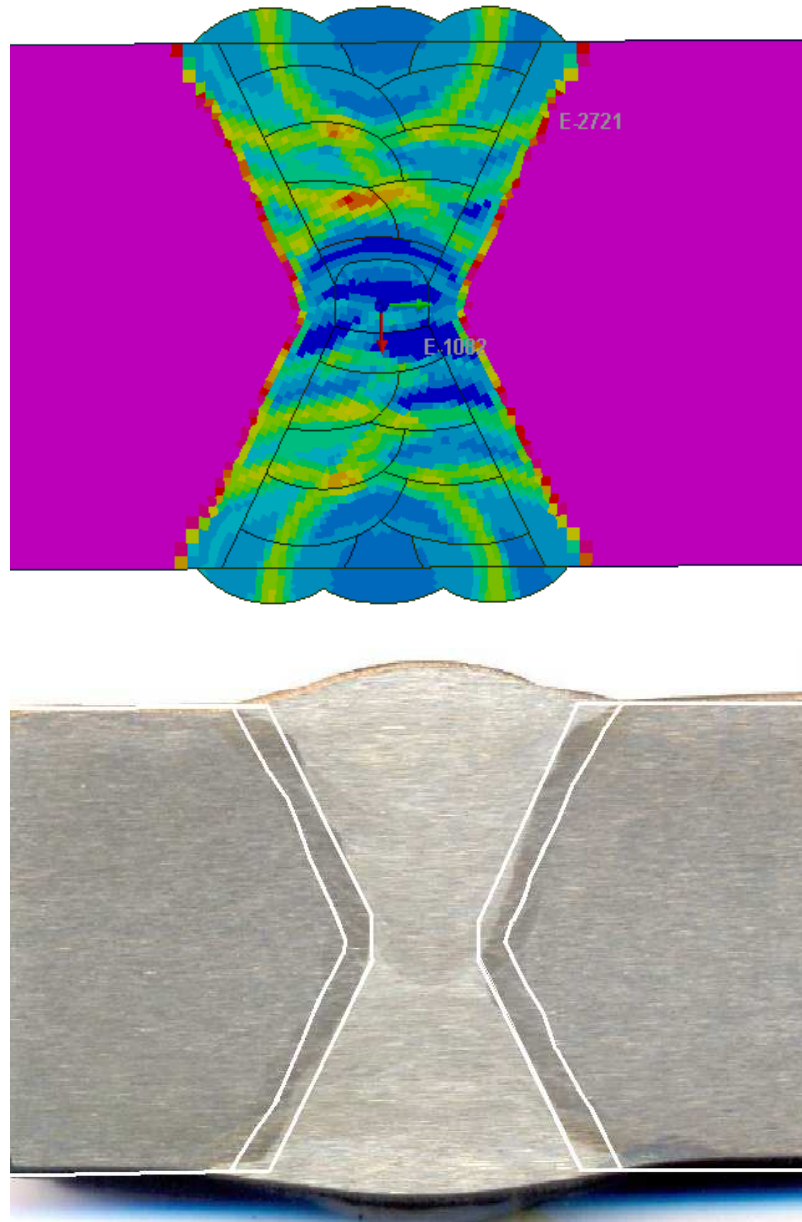


Fig.5.5. Comparación con macrografía

5.5. Resultados de las Tensiones Residuales

El cálculo termo-metalúrgico de la unión ha generado un ciclo térmico lógico y fiable. Al comparar la ZAT con la macrografía puede observarse que son bastante similares, por lo que podemos aprobar por extensión que los cálculos mecánicos darán buenos resultados.

El siguiente paso es el cálculo de la distorsión generada por la soldadura, así como de las tensiones residuales que se originan. Éstas dependen principalmente del grado de embridamiento de la pieza durante el soldeo. Cuanto menos sujeta esté la pieza, mayor distorsión y menor tensión residual, y viceversa.

En la presente unión se ha considerado un embridamiento rígido en ambos extremos. En el extremo izquierdo se restringe el movimiento en los ejes paralelo y perpendicular a la superficie de la plancha; y en el extremo derecho solo hay restricción en el eje perpendicular a tal superficie.

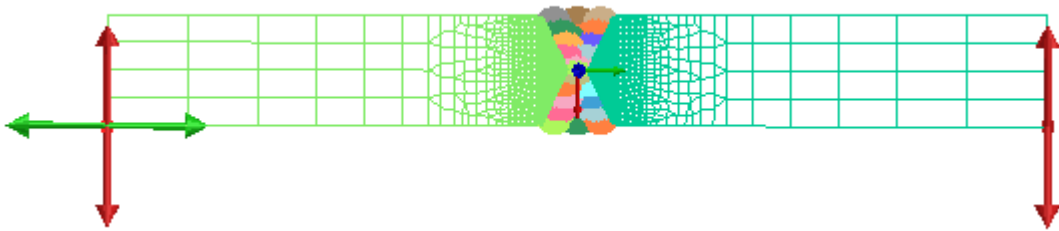


Fig.5.6. Condiciones de embridamiento

Con las condiciones de contorno mencionadas, se obtiene la siguiente distribución de tensiones residuales:

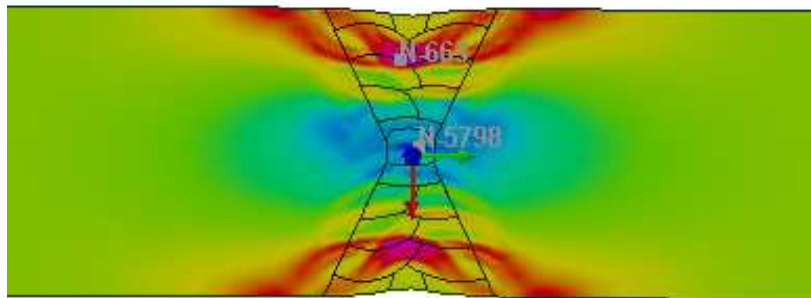


Fig.5.7. Tensiones residuales transversales a través de la sección

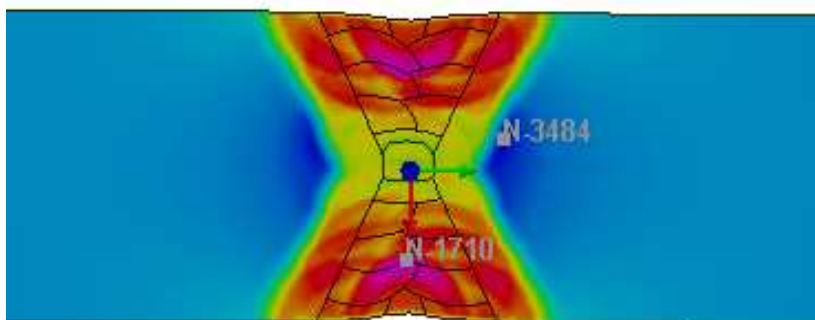


Fig.5.8. Tensiones residuales longitudinales, a lo largo de la soldadura.

Por defecto, el software emplea endurecimiento isotrópico, que corresponde a un crecimiento en la zona de fluencia. Aunque también se disponen de los modelos cinemático y mixto, éstos necesitan calibración, quedando esta actividad fuera del objetivo del proyecto.

Se obtienen tensiones residuales por encima del límite elástico como consecuencia del endurecimiento por deformación con plasticidad no perfecta. Las curvas tensión-deformación que forman parte de la definición del material especifican este comportamiento, y la carga dentro del régimen plástico seguida de una descarga ocasiona un cambio en la superficie de fluencia.

Tanto en el campo de distribución de tensiones residuales transversales como longitudinales, las zonas que presentan tensiones de tracción se disponen en las partes superior e inferior de la soldadura.

A continuación se muestran las tensiones residuales longitudinales y transversales medidas en la superficie superior de la pieza:

- Antes del mecanizado:

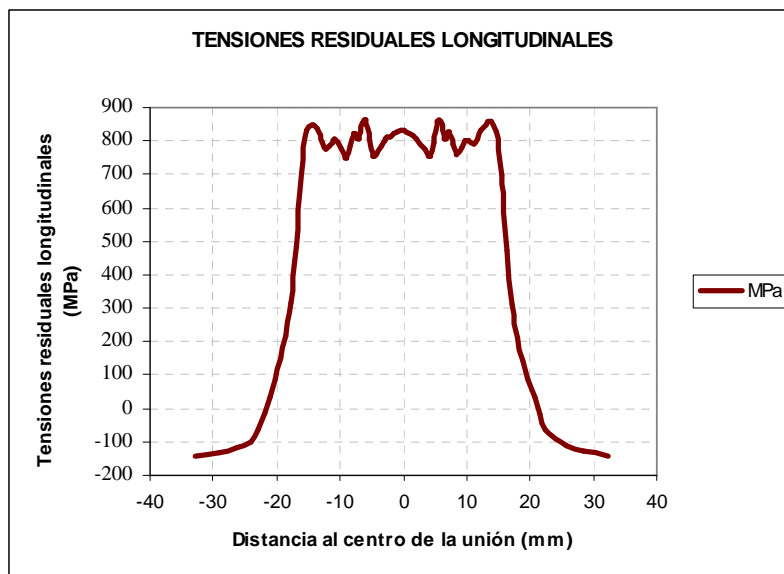


Fig.5.9. Tensiones residuales longitudinales medidas en la superficie antes del mecanizado

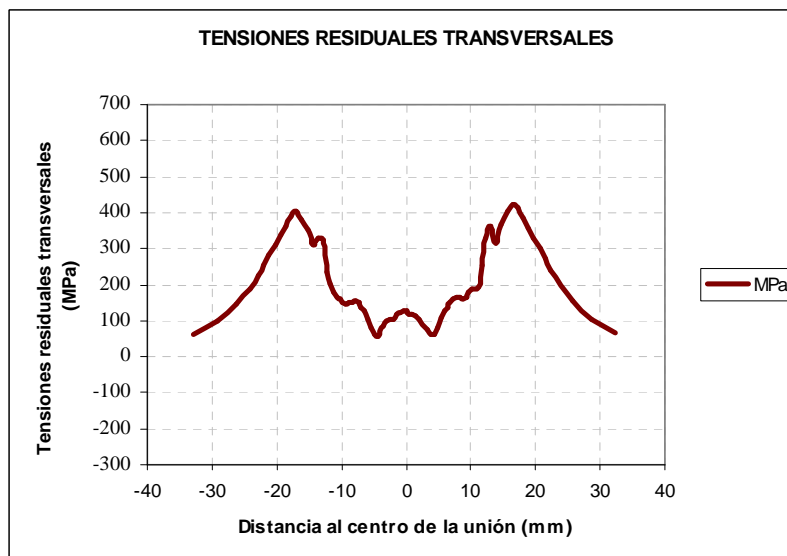


Fig.5.10. Tensiones residuales transversales medidas en la superficie antes del mecanizado

- Después del mecanizado:

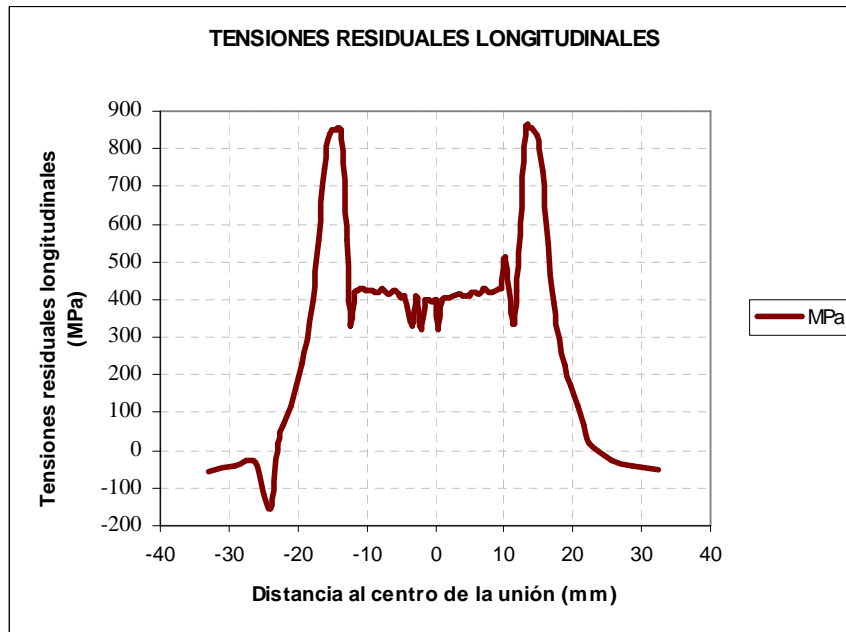


Fig.5.11. Tensiones residuales longitudinales medidas en la superficie después del mecanizado

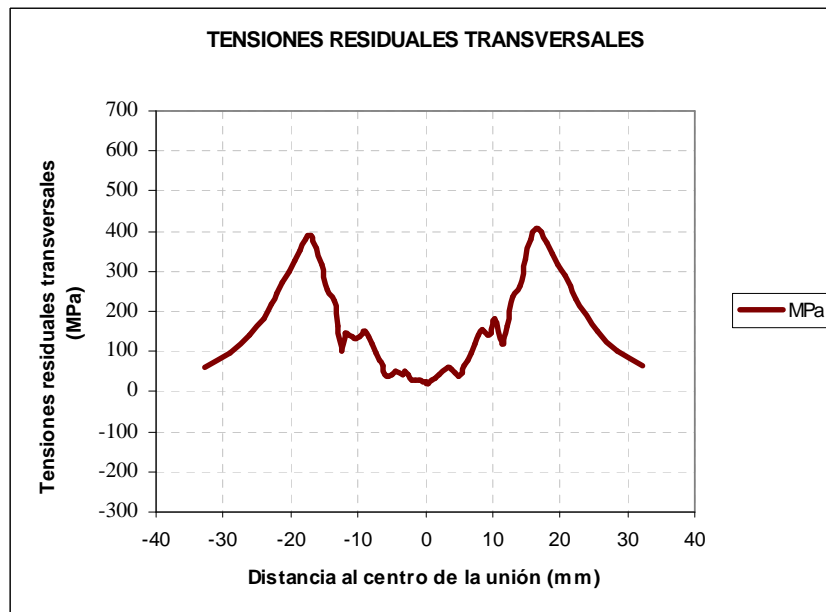


Fig.5.12. Tensiones residuales transversales medidas en la superficie después del mecanizado

Como puede apreciarse en las figuras anteriores, el campo de tensiones residuales transversales apenas se ve afectado por el mecanizado de la pieza. Sin embargo, vemos que para la distribución de tensiones residuales longitudinales, el mecanizado supone una relajación de tensiones bastante notable.

Como en el caso anterior, a continuación se muestran las distribuciones de tensiones residuales medidas a diferentes profundidades en relación al espesor:

- Tensiones residuales medidas a $\frac{1}{4}$ del espesor de la pieza respecto a la cara superior:

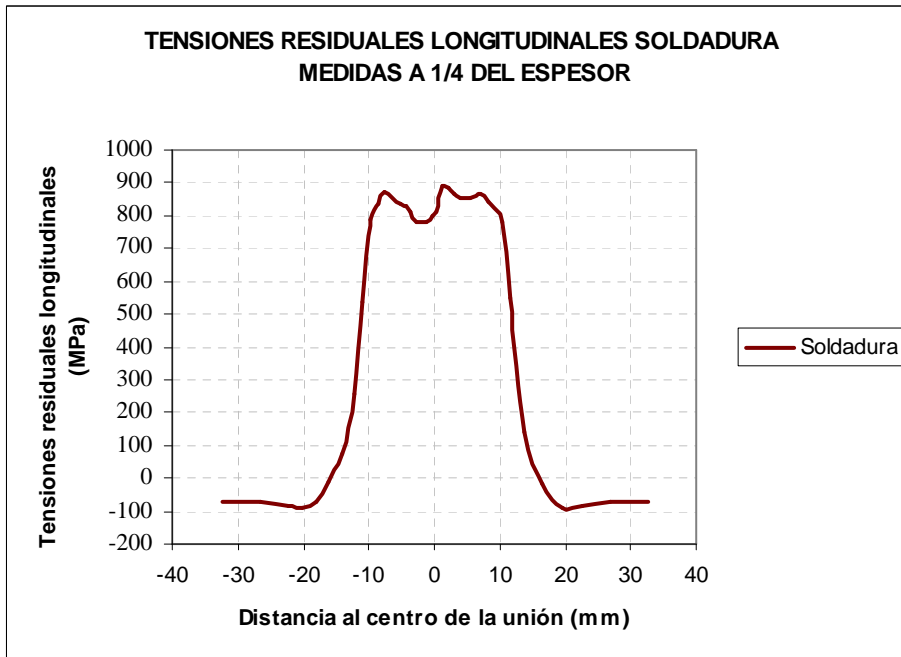


Fig.5.13. Tensiones residuales longitudinales medidas a $\frac{1}{4}$ del espesor

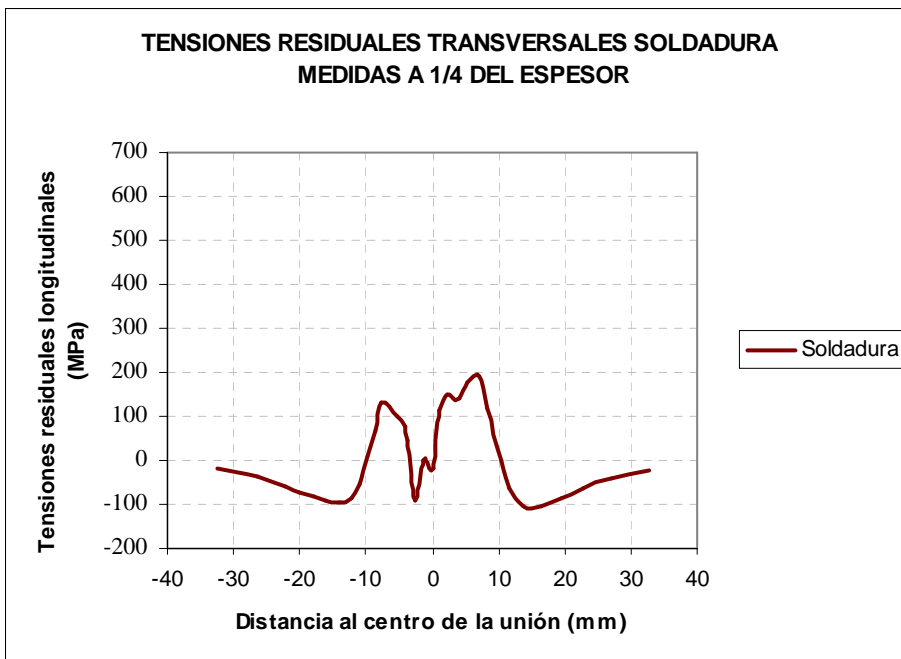


Fig.5.14. Tensiones residuales transversales medidas a $\frac{1}{4}$ del espesor

- Tensiones residuales medidas a $\frac{1}{2}$ del espesor de la pieza respecto a la cara superior:

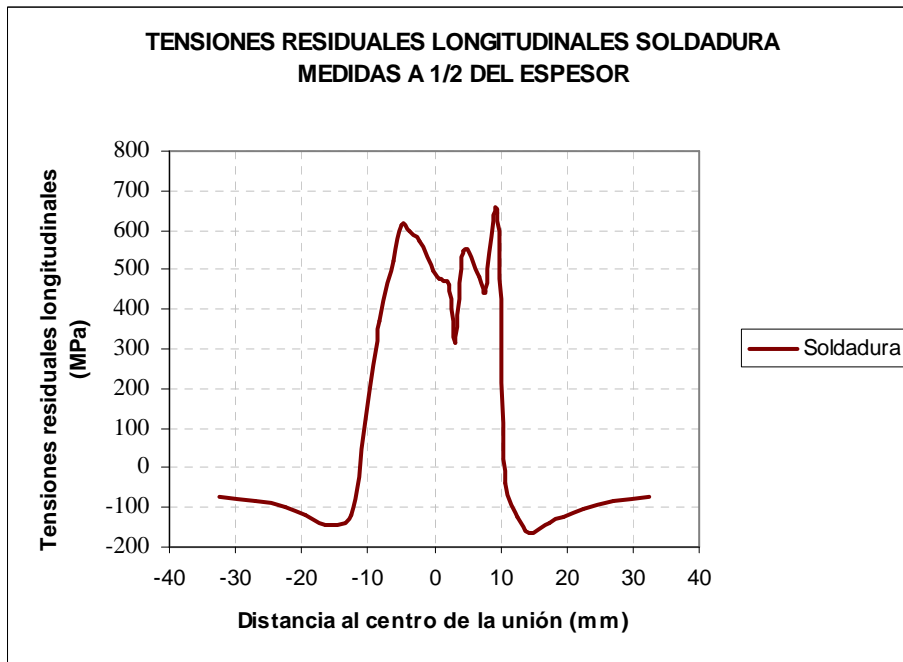


Fig.5.15. Tensiones residuales longitudinales medidas a 1/2 del espesor

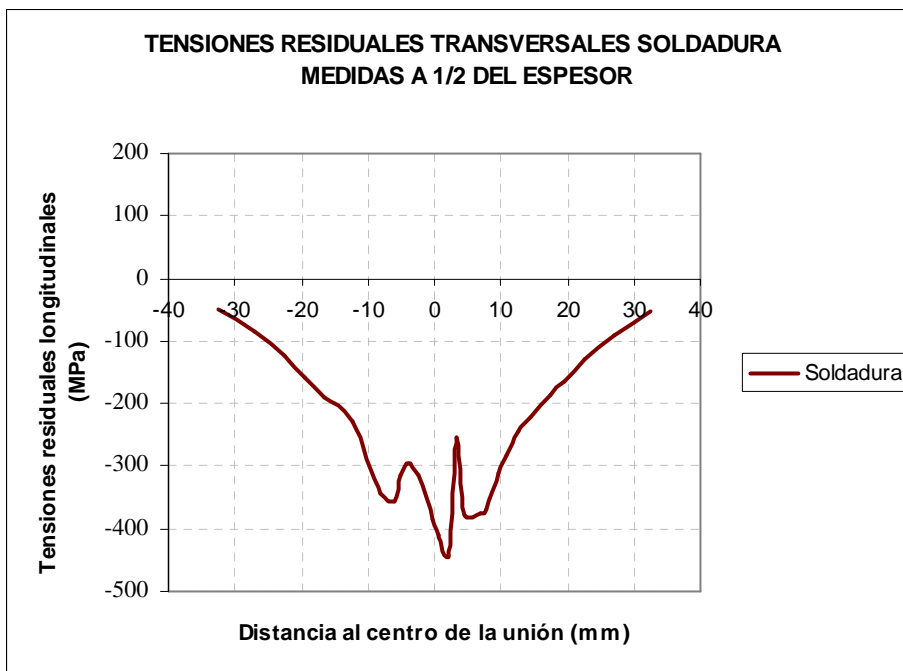


Fig.5.16. Tensiones residuales transversales medidas a 1/2 del espesor

Las tensiones residuales longitudinales medidas en la sección a 1/4 del espesor aumentan en tracción con respecto a las tensiones medidas en la superficie, debido al mecanizado superior de la soldadura. Sin embargo, las tensiones medidas a la mitad del espesor experimentan una disminución de tracción, causa que puede ser consecuencia del saneado realizado en dicha zona.

Por otro lado, las tensiones residuales transversales sufren una disminución a medida que nos aproximamos a la mitad del espesor, zona que se encuentra sometida a compresión.

5.6. Comparación con la Norma BS 7910

A continuación se representan las distribuciones de tensiones residuales medidas en el plano medio de soldadura en base a la norma BS 7910, que dicta lo siguiente:

Para unión a tope de planchas, según el apartado “*Q.2 Plate butt welds-Figure Q.1a*)”:

- Las **tensiones residuales longitudinales** (dirección paralela a la soldadura), a través del espesor de la plancha, deben tener valores en orden del límite elástico del material:

$$\sigma_R^L = \sigma_Y$$

Donde,

σ_R^L = tensión residual longitudinal

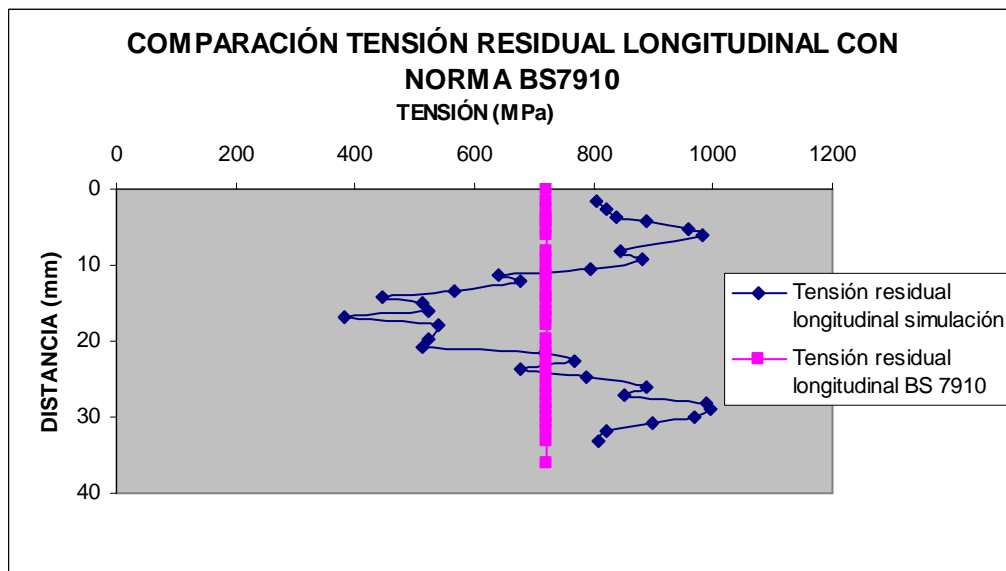


Fig.5.17. Tensiones residuales longitudinales según la norma BS 7910

- Las **tensiones residuales transversales** (dirección perpendicular a la soldadura), a través del espesor, se calculan en función de la siguiente ecuación:

$$\sigma_R^T = \sigma_Y \{ 0,9415 - 0,0319(z/B) - 8,3394(z/B)^2 + 8,66(z/B)^3 \}$$

Donde,

σ_R^T = tensión residual transversal

B = > 30 mm (espesor de la pieza)

z = profundidad del punto donde se mide, en mm, comenzando como 0 en la superficie donde se ha depositado el último cordón de soldadura.

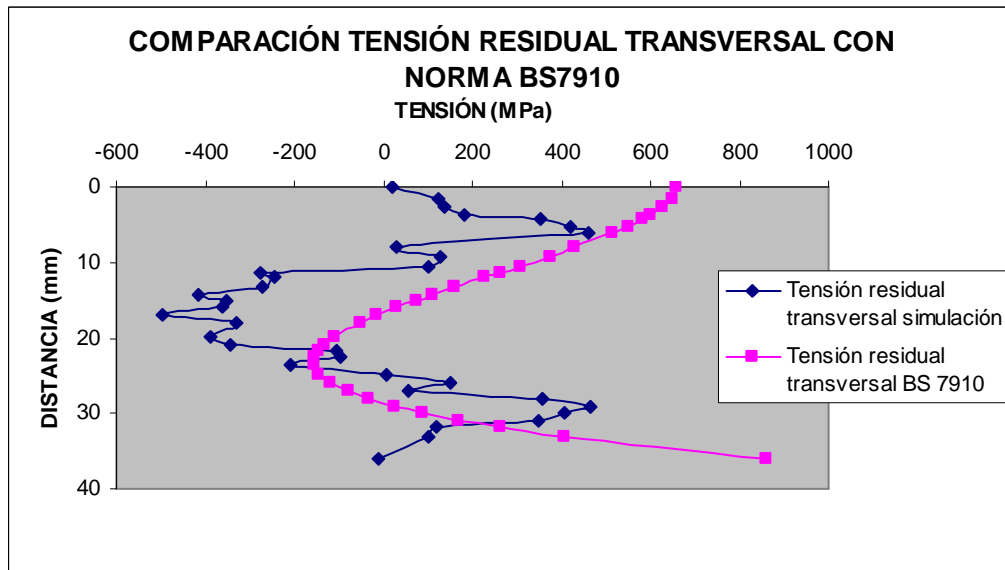


Fig.5.18. Tensiones residuales transversales según la norma BS 7910

Como se comentó para el caso anterior, las tensiones residuales longitudinales calculadas según la norma BS 7910 son demasiado conservadoras e ideales, pues es imposible que dichas tensiones se mantengan constantes durante todo el proceso.

Por otro lado, las tensiones residuales transversales calculadas en base a la norma indican que existen tensiones de compresión en la mitad del espesor, tendiendo a tensiones de tracción en las superficies superior e inferior.

Los valores de tensiones residuales cerca de la superficie de la pieza difieren con respecto a los de la norma BS 7910 tendiendo a cero debido al mecanizado que se realiza en la simulación, en ambas caras del cupón, lo que supone una relajación de tensiones.

6. Simulación de Reparaciones de Soldadura

6.1. Introducción

La reparación por soldadura puede llegar a determinar la eliminación de áreas o zonas de metal con el defecto y sustituirlo por material sano. También puede ocurrir que el proceso de reparación sea tan sencillo que simplemente requiera aplicar soldadura para recuperar las partes dañadas, lo cual en función del tipo de servicio y como consecuencia de la propia reparación, puede ocasionar daños superiores en un futuro si no es realizada adecuadamente.

Cuando las fallas de servicio en equipos industriales o de proceso ocurren por la presencia de grietas en paredes, éstas deben ser caracterizadas por su origen y deben ser cuidadosamente evaluadas. Como parte del análisis para la solución mediante reparación de componentes industriales, que por sus dimensiones, ubicación y complejidad fundamentalmente, son reparables solo “in situ”, se hace necesario establecer un cierto grado de conocimiento de “lo que puede ocurrir” cuando se concluya una reparación, es decir, si la aplicación de la soldadura como proceso de reparación es fiable, o si puede ser una expectativa desconocida que incluso ya, en la prueba de sobrecarga hidráulica falle el equipo antes de su puesta en servicio de modo catastrófico.

Llevando a cabo la simulación de reparación de soldaduras mediante el software Sysweld, disminuyen considerablemente los riesgos y costes de reparación.

La atención de varios investigadores de los últimos años se ha dirigido al análisis y modelización de los esfuerzos residuales provocados por la soldadura, producto del calor no uniformemente distribuido en la junta, el efecto de la contracción y como consecuencia las deformaciones mediante métodos computacionales como son los métodos de elementos finitos, con el fin de obtener resultados más exactos y precisos. La actualidad de la presente investigación y su importancia, determina el presente y futuro a seguir en el campo de las reparaciones y diseño de estructuras de grandes dimensiones, acompañadas de alto embridamiento, el cual caracteriza la posibilidad de las juntas soldadas de moverse o no libremente. Este grado de rigidez o embridamiento no solamente está relacionado con la sujeción mecánica externa o el peso de la estructura si no además, con aquellas zonas que no alcanzan calentamientos excesivos y que actúan como barreras, impidiendo la libre dilatación-contracción, aumentando considerablemente el estado tensional.

6.2. Procedimiento numérico

Una vez simulada la soldadura de las distintas uniones a estudiar, se procede al análisis de la influencia que tienen las reparaciones en las tensiones residuales.

Para simular la reparación de soldadura se diseña la unión modificando la posición de los nodos y la forma de los elementos, de manera que quede el contorno de la reparación y se puedan eliminar los elementos pertenecientes a dicha zona para la posterior soldadura de nuevos cordones.

Consideramos dos supuestos:

- Para la unión en V de > 15 mm:
Se procede a realizar una **reparación de 15 mm de profundidad** abordando la plancha desde la cara superior, y posteriormente otra **reparación de 10 mm de profundidad** de las mismas características que la anterior.
- Para la unión en X de > 30 mm:
Se procede a realizar una **reparación de 25 mm de profundidad** abordando la plancha desde la cara superior, y posteriormente otra **reparación de 20 mm de profundidad** de las mismas características que la anterior.

En primer lugar se realiza el análisis de la influencia de la profundidad de la reparación en las tensiones residuales (ambas reparaciones por separado), y en segundo lugar la influencia de reparaciones sucesivas en dichas tensiones (primeramente se realizará la reparación más profunda, seguida de la de menos profundidad).

Para ambos casos, las reparaciones realizadas son las citadas anteriormente.

Una vez simuladas las reparaciones se procede a la comparación de resultados con la distribución de tensiones residuales para reparaciones que establece la norma BS 7910.

6.2.1. Influencia de la Profundidad de las Reparaciones en las Tensiones Residuales

- Reparación de la Unión en V de > 15 mm de Espesor

Para la simulación de las reparaciones se diseña la unión modificando la posición de los nodos y la forma de los elementos, de manera que quede el contorno de la reparación y se puedan eliminar los elementos pertenecientes a dicha zona para la posterior soldadura de nuevos cordones.

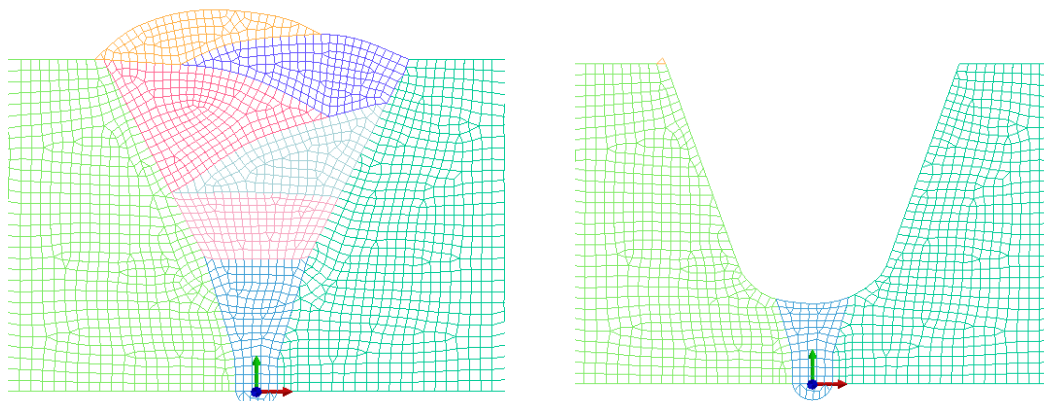


Fig.6.1. Eliminación de los elementos de la primera reparación (15 mm)

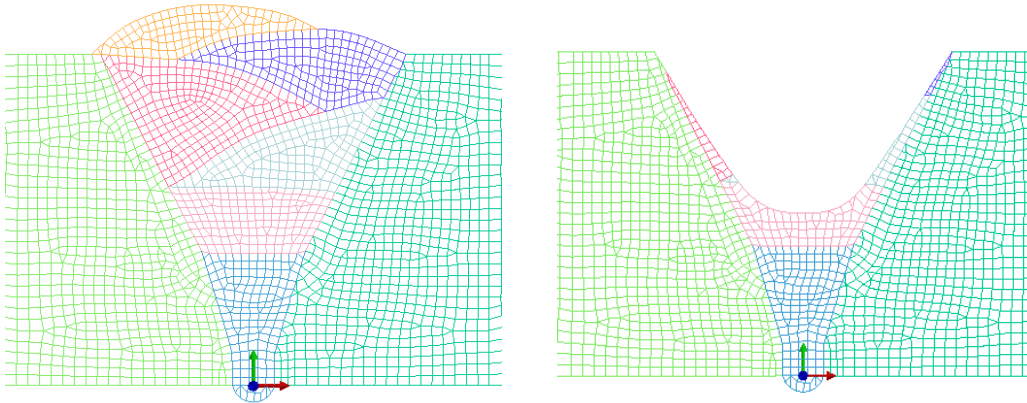


Fig.6.2. Eliminación de los elementos de la segunda reparación (10 mm)

El diseño de las reparaciones es el que se muestra en la siguiente figura:

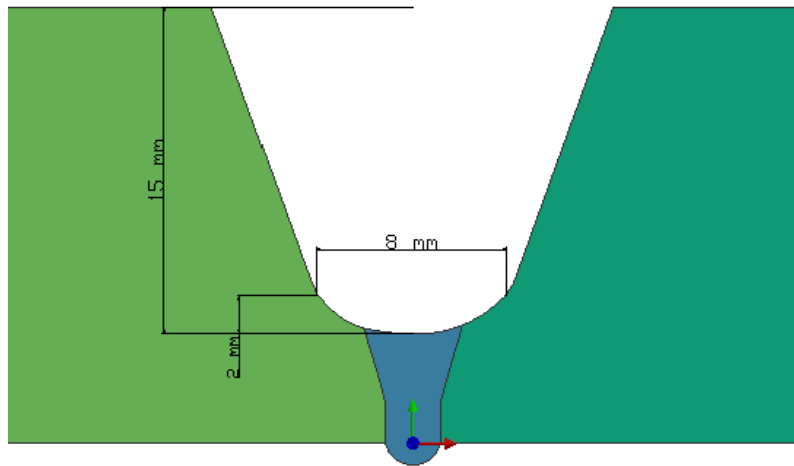


Fig.6.3. Diseño de la primera reparación de 15 mm de profundidad

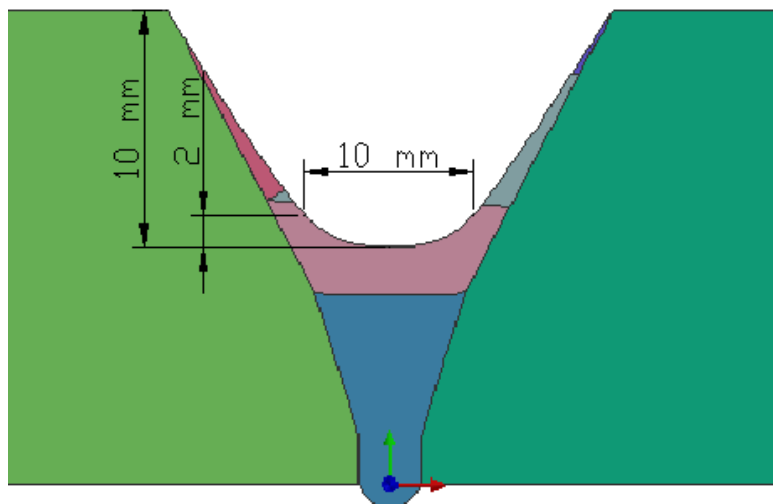


Fig.6.4. Diseño de la segunda reparación de 10 mm de profundidad

La deposición de los nuevos cordones se realiza respetando los parámetros de soldeo que aparecen en la [Tabla 4.3](#) (apartado 4.2), y que se emplearon para la simulación de la soldadura, incluyendo la temperatura entre pasadas.

Mediante los parámetros indicados se obtiene el baño fundido adecuado para cada cordón y se modifican los tiempos entre cada deposición para mantener una temperatura entre pasadas de $> 100^{\circ}\text{C}$. Las siguientes figuras muestran el ciclo térmico tras las dos reparaciones:

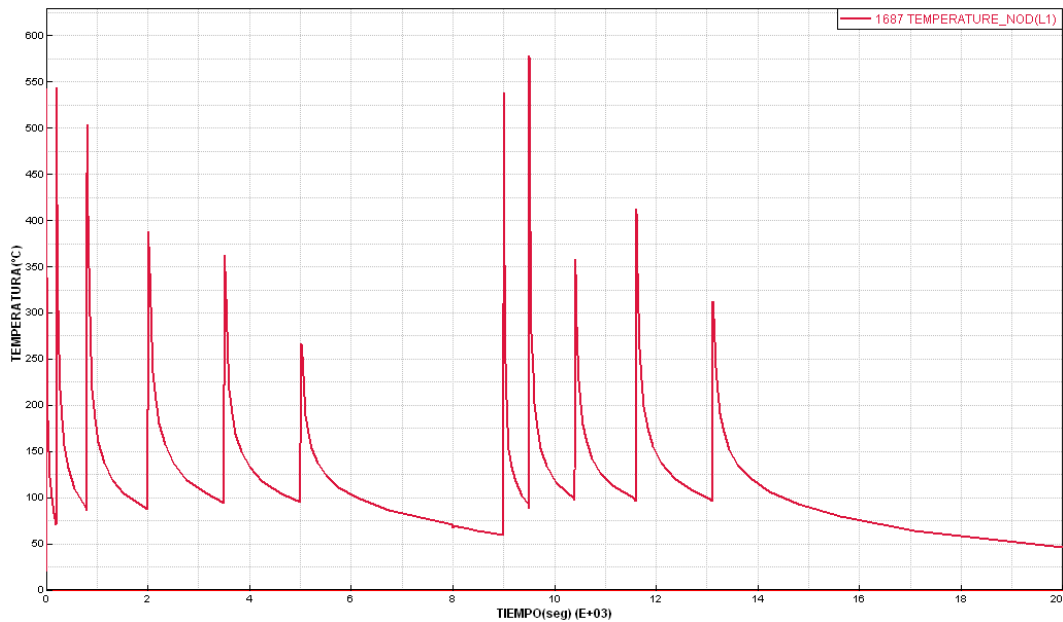


Fig.6.5. Ciclo térmico obtenido tras la primera reparación (15 mm)

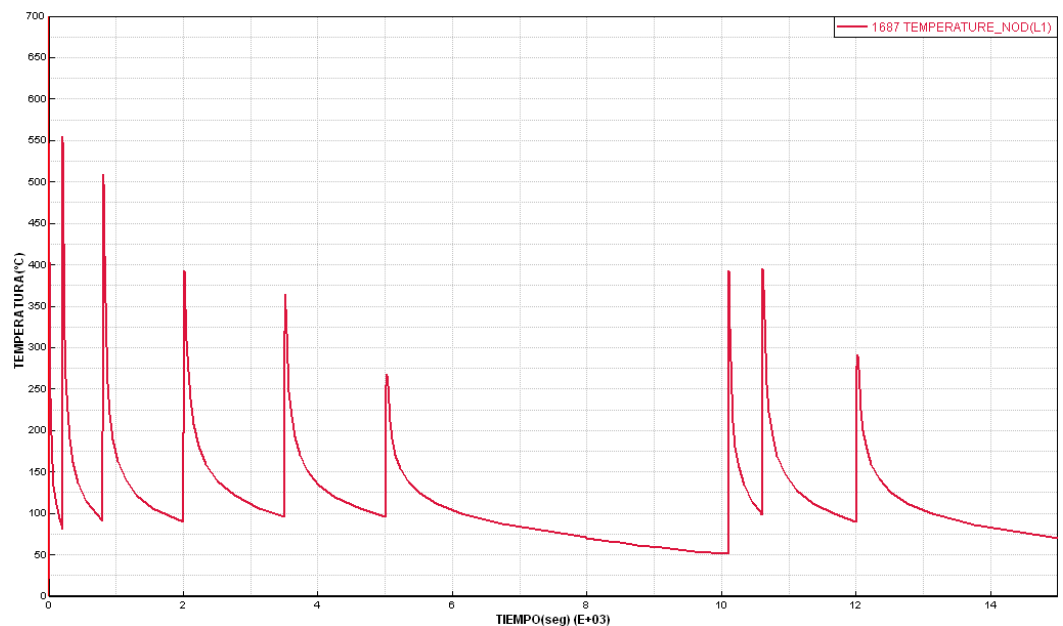


Fig.6.6. Ciclo térmico obtenido tras la segunda reparación (10 mm)

Una vez obtenido un ciclo térmico adecuado y coherente, se procede a calcular la parte mecánica del problema. Para ello se considera que la pieza está embriada en las mismas condiciones que para la simulación de soldadura.

A continuación se muestran en detalle las tensiones residuales obtenidas tras las reparaciones. Las medidas han sido tomadas a varias profundidades después de respetar el enfriamiento completo de la pieza hasta temperatura ambiente.

- **Primera reparación (15 mm de profundidad):**

- Tensiones medidas en la superficie:

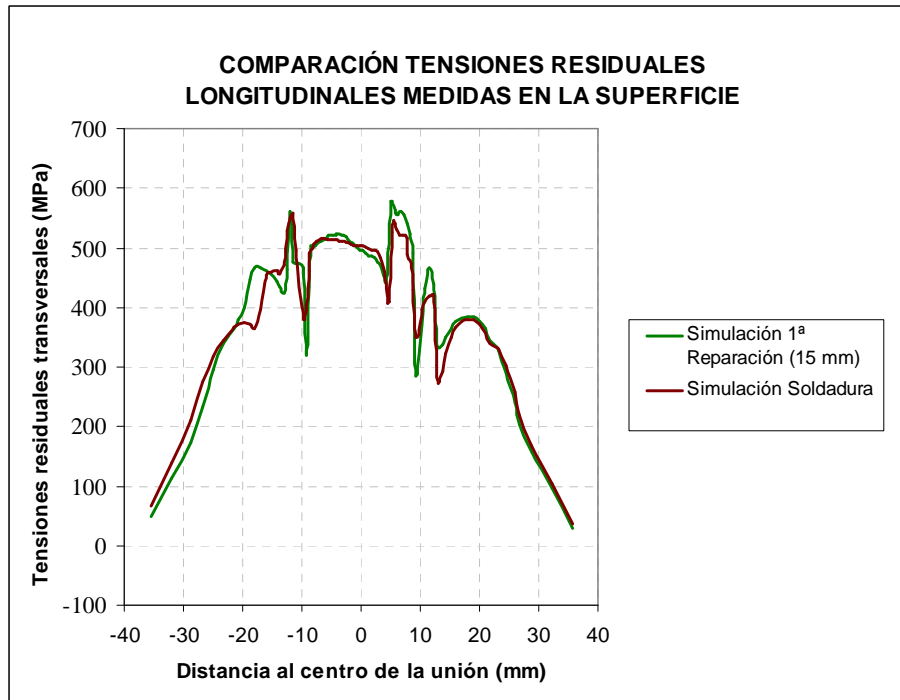


Fig.6.7. Comparación de tensiones residuales longitudinales medidas en la superficie tras la primera reparación (15 mm) con respecto a la soldadura inicial

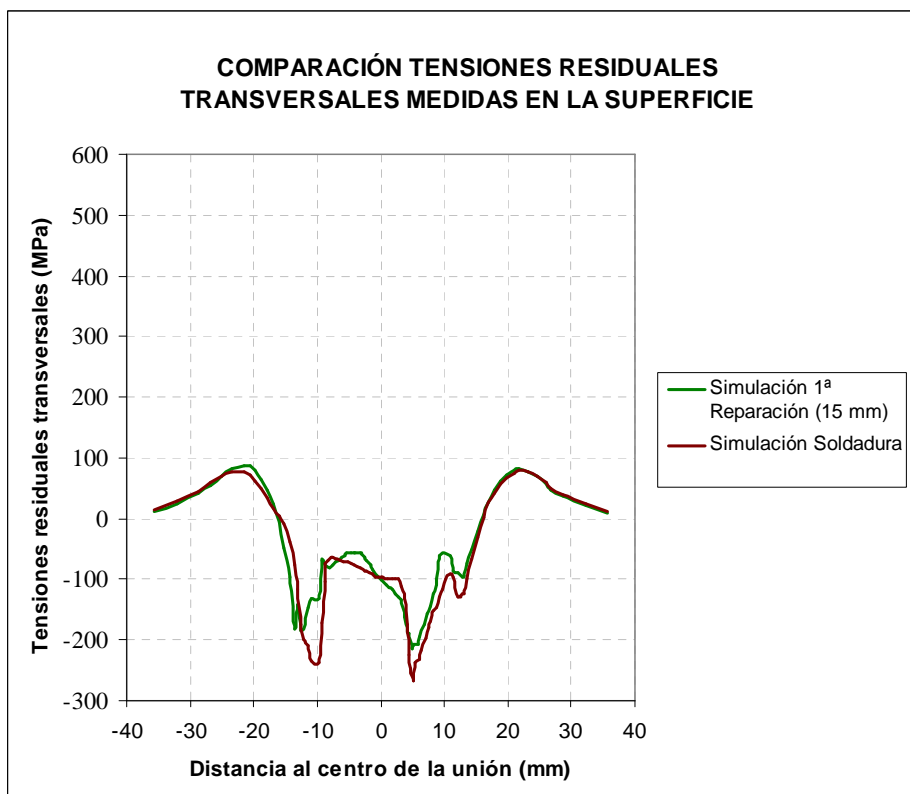


Fig.6.8. Comparación de tensiones residuales transversales medidas en la superficie tras la primera reparación (15 mm) con respecto a la soldadura inicial

- Tensiones medidas a $\frac{1}{4}$ del espesor desde la cara superior:

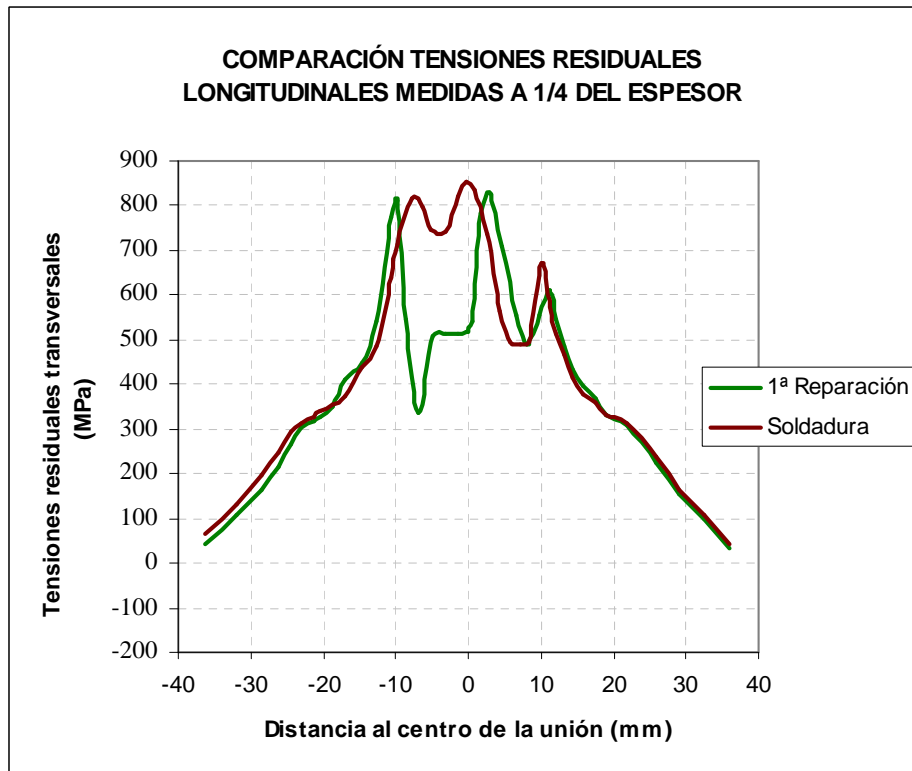


Fig.6.9. Comparación de tensiones residuales longitudinales medidas a $\frac{1}{4}$ del espesor tras la primera reparación (15 mm) con respecto a la soldadura inicial

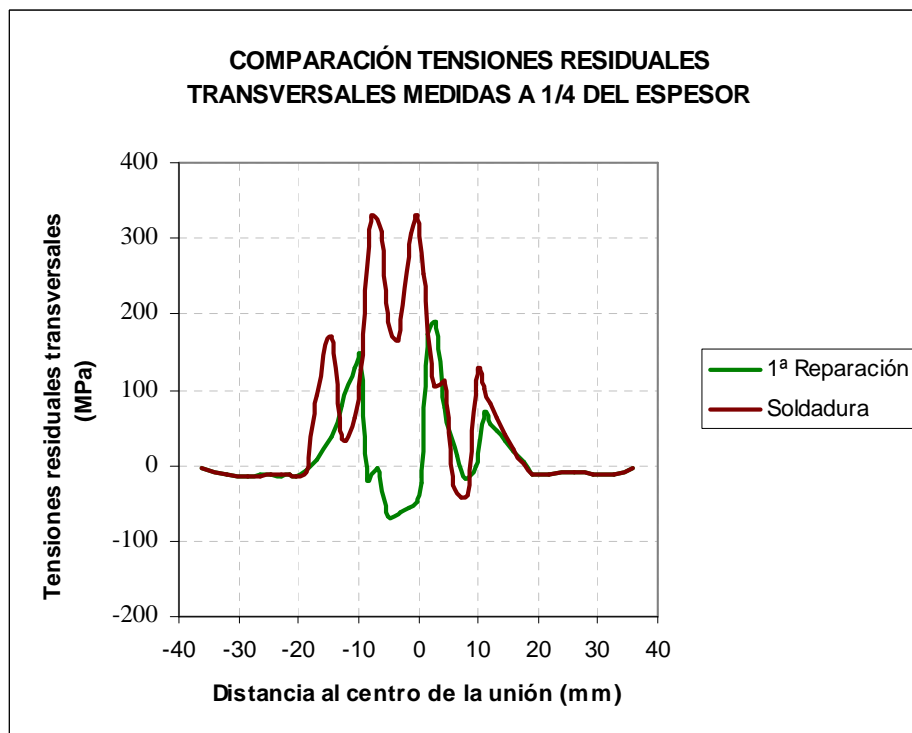


Fig.6.10. Comparación de tensiones residuales transversales medidas a $\frac{1}{4}$ del espesor tras la primera reparación (15 mm) con respecto a la soldadura inicial

- Tensiones medidas a 1/2 del espesor desde la cara superior:

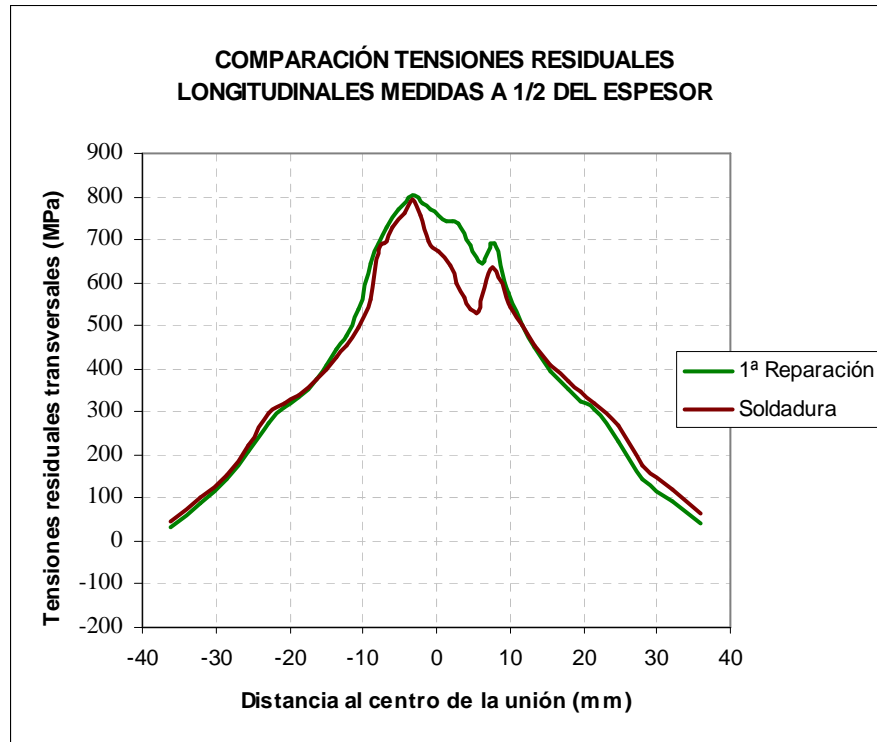


Fig.6.11. Comparación de tensiones residuales longitudinales medidas a 1/2 del espesor tras la primera reparación (15 mm) con respecto a la soldadura inicial

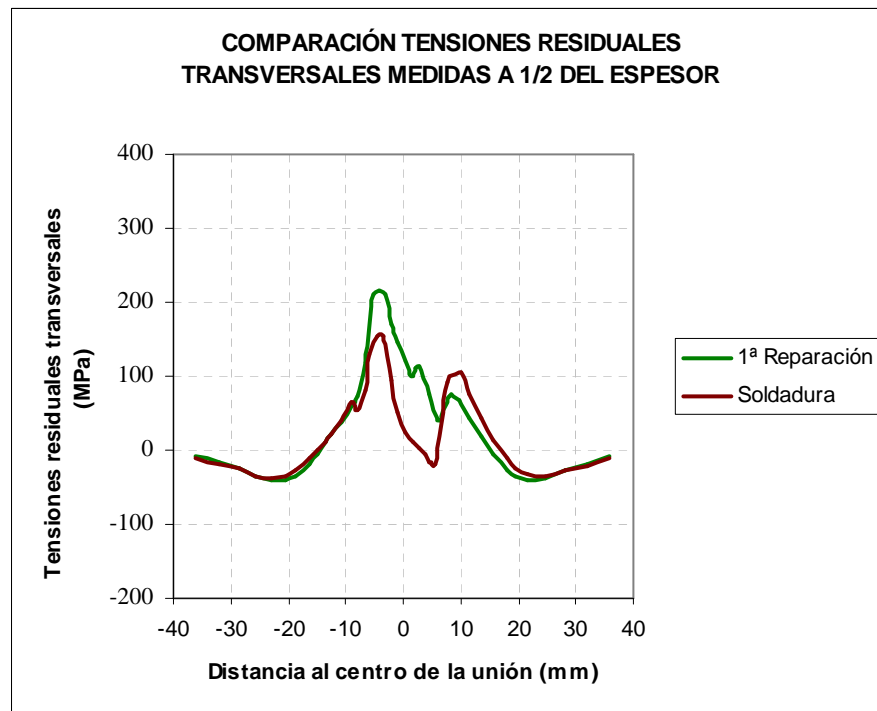


Fig.6.12. Comparación de tensiones residuales transversales medidas a 1/2 del espesor tras la primera reparación (15 mm) con respecto a la soldadura inicial

- Tensiones medidas al fondo de la reparación, es decir, a 15 mm de profundidad desde la cara superior:

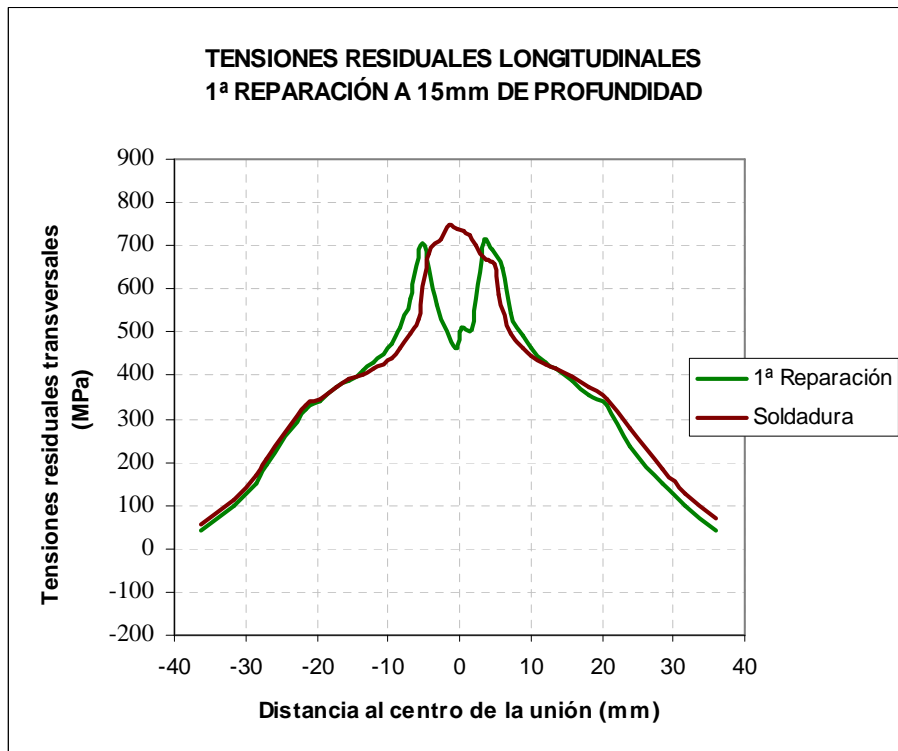


Fig.6.13. Comparación de tensiones residuales longitudinales medidas a 15 mm de profundidad tras la primera reparación (15 mm) con respecto a la soldadura inicial

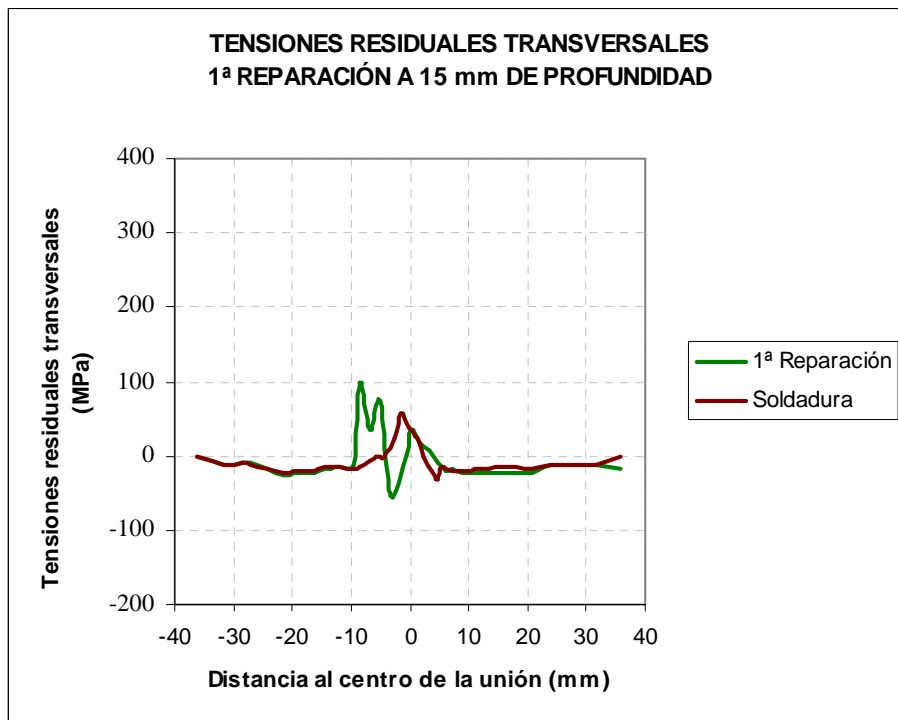


Fig.6.14. Comparación de tensiones residuales transversales medidas a 15 mm de profundidad tras la primera reparación (15 mm) con respecto a la soldadura inicial

Donde mayor diferencia de tensiones se aprecia con respecto a las tensiones acumuladas por la soldadura inicial, es a $\frac{1}{4}$ del espesor. Se puede observar una disminución de tensiones residuales tanto longitudinales como transversales, sometiendo a la zona central de soldadura a mayor compresión.

También se debe resaltar que la zona correspondiente al fondo de la reparación, a 15 mm de profundidad a través del espesor, sufre una disminución de tensiones residuales longitudinales en la parte central de la soldadura, decreciendo así la tracción. Este efecto puede deberse a que justo en esa zona se ha eliminado material para la posterior deposición de nuevos cordones de soldadura, lo que podría desencadenar una mínima relajación de tensiones.

- **Segunda reparación** (10 mm de profundidad):
 - Tensiones medidas en la superficie:

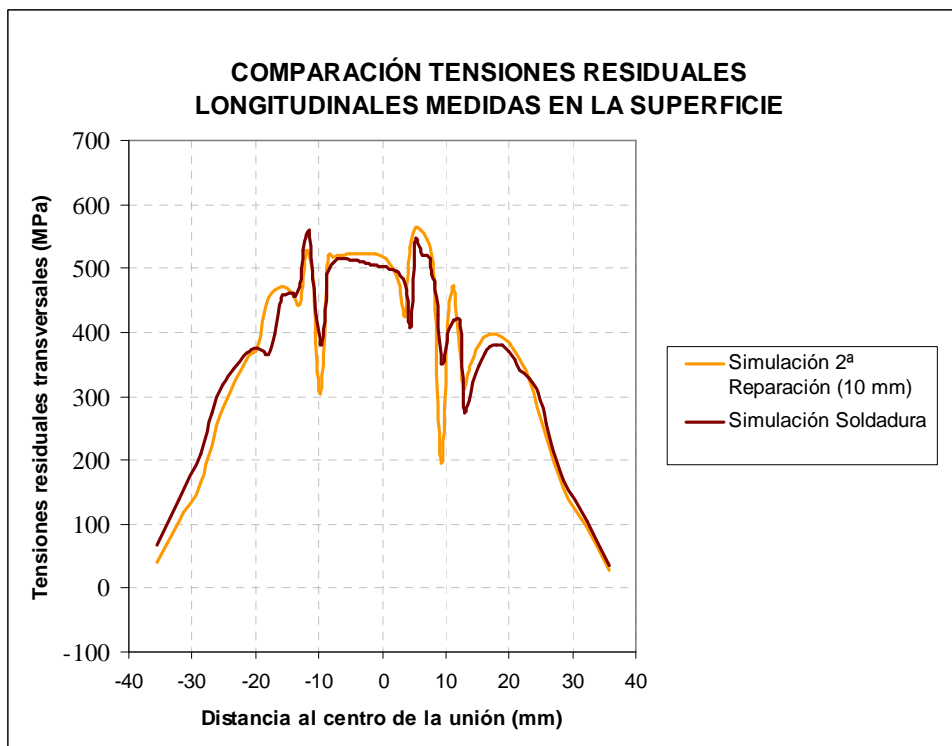


Fig.6.15. Comparación de tensiones residuales longitudinales medidas en la superficie tras la segunda reparación (10 mm) con respecto a la soldadura inicial

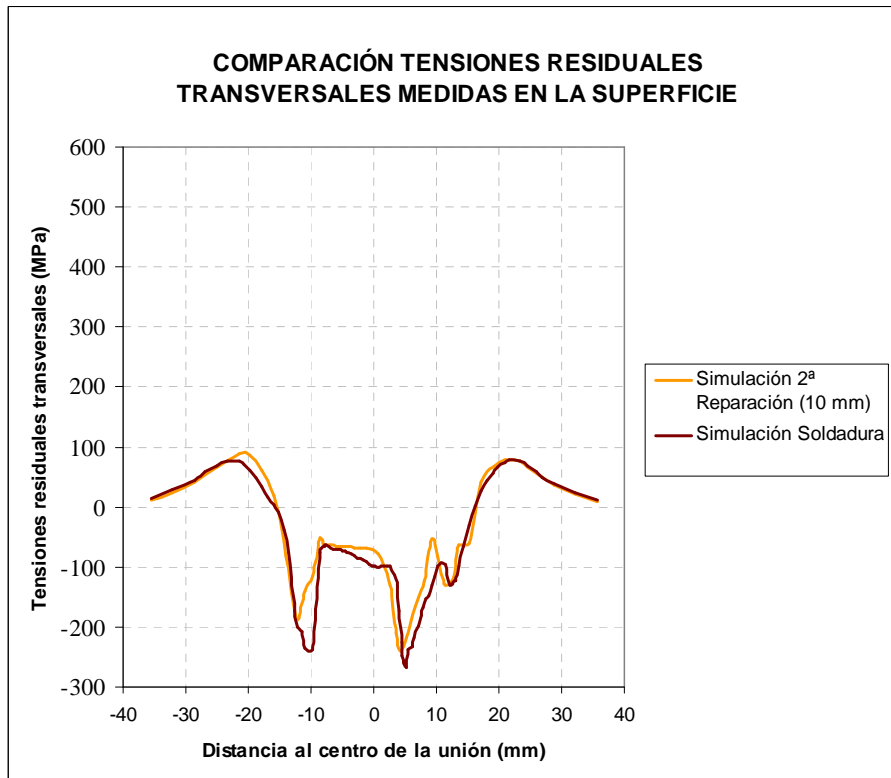


Fig.6.16. Comparación de tensiones residuales transversales medidas en la superficie tras la segunda reparación (10 mm) con respecto a la soldadura inicial

- Tensiones medidas a $\frac{1}{4}$ del espesor desde la cara superior:

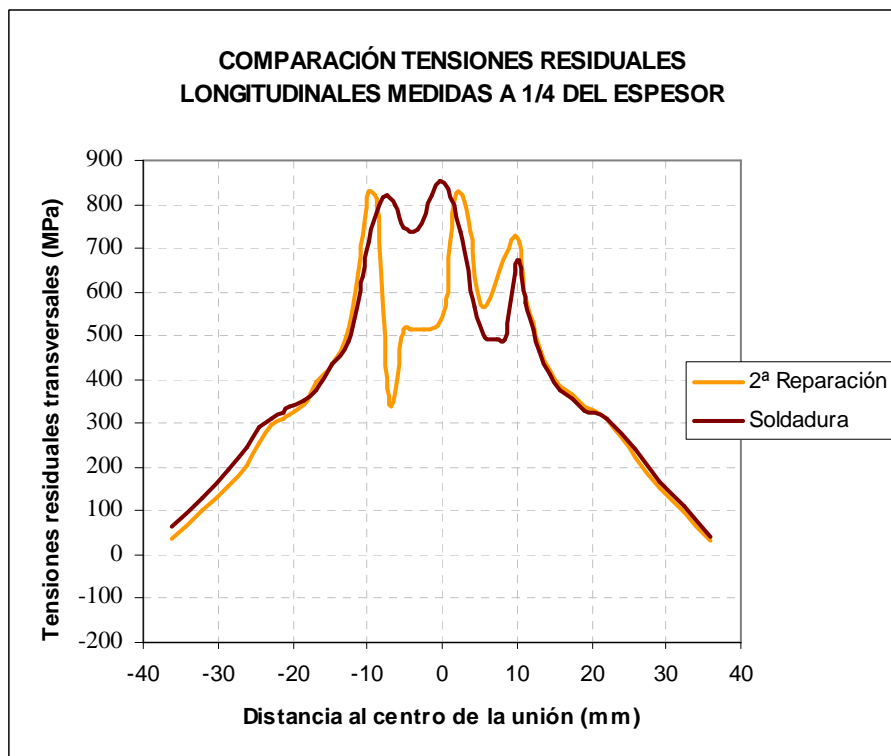


Fig.6.17. Comparación de tensiones residuales longitudinales medidas a $\frac{1}{4}$ del espesor tras la segunda reparación (10 mm) con respecto a la soldadura inicial

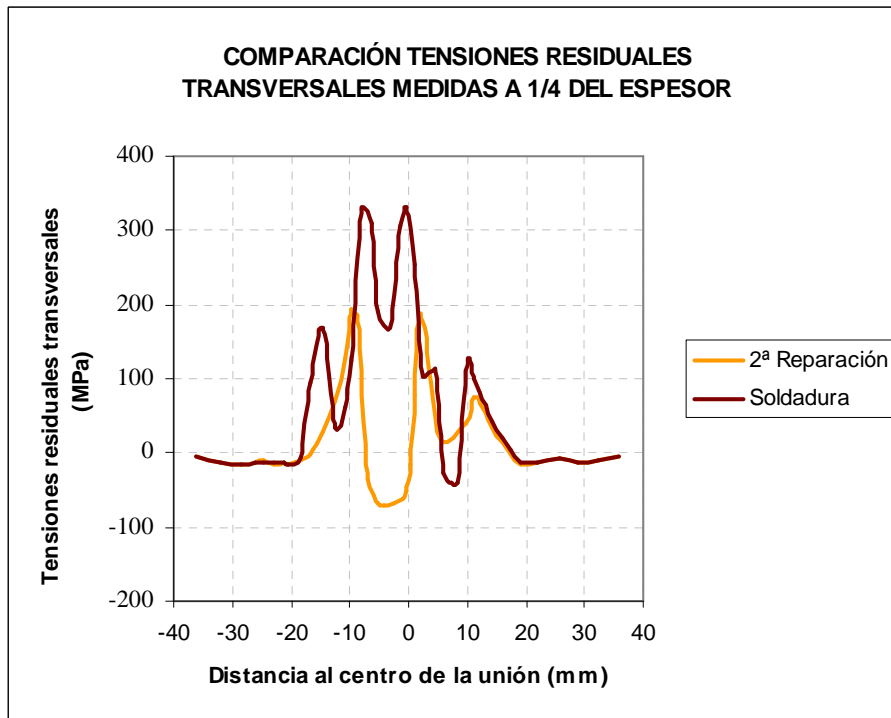


Fig.6.18. Comparación de tensiones residuales transversales medidas a 1/4 del espesor tras la segunda reparación (10 mm) con respecto a la soldadura inicial

- Tensiones medidas a 1/2 del espesor desde la cara superior, que en este caso coincide con el fondo de la reparación:

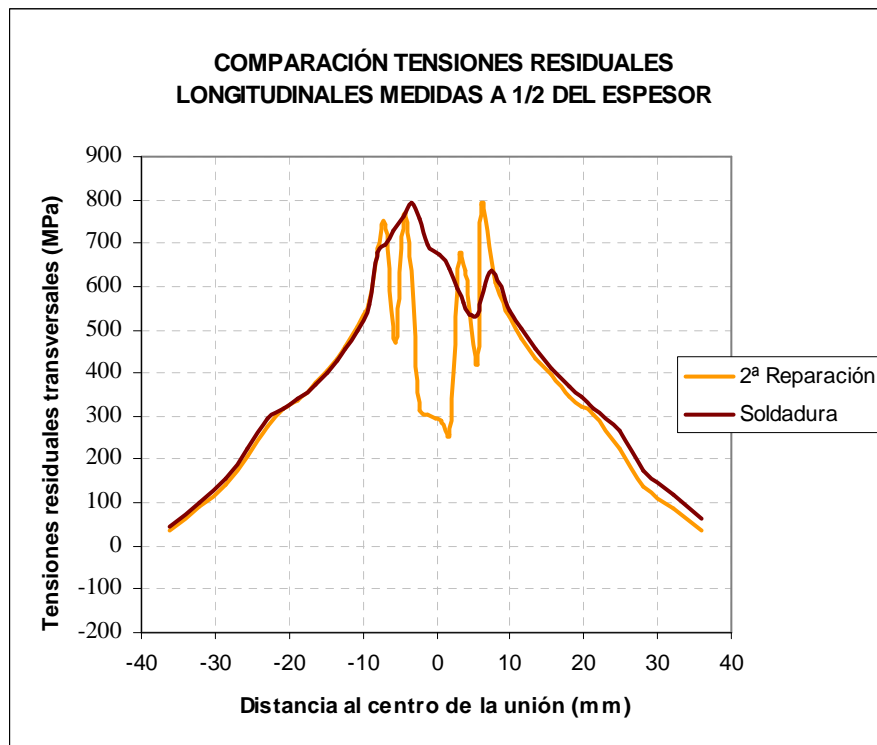


Fig.6.19. Comparación de tensiones residuales longitudinales medidas a 1/2 del espesor tras la segunda reparación (10 mm) con respecto a la soldadura inicial

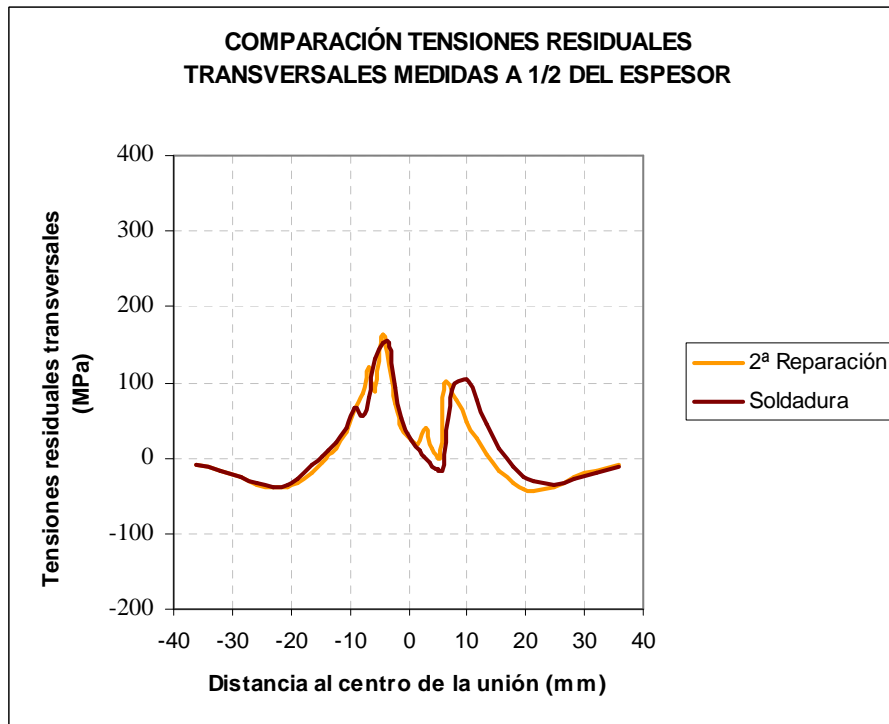


Fig.6.20. Comparación de tensiones residuales transversales medidas a $\frac{1}{2}$ del espesor tras la segunda reparación (10 mm) con respecto a la soldadura inicial

El efecto que tiene la presente reparación de 10 mm de profundidad con respecto a las tensiones residuales de la soldadura inicial, es comparable a la reparación anterior de mayor profundidad.

Se aprecia una disminución de tracción en las tensiones residuales longitudinales de la zona central de soldadura en las secciones a $\frac{1}{4}$ del espesor, así como a $\frac{1}{2}$, pues en este caso, la mitad del espesor coincide con el fondo de la reparación.

- Reparación de la Unión con Chaflán en X de >30 mm de Espesor

Para simular la reparación de soldadura de la unión de >30 mm y junta con bisel en X, se consideran dos casos: una **reparación de 25 mm de profundidad** abordando la plancha desde la cara superior, y posteriormente otra **reparación de 20 mm de profundidad** de las mismas características que la anterior.

Como se ha comentado anteriormente, la forma de los elementos y posición de los nodos fueron modificados para poder seleccionarlos y desactivarlos en el instante adecuado, de manera que se pudieran depositar los nuevos cordones de soldadura.

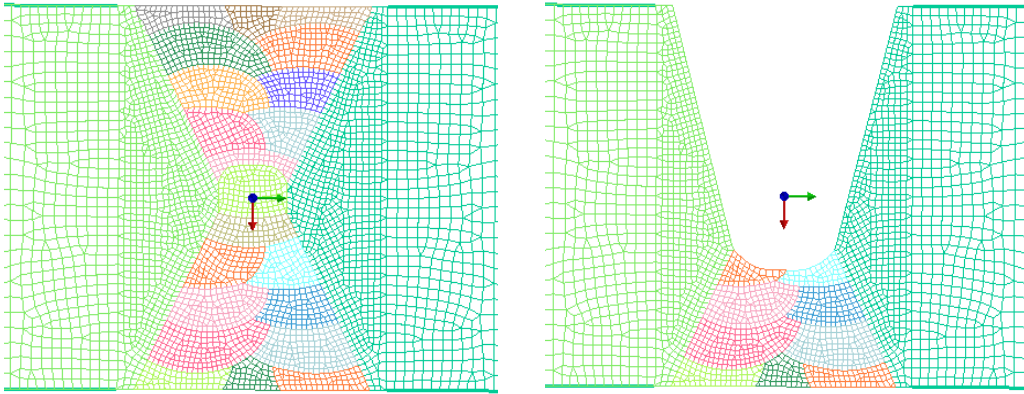


Fig.6.21. Eliminación de los elementos de la primera reparación (25 mm)

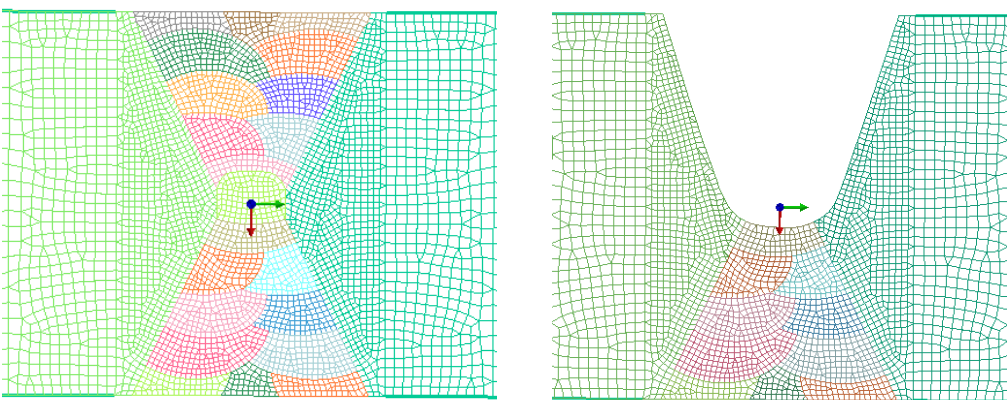


Fig.6.22. Eliminación de los elementos de la segunda reparación (20 mm)

En las siguientes figuras se muestran en detalle el diseño de ambas reparaciones:

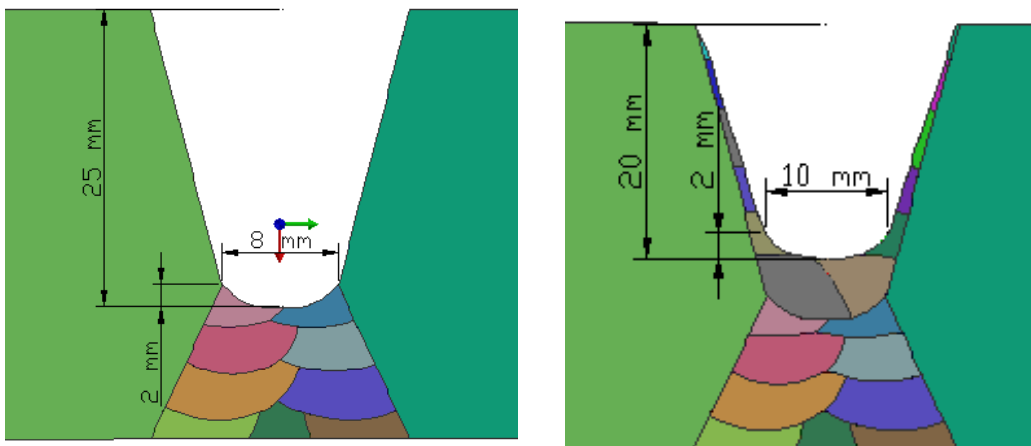


Fig.6.23. Diseño de la primera y segunda reparación respectivamente

La deposición de los nuevos cordones se realiza respetando los parámetros de soldeo, y que se emplearon para la simulación de la soldadura, incluyendo la temperatura entre pasadas.

Al igual que para la simulación de soldadura, coinciden todos los parámetros de soldeo para cada cordón, por lo que se impuso el mismo ciclo térmico a cada nuevo cordón depositado, modificando los tiempos de deposición hasta alcanzar una temperatura entre pasadas de > 100 °C como dictaba el procedimiento.

La siguiente figura muestra el ciclo térmico tras las dos reparaciones:

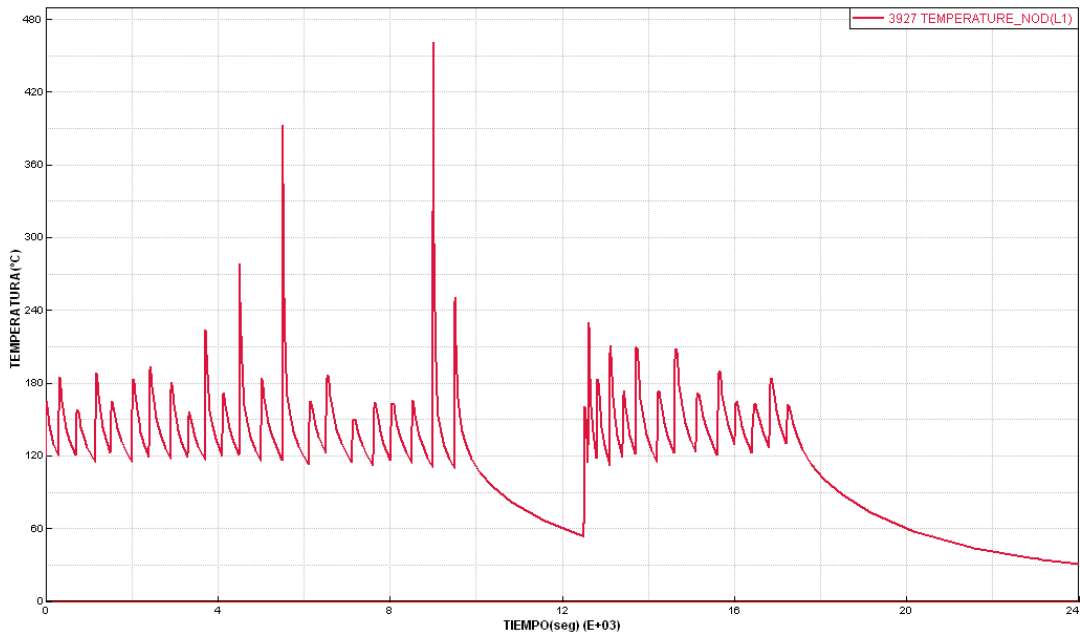


Fig.6.24. Ciclo térmico obtenido tras la primera reparación (25 mm)

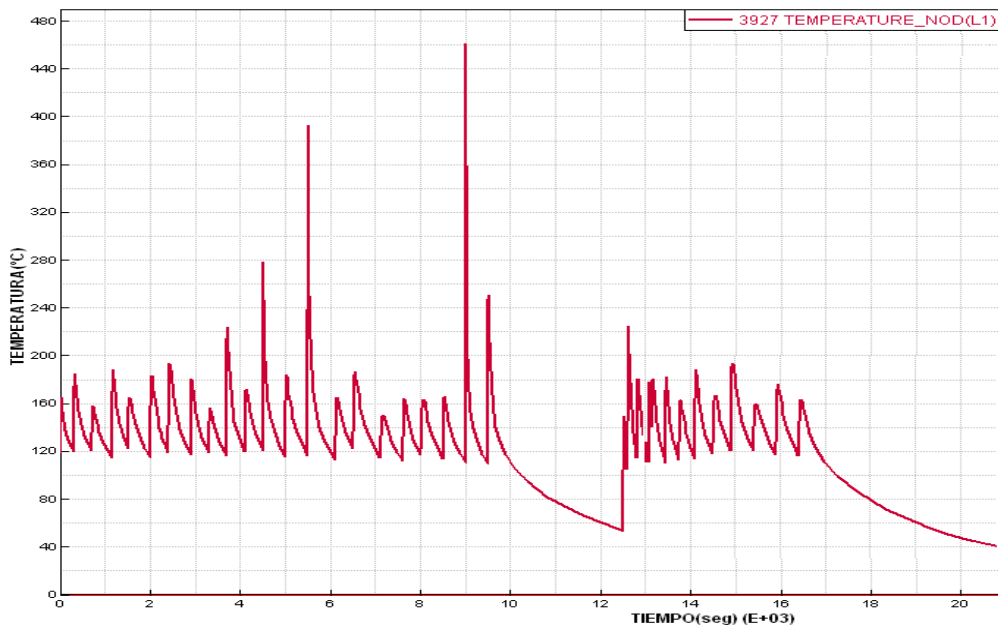


Fig.6.25. Ciclo térmico obtenido tras la segunda reparación (20 mm)

Tras obtener el ciclo térmico adecuado, se procede a mostrar los resultados mecánicos del proceso. Hay que destacar que se respetó el mismo grado de embridamiento que para la

simulación de soldeo y que después de cada reparación se mecanizó la cara superior como es práctica habitual.

Las medidas han sido tomadas a varias profundidades después de respetar el enfriamiento completo de la pieza hasta temperatura ambiente.

- **Primera reparación (25 mm de profundidad):**

- Tensiones medidas en la superficie:

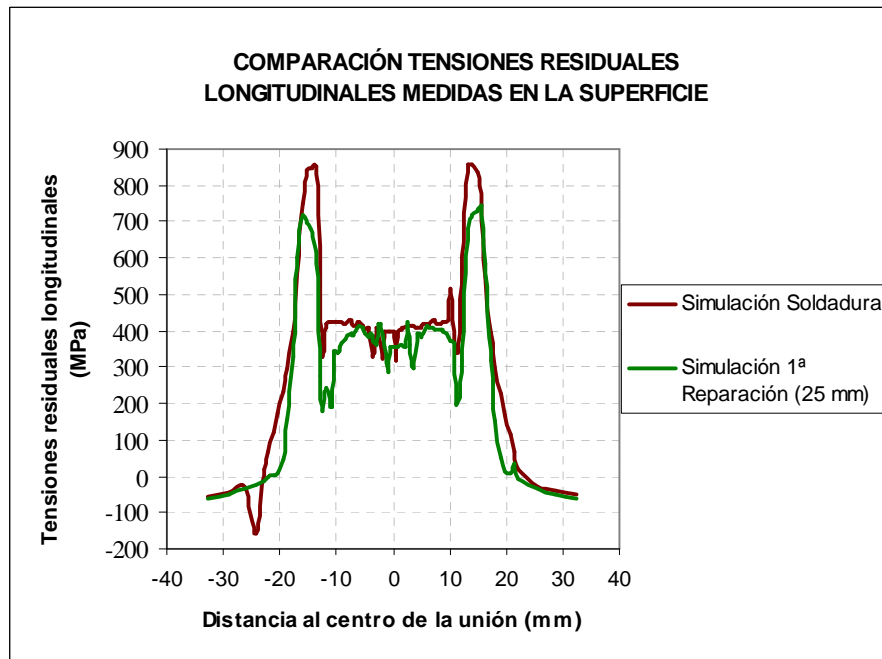


Fig.6.26. Comparación de tensiones residuales longitudinales medidas en la superficie tras la primera reparación (25 mm) con respecto a la soldadura inicial

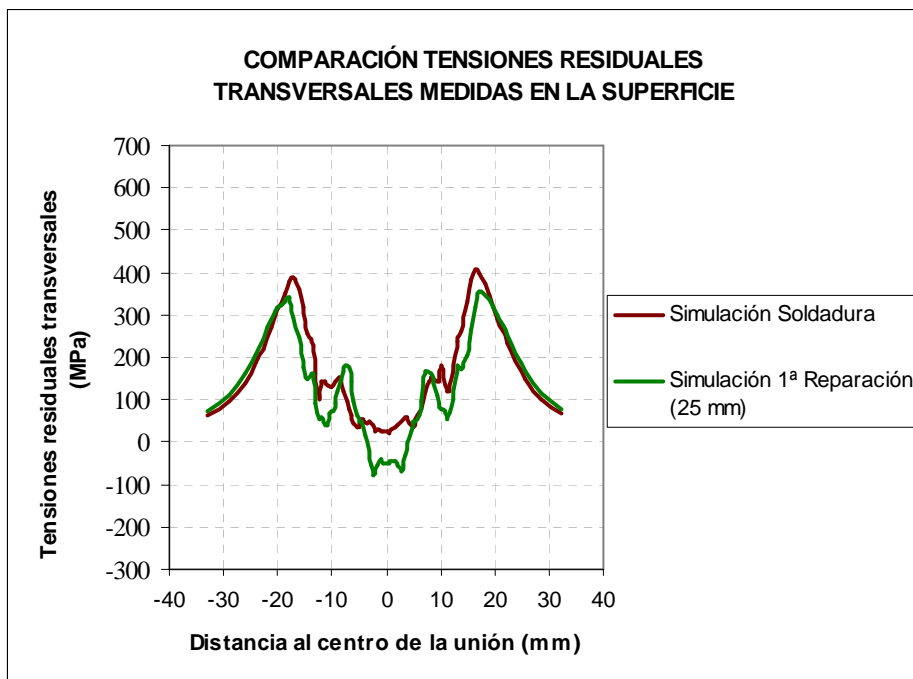


Fig.6.27. Comparación de tensiones residuales transversales medidas en la superficie tras la primera reparación (25 mm) con respecto a la soldadura inicial

- Tensiones medidas a $\frac{1}{4}$ del espesor desde la cara superior:

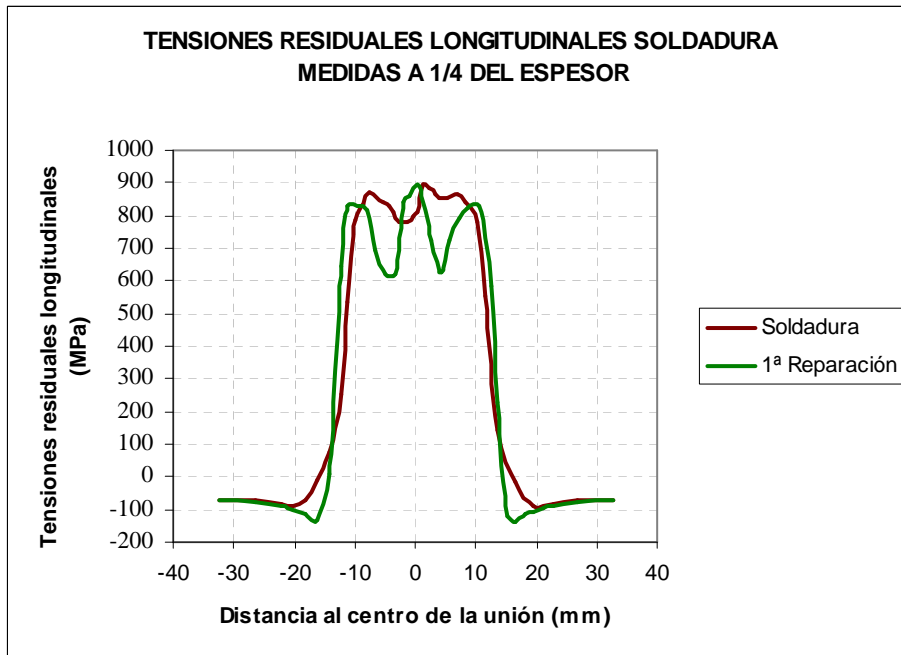


Fig.6.28. Comparación de tensiones residuales longitudinales medidas a $\frac{1}{4}$ del espesor tras la primera reparación (25 mm) con respecto a la soldadura inicial

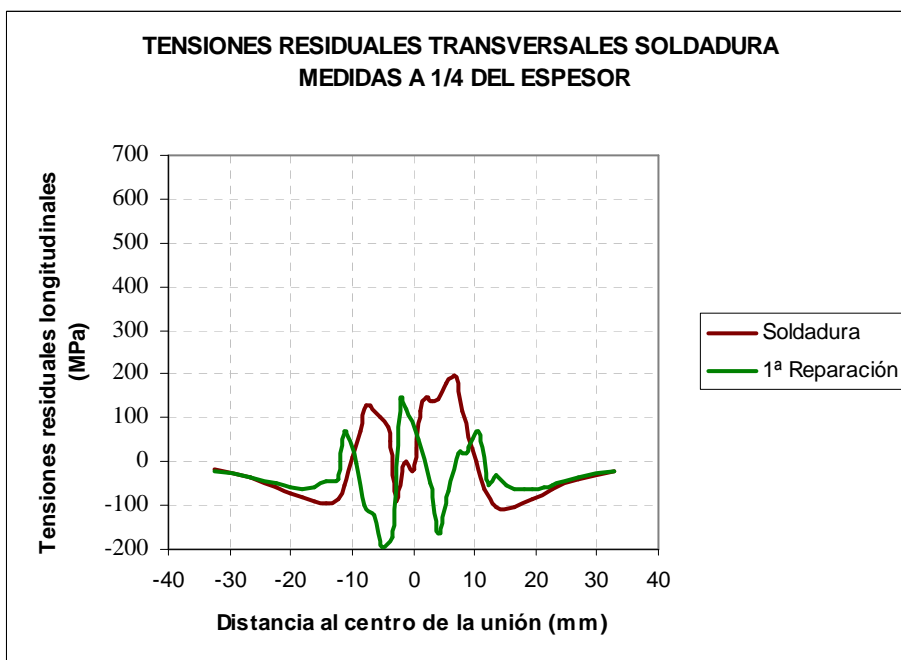


Fig.6.29. Comparación de tensiones residuales transversales medidas a $\frac{1}{4}$ del espesor tras la primera reparación (25 mm) con respecto a la soldadura inicial

- Tensiones medidas a $\frac{1}{2}$ del espesor desde la cara superior:

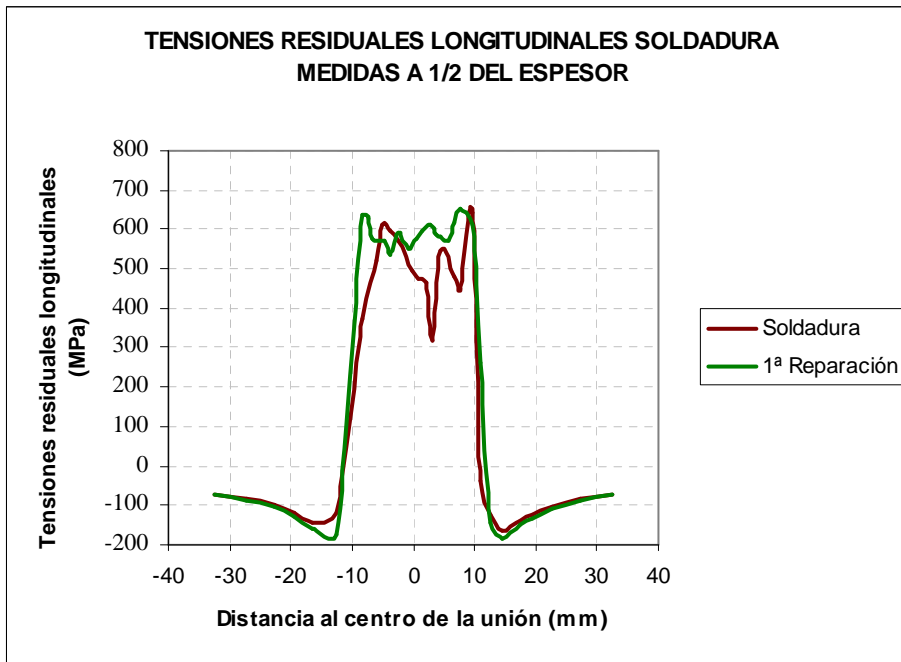


Fig.6.30. Comparación de tensiones residuales longitudinales medidas a $\frac{1}{2}$ del espesor tras la primera reparación (20 mm) con respecto a la soldadura inicial

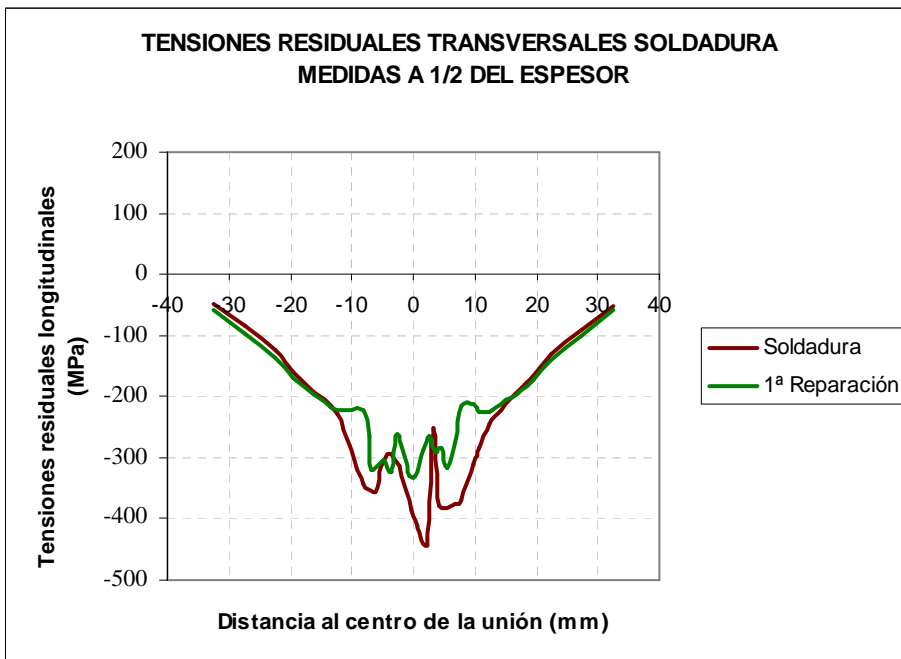


Fig.6.31. Comparación de tensiones residuales transversales medidas a $\frac{1}{2}$ del espesor tras la primera reparación (20 mm) con respecto a la soldadura inicial

- Tensiones medidas al fondo de la reparación, es decir, a 25 mm de profundidad desde la cara superior:

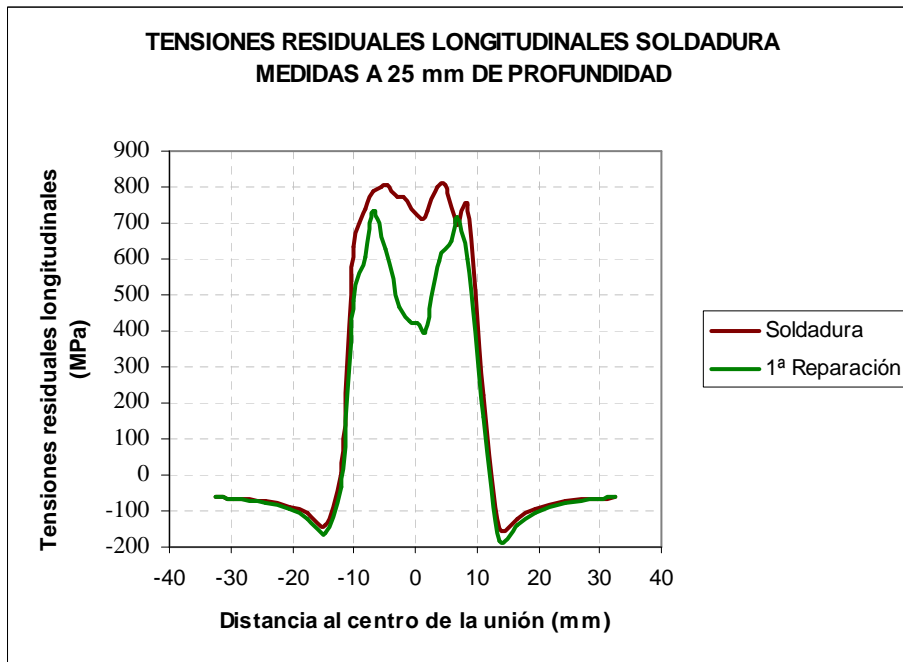


Fig.6.32. Comparación de tensiones residuales longitudinales medidas a 25 mm de profundidad tras la primera reparación con respecto a la soldadura inicial

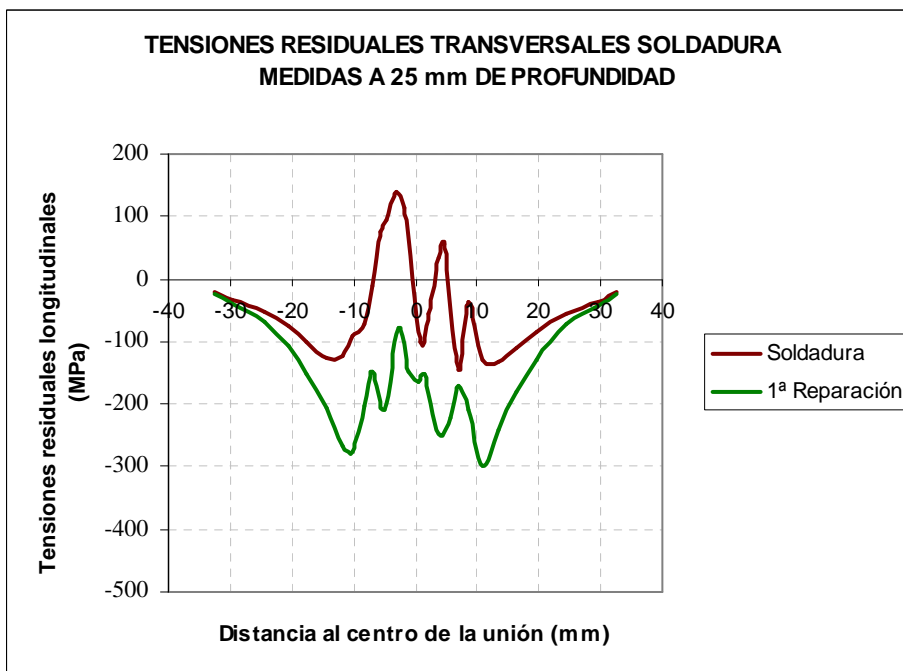


Fig.6.33. Comparación de tensiones residuales transversales medidas a 25 mm de profundidad tras la primera reparación con respecto a la soldadura inicial

- **Segunda reparación** (20 mm de profundidad):
 - Tensiones medidas en la superficie:

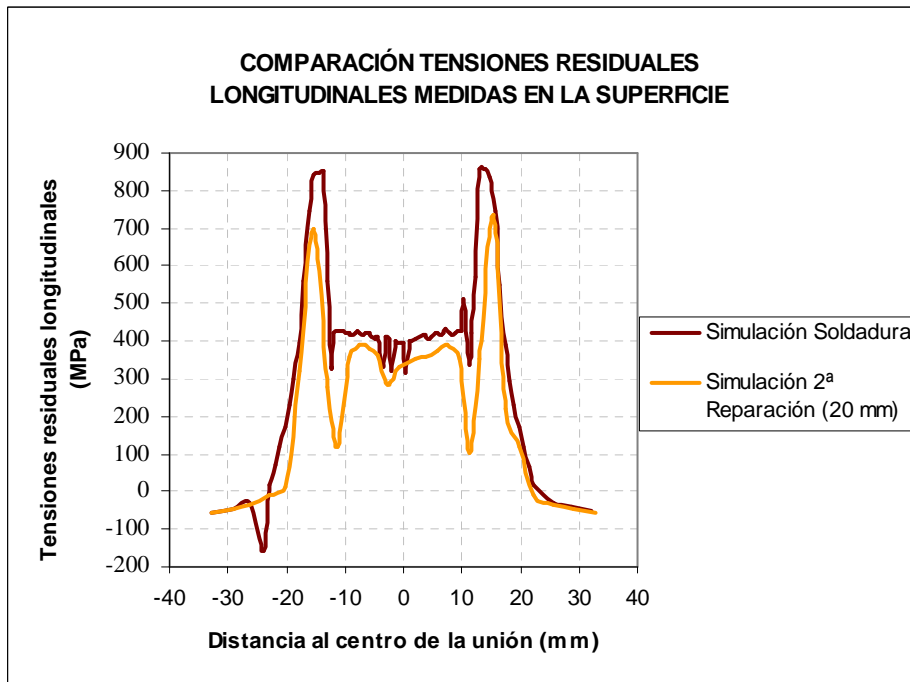


Fig.6.34. Comparación de tensiones residuales longitudinales medidas en la superficie tras la segunda reparación (20 mm) con respecto a la soldadura inicial

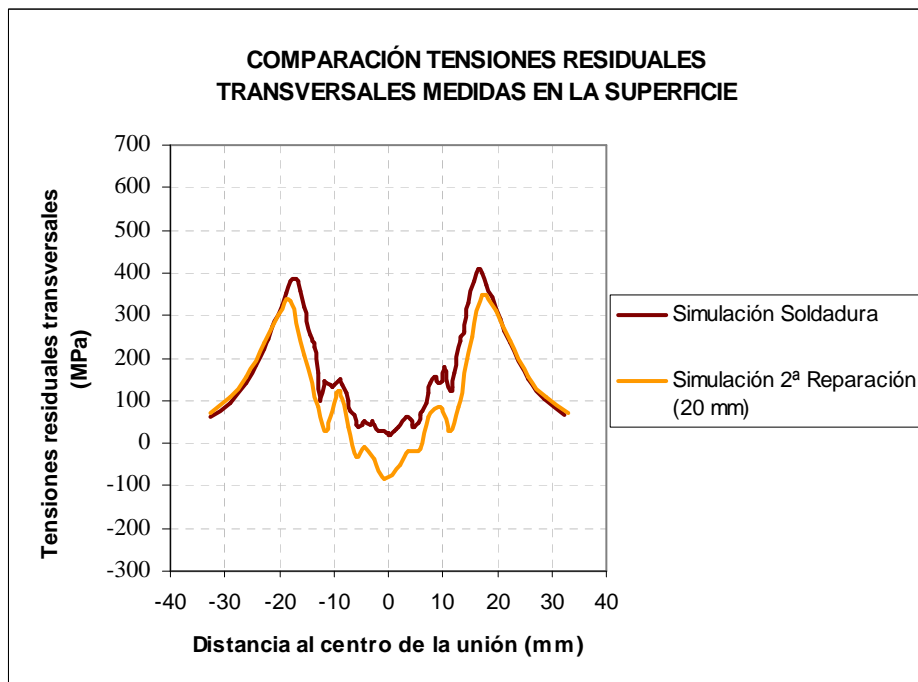


Fig.6.35. Comparación de tensiones residuales transversales medidas en la superficie tras la segunda reparación (20 mm) con respecto a la soldadura inicial

- Tensiones medidas a $\frac{1}{4}$ del espesor desde la cara superior:

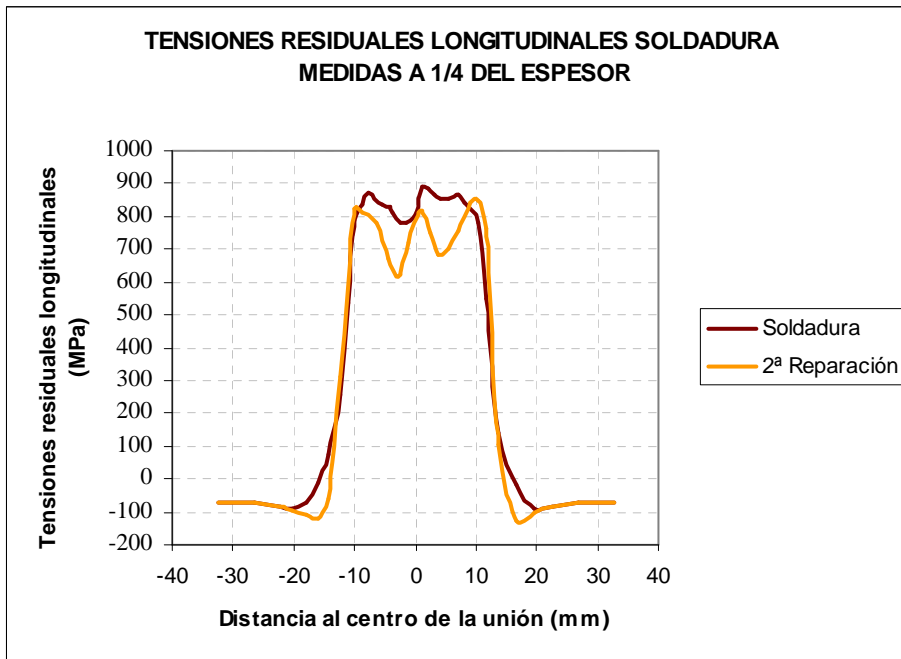


Fig.6.36. Comparación de tensiones residuales longitudinales medidas a 1/4 del espesor tras la segunda reparación (20 mm) con respecto a la soldadura inicial

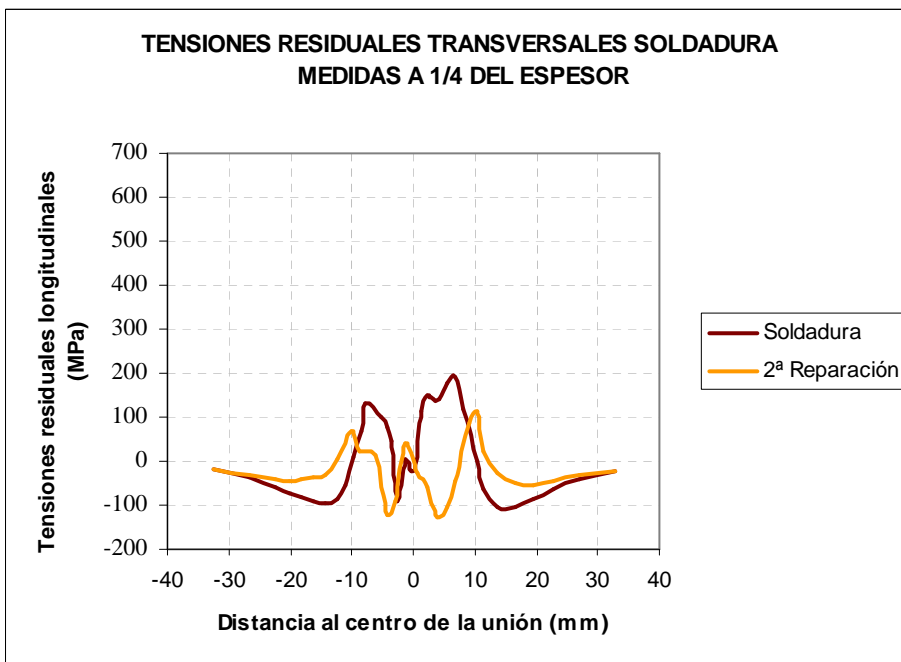


Fig.6.37. Comparación de tensiones residuales transversales medidas a 1/4 del espesor tras la segunda reparación (20 mm) con respecto a la soldadura inicial

- Tensiones medidas a 1/2 del espesor desde la cara superior, profundidad muy próxima al fondo de la reparación (20 mm):

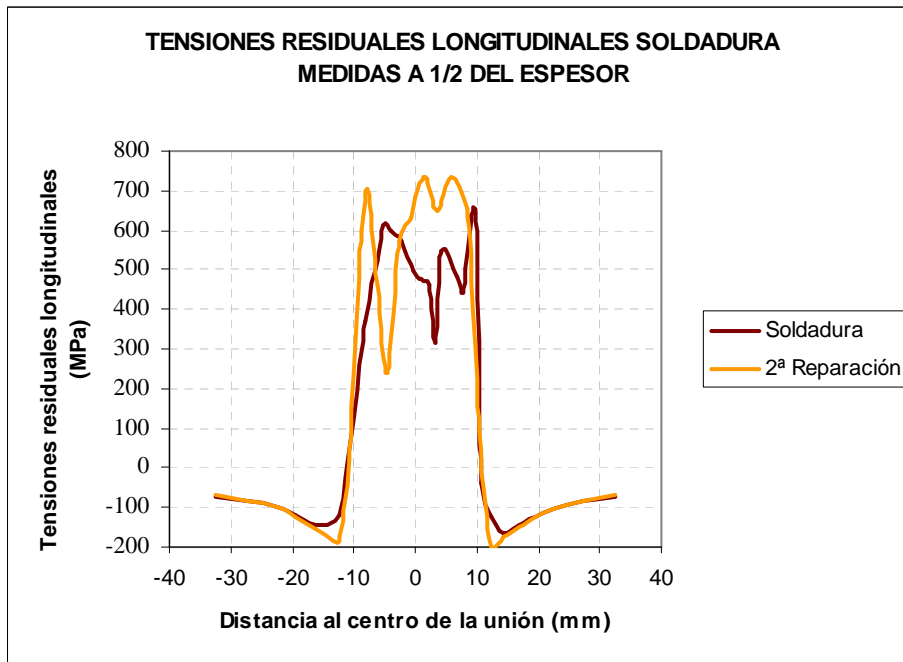


Fig.6.38. Comparación de tensiones residuales longitudinales medidas a $\frac{1}{2}$ del espesor tras la segunda reparación (20 mm) con respecto a la soldadura inicial

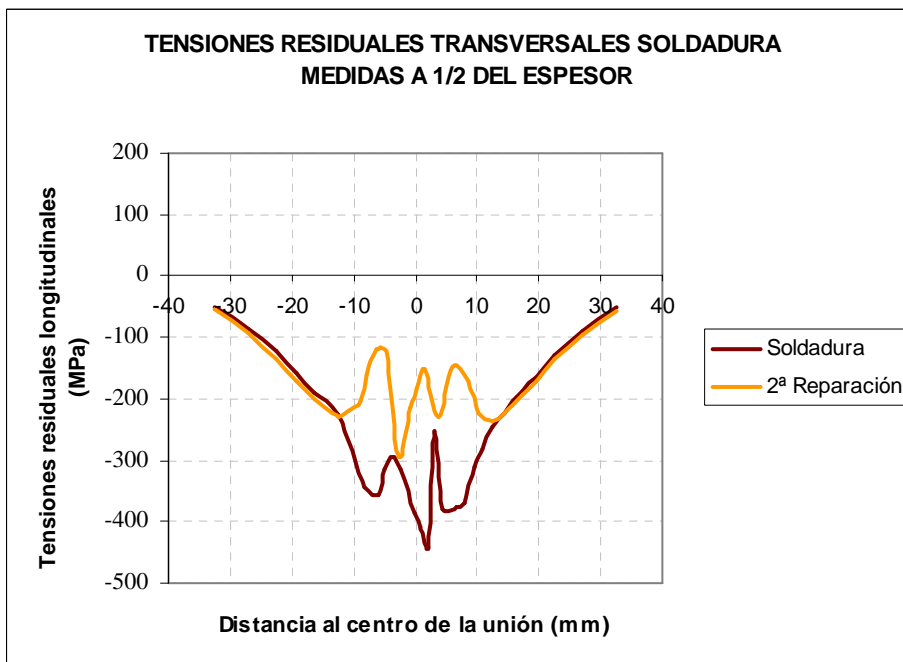


Fig.6.39. Comparación de tensiones residuales transversales medidas a $\frac{1}{2}$ del espesor tras la segunda reparación (20 mm) con respecto a la soldadura inicial

En esta unión con chaflán en X de >30 mm de espesor, la diferencia más destacada de tensiones residuales con respecto a las tensiones producidas por la soldadura inicial, se observan al fondo de las reparaciones, siendo el resto de distribuciones bastante próximo al inicial.

El comportamiento que describen las tensiones residuales de reparaciones respecto a la soldadura inicial es muy similar, ya que al fin y al cabo, una reparación consiste en la eliminación de material y la deposición de nuevos cordones de soldadura.

Aunque la distribución de tensiones residuales sea similar independientemente de la profundidad de la reparación, una reparación más profunda acumulará mayor nivel de tensiones en la pieza pues se deposita un número de cordones de soldadura más elevado que para una reparación más superficial.

6.2.2. Influencia de Reparaciones Sucesivas en las Tensiones Residuales

- Reparación de la Unión en V de > 15 mm

En este análisis se procede a realizar las reparaciones de idénticas características que para el análisis anterior, a excepción de que en este caso se simulan de manera sucesiva.

Para la simulación de las reparaciones se diseña la unión modificando la posición de los nodos y la forma de los elementos, como se ha mencionado anteriormente.

Los elementos y nodos que se modifican para el diseño de la segunda reparación son los pertenecientes a los cordones depositados en la primera reparación.

En este caso, los modelos resultan de la siguiente manera:

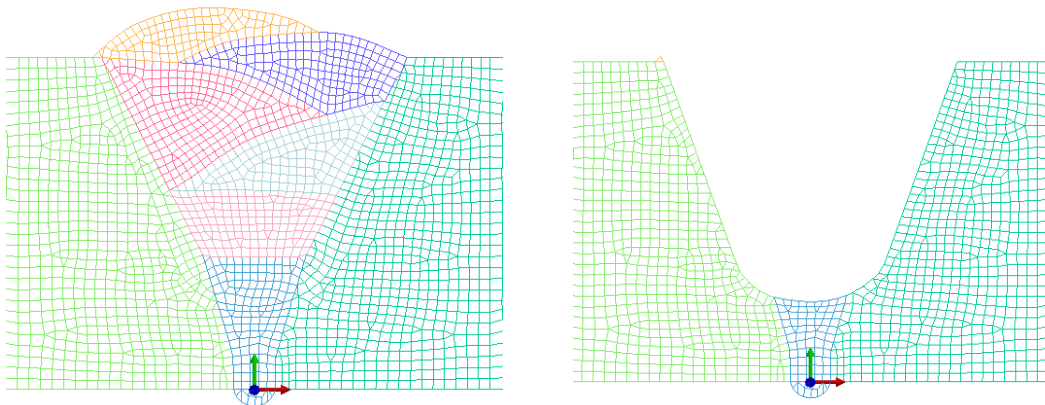


Fig.6.40. Eliminación de los elementos de la primera reparación (15 mm)

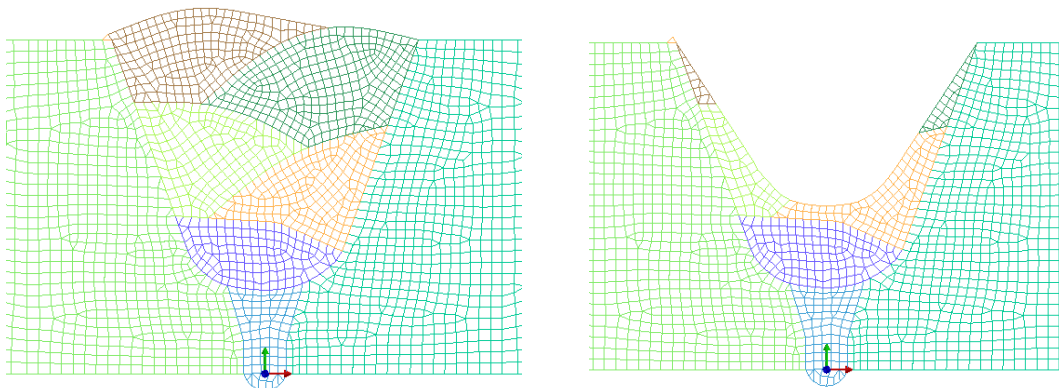


Fig.6.41. Eliminación de los elementos de la segunda reparación (10 mm)

El diseño de las reparaciones es el que se muestra en la siguiente figura:

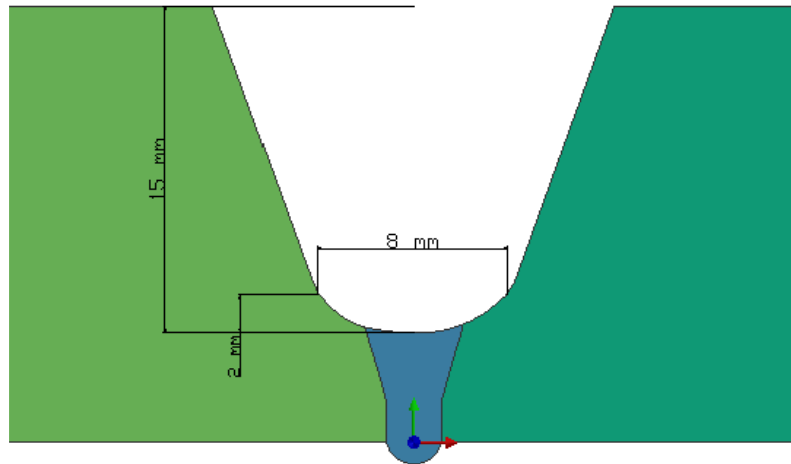


Fig.6.42. Diseño de la primera reparación de 15 mm de profundidad

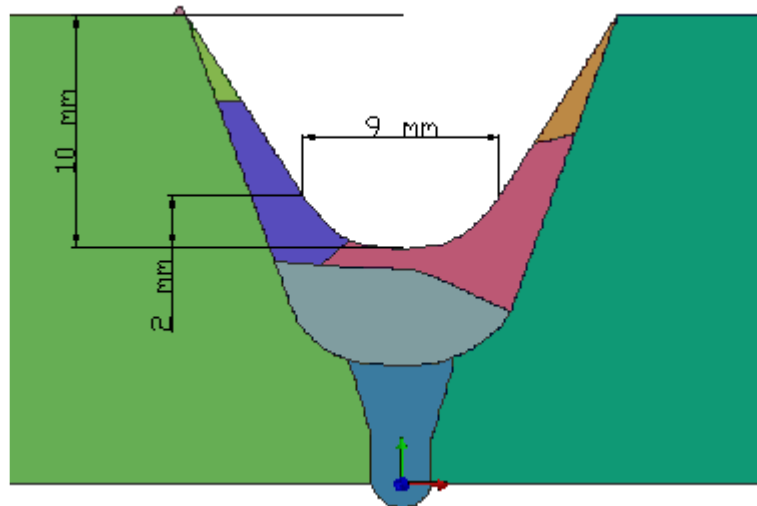


Fig.6.43. Diseño de la segunda reparación de 10 mm de profundidad

La siguiente figura muestra el ciclo térmico tras las dos reparaciones consecutivas:

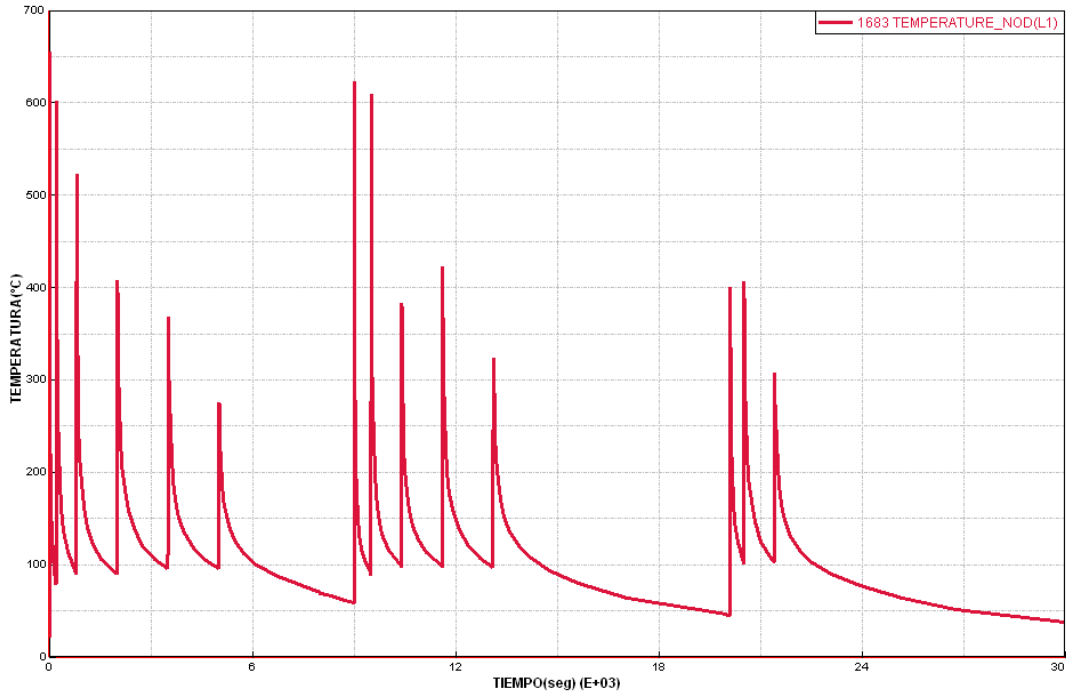


Fig.6.44. Ciclo térmico tras las dos reparaciones sucesivas

Como en el análisis anterior, tras obtener un ciclo térmico adecuado, se procede al cálculo mecánico del procedimiento. Se considera que la pieza está embridada en las mismas condiciones que para la simulación de soldadura.

Las tensiones residuales obtenidas son las siguientes:

- **Primera reparación (15 mm de profundidad):**

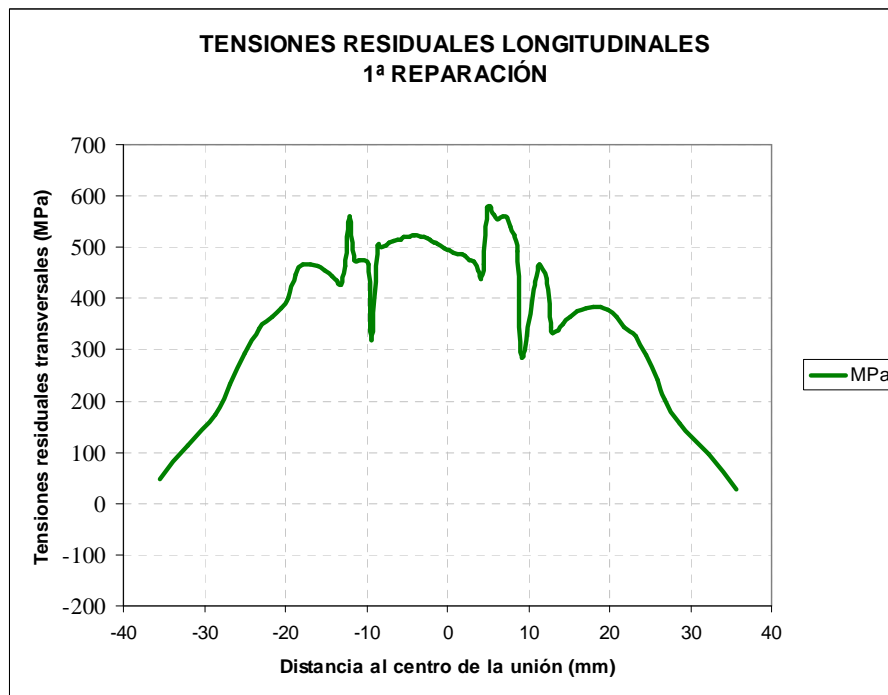


Fig.6.45. Tensiones residuales longitudinales tras la primera reparación (15 mm)

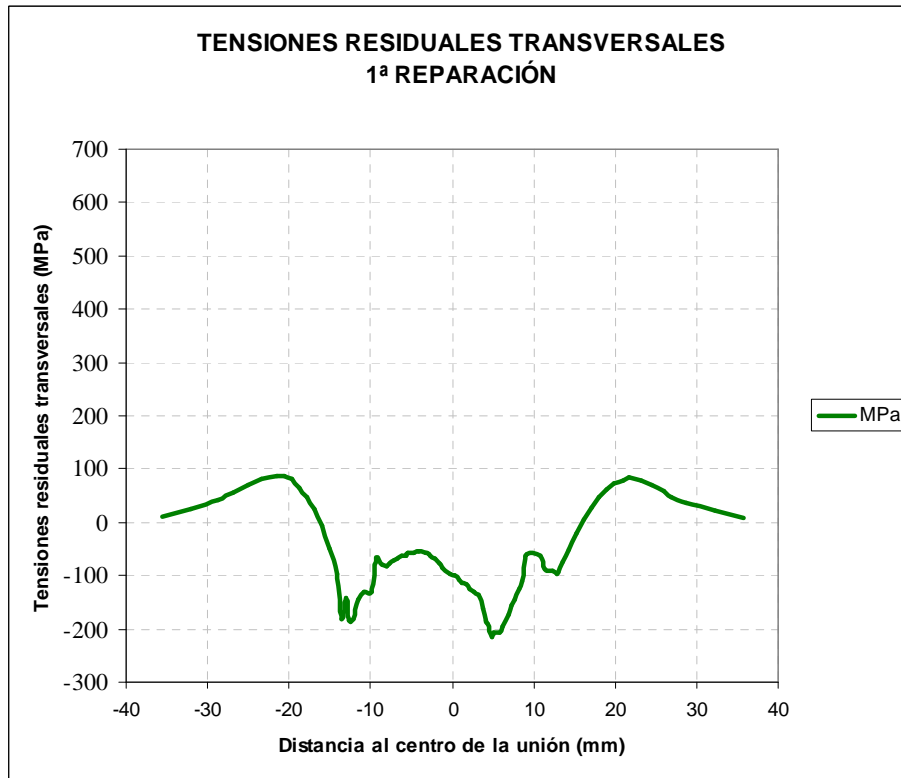


Fig.6.46. Tensiones residuales transversales tras la primera reparación (15 mm)

- Segunda reparación (10 mm de profundidad):

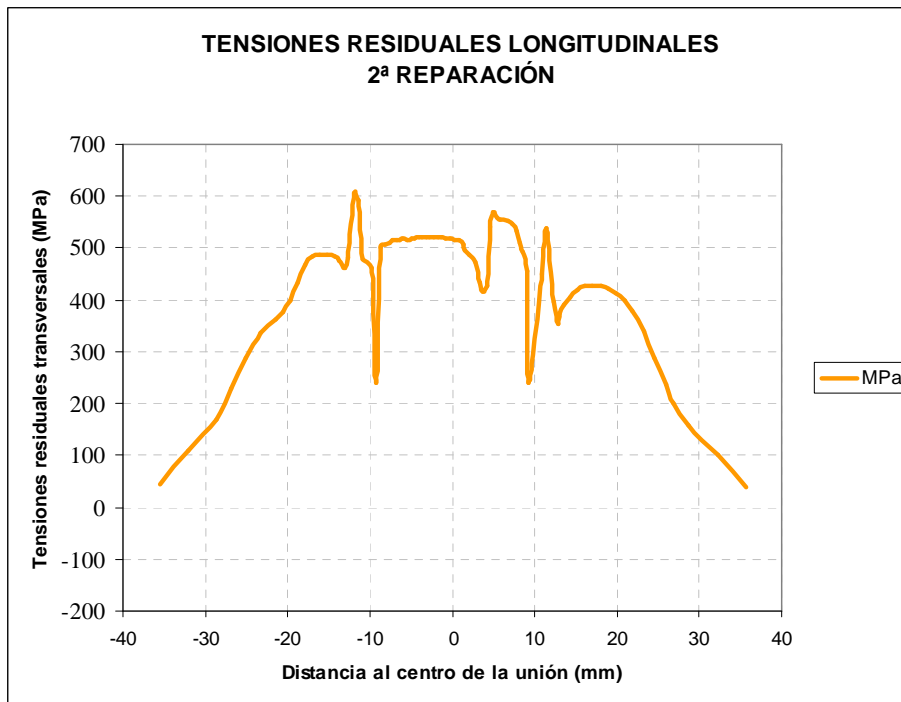


Fig.6.47. Tensiones residuales longitudinales tras la segunda reparación (10 mm)

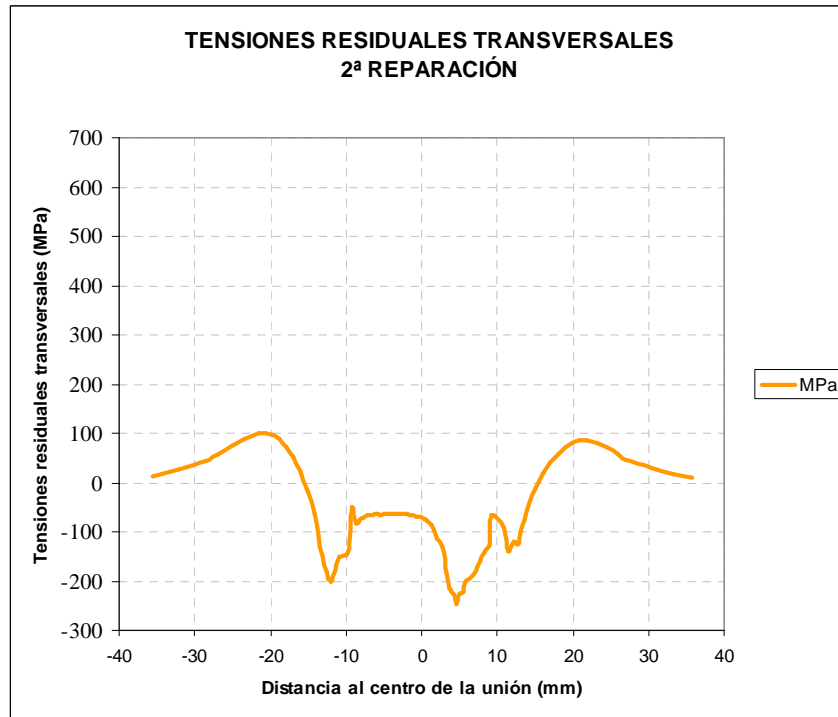


Fig.6.48. Tensiones residuales transversales tras la primera reparación (10 mm)

Tras calcular las tensiones residuales resultantes después de la soldadura y de las dos reparaciones realizadas sobre la cara superior de la pieza, podemos evaluar cómo han evolucionado durante todo el proceso.

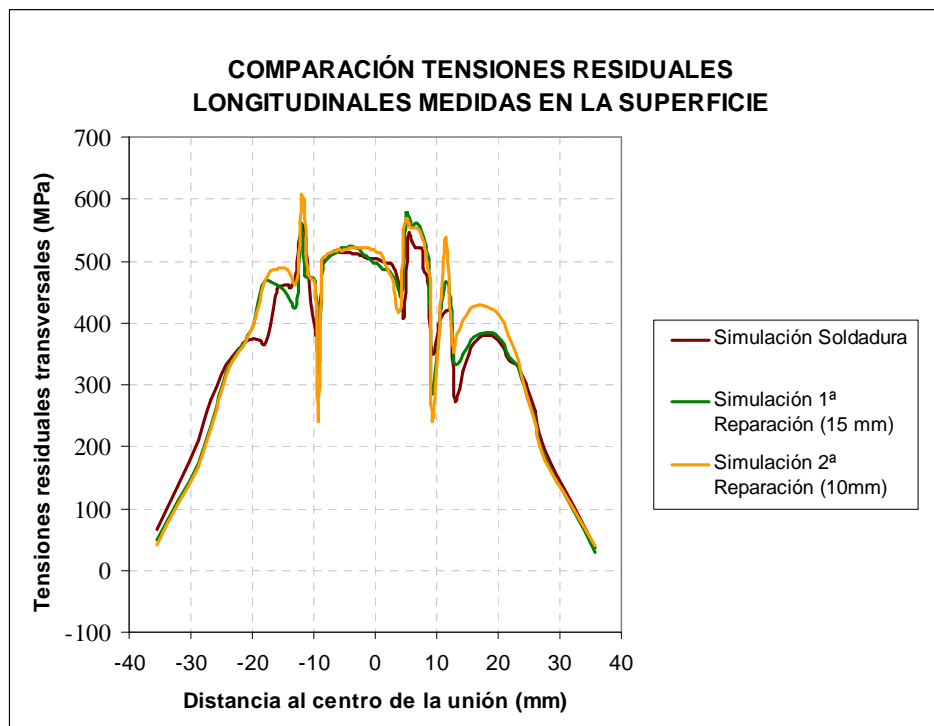


Fig.6.49. Comparación de las tensiones residuales longitudinales obtenidas a lo largo de todo el proceso

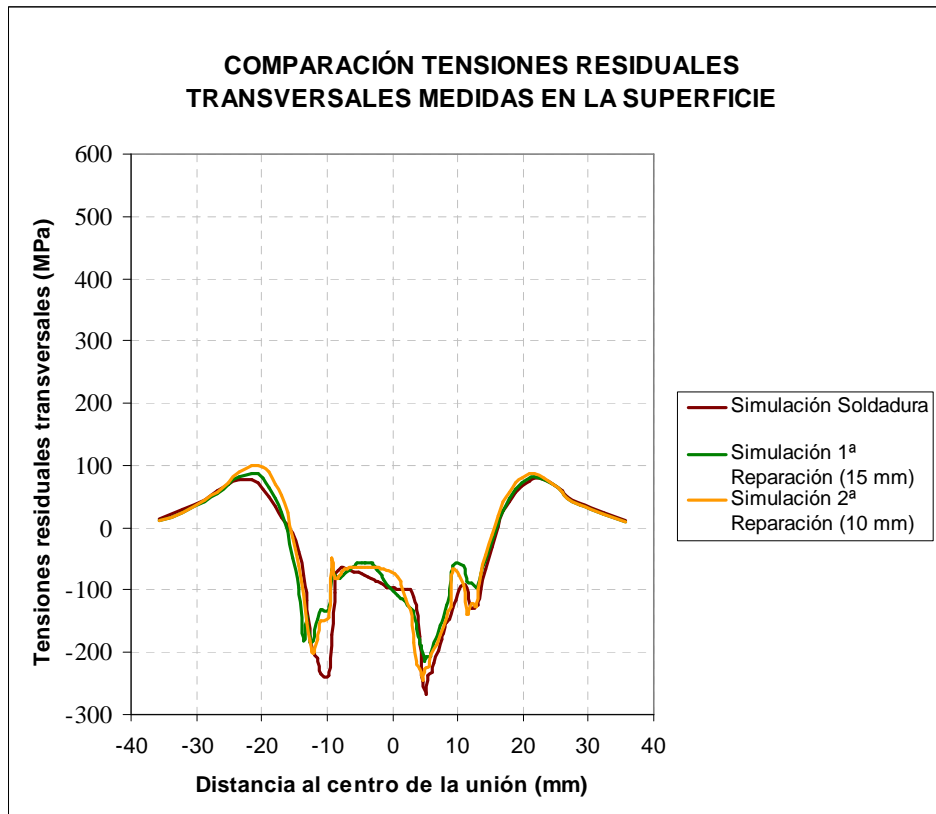


Fig.6.50. Comparación de las tensiones residuales transversales obtenidas a lo largo de todo el proceso

Las tensiones residuales transversales medidas en la superficie de la pieza han mantenido valores similares durante el proceso. Puede observarse un pequeño aumento de tensiones de tracción en los extremos límite de la soldadura con el metal base (a una distancia de aproximadamente 10 mm hacia ambos lados desde el centro de la soldadura).

En cuanto a las tensiones residuales longitudinales medidas en la superficie de la pieza, puede apreciarse que los picos de tensiones en los extremos límite de la soldadura con el metal base han sufrido una disminución notable en la ZAT y un aumento en tracción en una pequeña zona a partir de ésta.

En ambos gráficos cabe destacar que las tensiones residuales después de cada proceso tienden a cero hacia los extremos de la pieza, donde no existe acumulación de tensiones.

- **Reparación de la Unión con Chaflán en X de >30 mm**

Para la desactivación de los elementos correspondientes a las reparaciones de 25 mm de profundidad y su consecutiva de 20 mm de profundidad, se modifica la malla del modelo de la siguiente manera:

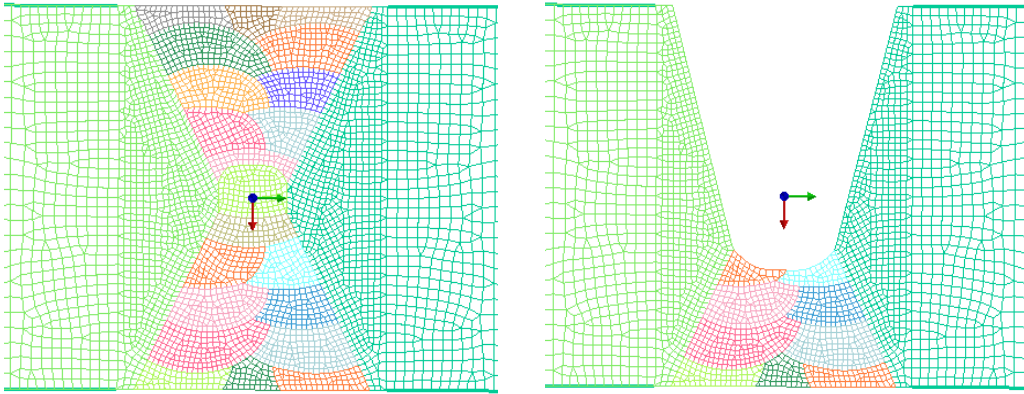


Fig.6.51. Eliminación de los elementos de la primera reparación (25 mm)

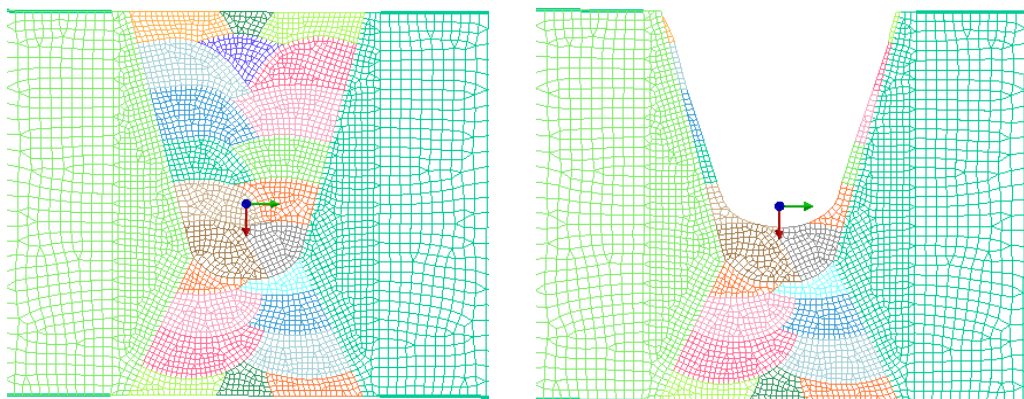


Fig.6.52. Eliminación de los elementos de la segunda reparación (20 mm)

En las siguientes figuras se muestran en detalle el diseño de ambas reparaciones:

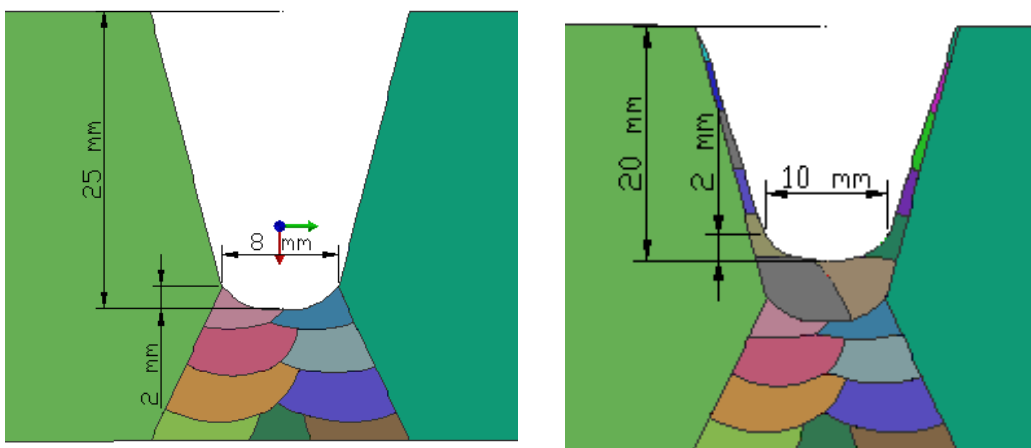


Fig.6.53. Diseño de la primera y segunda reparación respectivamente

Al igual que para la simulación anterior, se respetan los parámetros de soldeo que se emplearon para la soldadura inicial, así como la temperatura entre pasadas.

La siguiente figura muestra el ciclo térmico tras las dos reparaciones consecutivas:

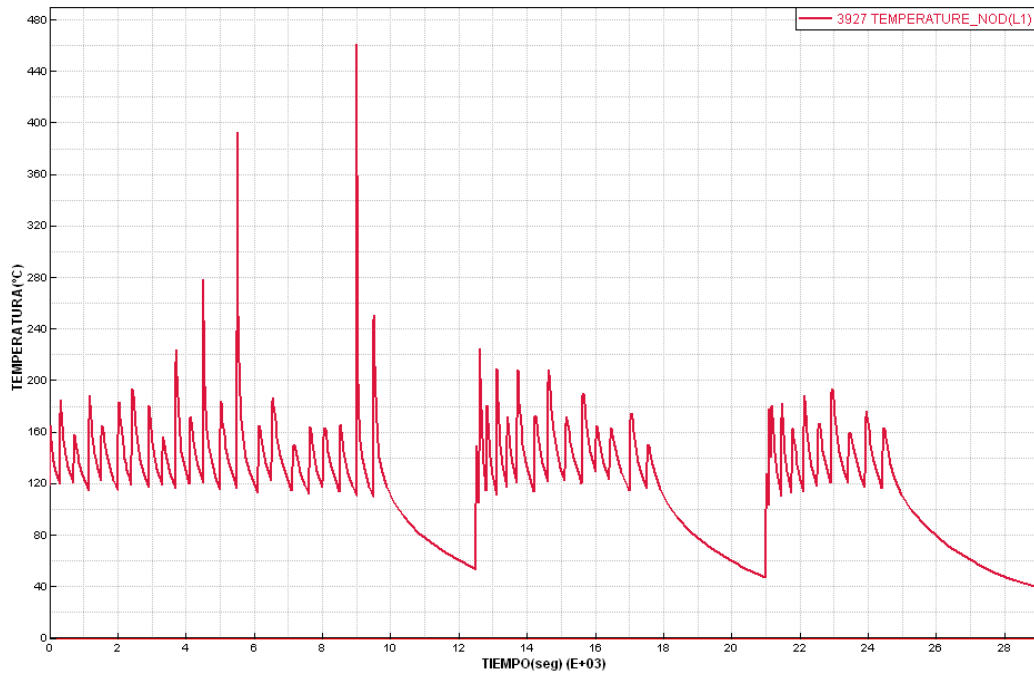


Fig.6.54. Ciclo térmico del proceso completo tras las dos reparaciones

Como se puede apreciar en el historial térmico, los picos de temperatura de las dos reparaciones son del mismo orden, así como el comportamiento de enfriamiento.

Tras obtener el ciclo térmico adecuado, se procede a mostrar los resultados mecánicos del proceso medidos en la superficie superior de la pieza tras el mecanizado correspondiente:

- **Primera reparación (25 mm de profundidad):**

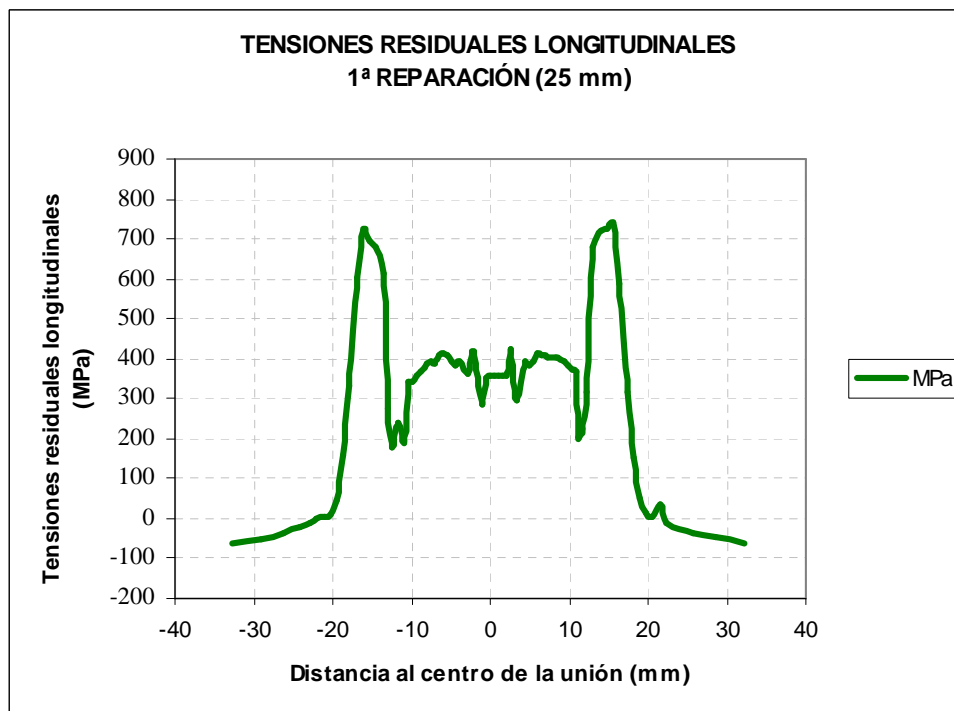


Fig.6.55. Tensiones residuales longitudinales tras la primera reparación (25 mm)

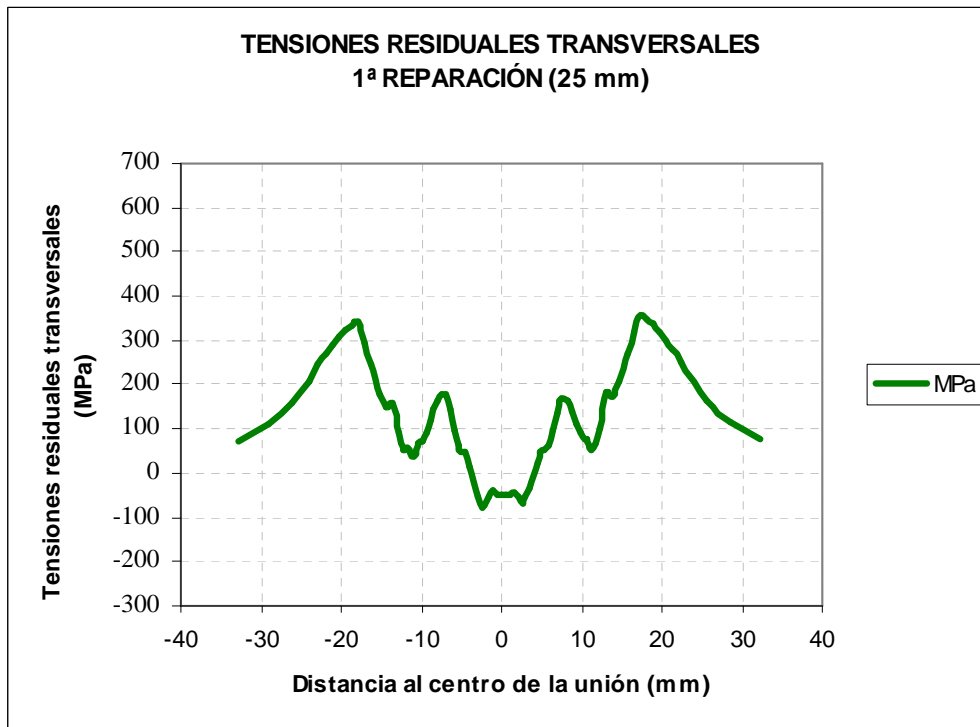


Fig.6.56. Tensiones residuales transversales tras la primera reparación (25 mm)

- **Segunda reparación (20 mm de profundidad):**

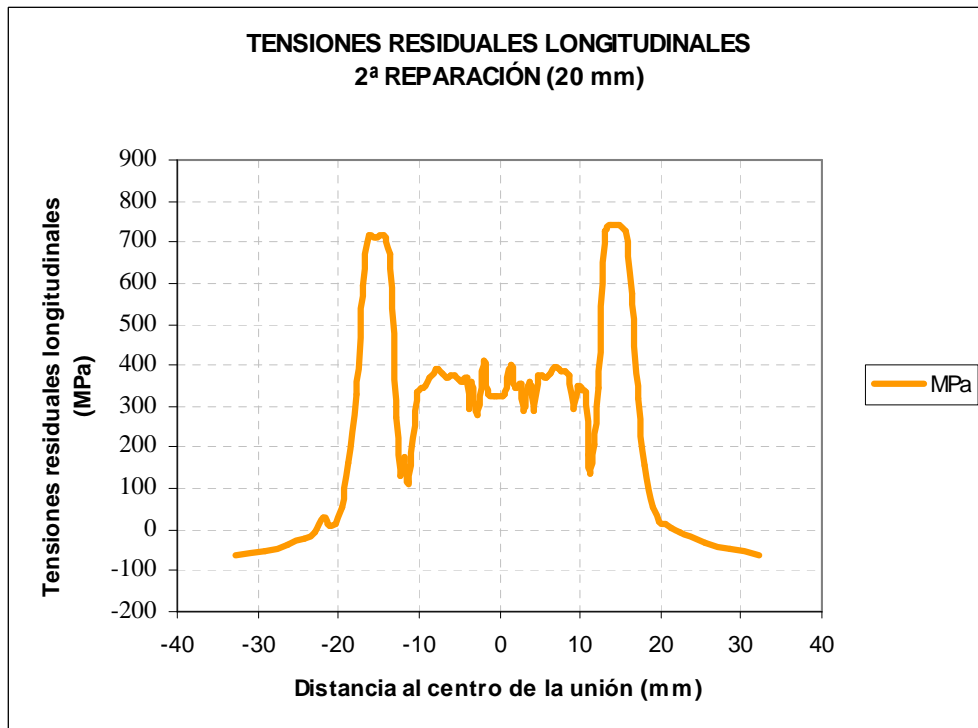


Fig.6.57. Tensiones residuales longitudinales tras la segunda reparación (20 mm)

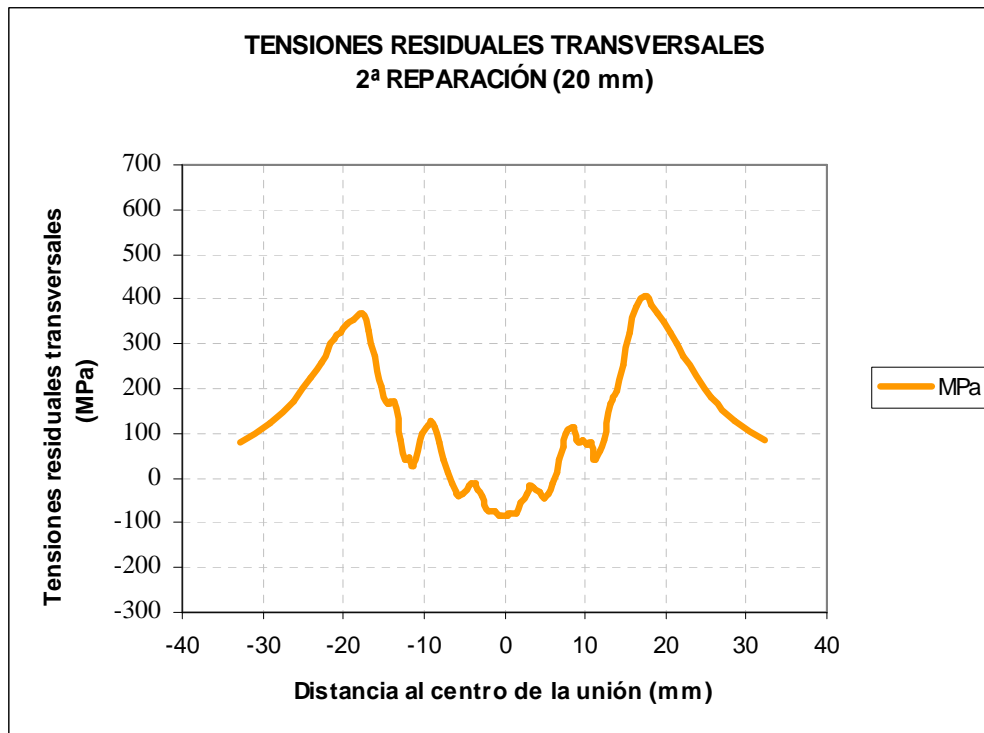


Fig.6.58. Tensiones residuales transversales tras la segunda reparación (20 mm)

Tras calcular las tensiones residuales resultantes después de la soldadura y de las dos reparaciones realizadas sobre la cara superior de la pieza, podemos evaluar cómo han evolucionado durante todo el proceso.

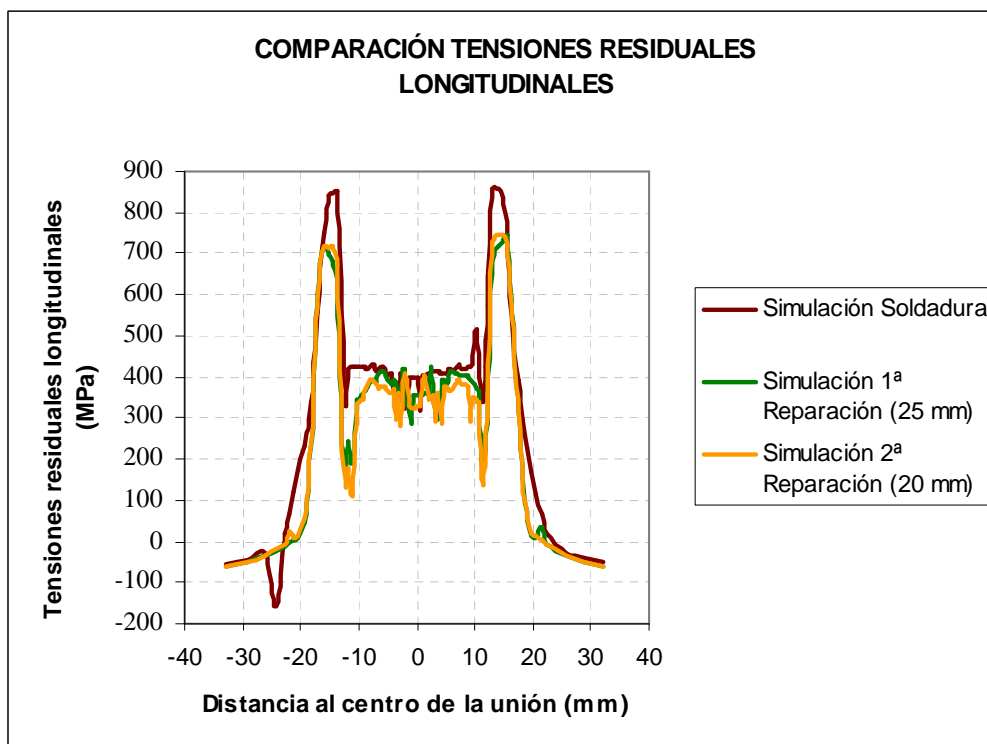


Fig.6.59. Comparación de las tensiones residuales longitudinales obtenidas a lo largo de todo el proceso

Las tensiones residuales longitudinales superficiales medidas después de las reparaciones han ido decreciendo en las zonas límites de la soldadura con el metal base, a unos 10 mm desde el centro a ambos lados. El resto de la distribución de tensiones longitudinales ha permanecido con valores similares.

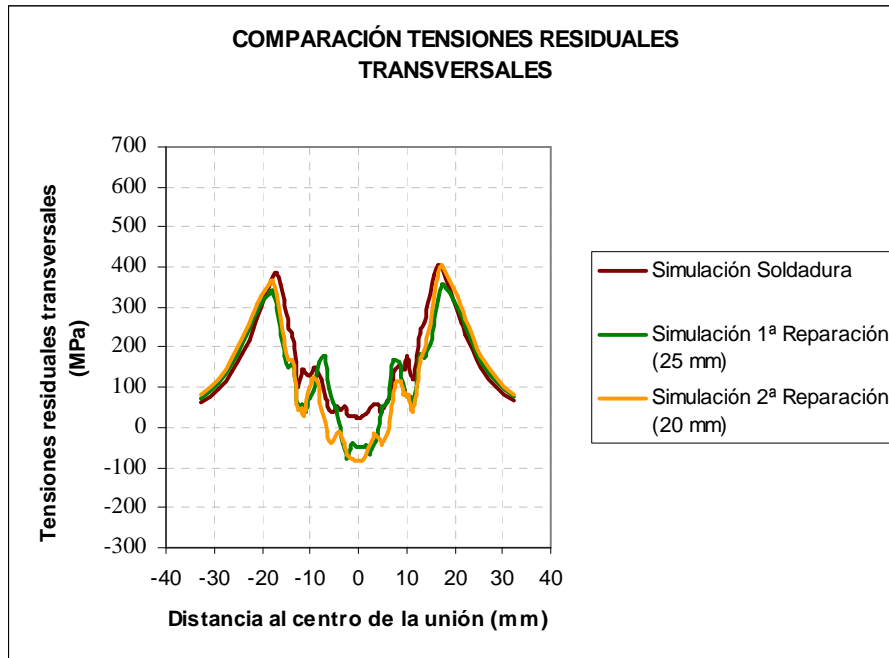


Fig.6.60. Comparación de las tensiones residuales transversales obtenidas a lo largo de todo el proceso

En cuanto a las tensiones residuales transversales superficiales, puede observarse que el centro de la soldadura ha ido comprimiéndose, permaneciendo el resto de la distribución de tensiones en el mismo orden.

6.2.3 Comparación de las Tensiones Residuales tras las Reparaciones con las de la Norma BS 7910

Según la norma BS 7910, anexo “Q.6 Repair welds”, las tensiones residuales tras reparaciones en una pieza soldada se calculan en base a lo siguiente:

- Las tensiones residuales transversales y longitudinales en reparaciones de soldadura deberían tomarse del orden de magnitud de σ_Y , donde σ_Y es el mayor límite elástico de todos los componentes de la reparación (metal base, metal de soldadura original y metal de reparación de la soldadura) a lo largo de la profundidad de la reparación. Para reparaciones parciales de profundidad z_r , puede asumirse que las tensiones residuales decrecen desde la magnitud del límite elástico en el fondo de la reparación a cero en la profundidad z_0 debajo de la reparación, donde z_0 se define mediante la siguiente ecuación:

$$z_0 = \sqrt{\frac{122 \cdot E_1}{\sigma_y}} \text{ en aceros ferríticos y } z_0 = \sqrt{\frac{161 \cdot E_1}{\sigma_y}} \text{ en aceros austeníticos}$$

$$\text{Para } z < z_r \quad \sigma_R^T = \sigma_R^L = \sigma_y$$

$$\text{Para } z_r \leq z \leq z_r + z_0 \quad \sigma_R^T = \sigma_R^L = \sigma_Y \left(\frac{z_0 + z_r - z}{z_0} \right)$$

$$\text{Para } z \geq z_r + z_0 \quad \sigma_R^T = \sigma_R^L = 0$$

- **Unión en V de > 15 mm de espesor:**

Donde,

z es la profundidad medida desde la cara del componente del cual se ha realizado la reparación,

σ_R^L = tensión residual longitudinal

σ_R^T = tensión residual transversal

σ_Y = límite elástico = 355 MPa para el acero S455J2

B = > 15 mm (espesor de la pieza)

E_l = energía eléctrica por unidad de longitud (en J/mm)

• **Para la primera reparación:**

$z_r = 15$ mm,

$z_0 = 0,44$ mm para aceros austeníticos según los parámetros de soldeo,

Por lo que la distribución de las tensiones residuales tras la primera reparación según la norma BS 7910 quedaría así:

$$\text{Para } z < 15 \text{ mm} \quad \sigma_R^T = \sigma_R^L = 350 \text{ MPa}$$

$$\text{Para } 15 \text{ mm} \leq z \leq 15 + 0,44 \text{ mm} \quad \sigma_R^T = \sigma_R^L = 350 \left(\frac{0,44 + 15 - z}{0,44} \right)$$

$$\text{Para } z \geq 15 + 0,44 \text{ mm} \quad \sigma_R^T = \sigma_R^L = 0$$

En los siguientes gráficos se muestran las tensiones residuales tras la primera reparación según la norma y según el cálculo numérico. Dichas tensiones han sido medidas en el plano medio de la soldadura.

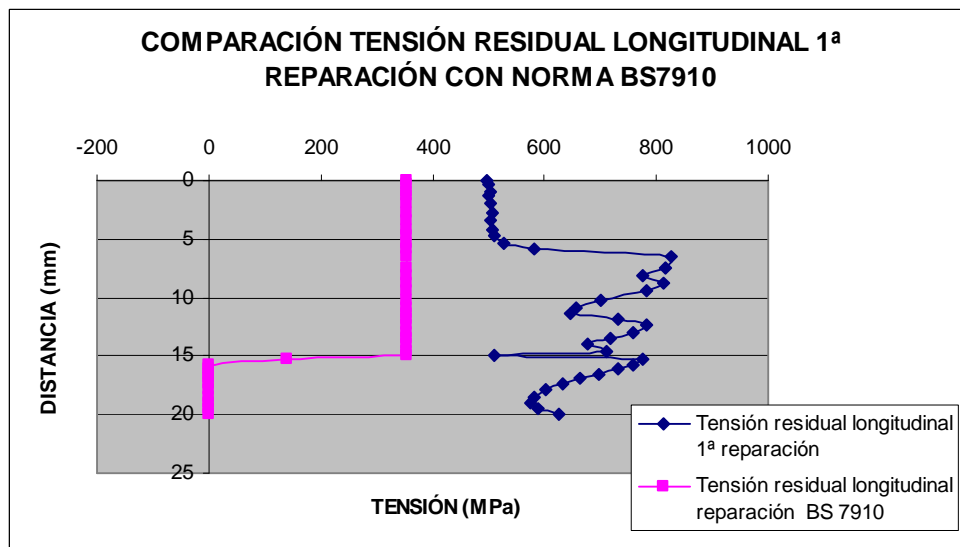


Fig.6.61. Tensiones residuales longitudinales de la primera reparación (15 mm) comparadas con las que dicta la norma BS 7910

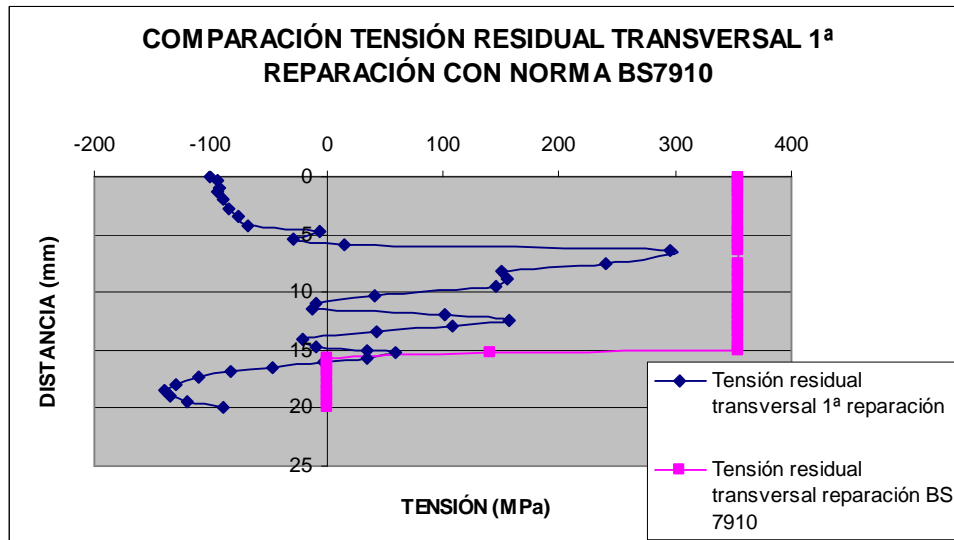


Fig.6.62. Tensiones residuales transversales de la primera reparación (15 mm) comparadas con las que dicta la norma BS 7910

• **Para la segunda reparación:**

$z_r = 10 \text{ mm}$,

$z_0 = 0,44 \text{ mm}$ para aceros austeníticos según los parámetros de soldeo,

Por lo que la distribución de las tensiones residuales tras la segunda reparación según la norma BS 7910 quedaría así:

Para $z < 10 \text{ mm}$

$$\sigma_R^T = \sigma_R^L = 350 \text{ MPa}$$

Para $10 \text{ mm} \leq z \leq 10 + 0,44 \text{ mm}$

$$\sigma_R^T = \sigma_R^L = 350 \left(\frac{0,44 + 15 - z}{0,44} \right)$$

Para $z \geq 10 + 0,44 \text{ mm}$

$$\sigma_R^T = \sigma_R^L = 0$$

En los siguientes gráficos se muestran las tensiones residuales en el plano medio de la soldadura tras la segunda reparación según la norma y según el cálculo numérico:

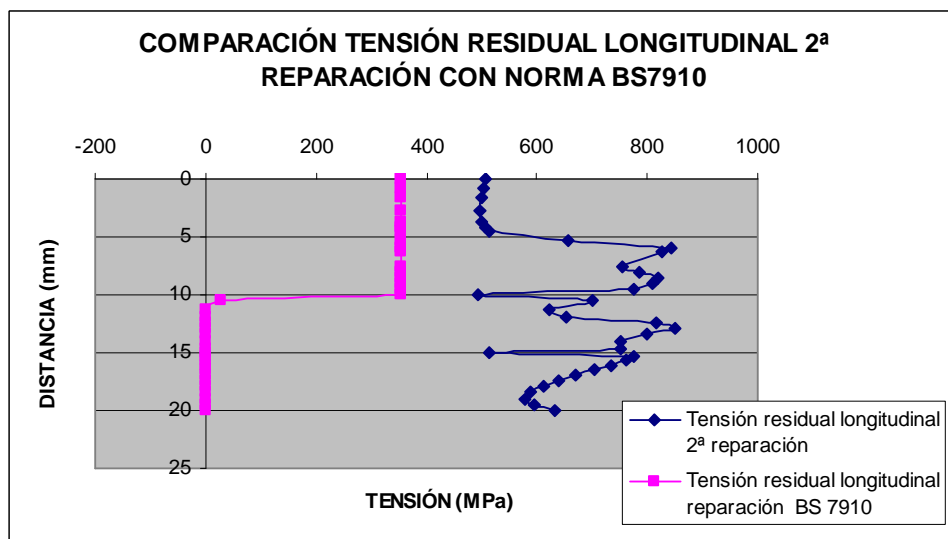


Fig.6.63. Tensiones residuales longitudinales de la segunda reparación (10 mm) comparadas con las que dicta la norma BS 7910

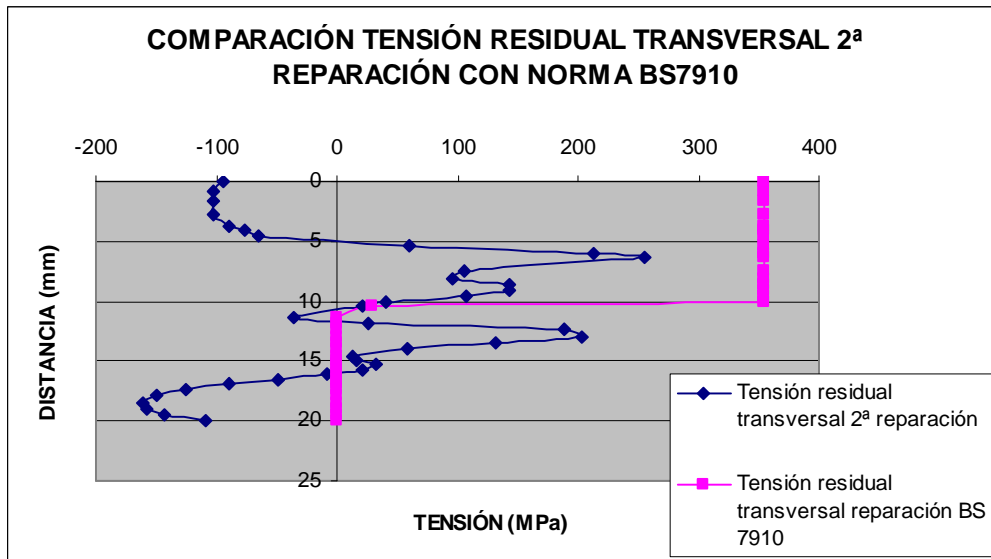


Fig.6.64. Tensiones residuales transversales de la segunda reparación (10 mm) comparadas con las que dicta la norma BS 7910

Existe una gran diferencia entre las tensiones residuales obtenidas por simulación y las que dicta la norma BS 7910.

La norma establece tanto para las tensiones residuales transversales como para las longitudinales la misma distribución: a lo largo del espesor donde se encuentra la zona de reparación, las tensiones alcanzan la magnitud del límite elástico, decreciendo hasta hacerse cero en la parte inferior de la pieza.

Tras la realización de las diferentes soldaduras y reparaciones, las tensiones residuales acumuladas en el componente durante el proceso se van modificando.

La norma BS 7910 es demasiado conservadora al no tener en cuenta esas modificaciones en la estructura que van alterando las tensiones en toda la unión, inclusive la parte que no ha sido reparada.

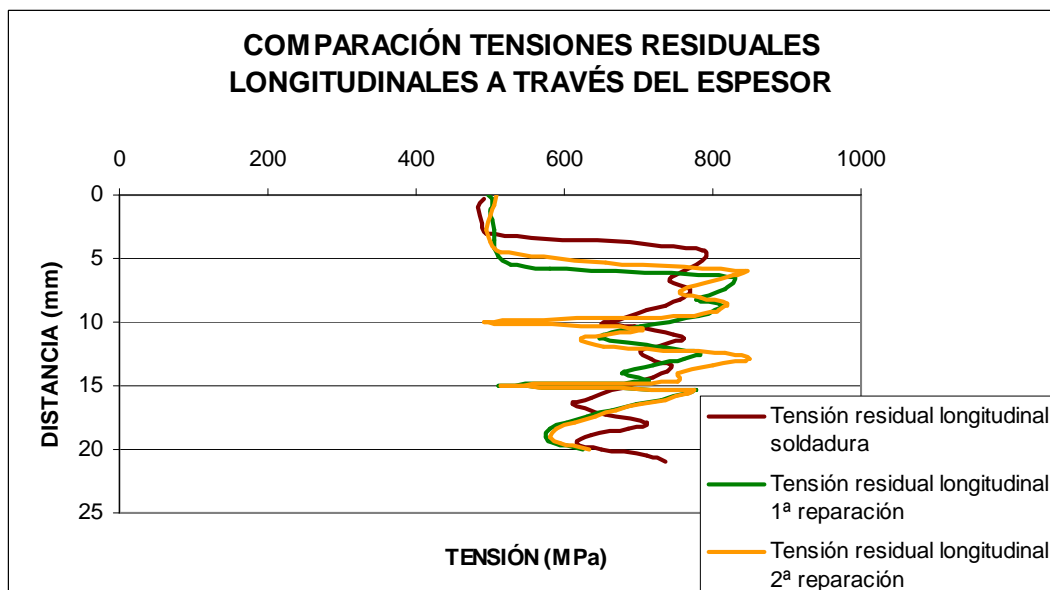


Fig.6.65. Tensiones residuales longitudinales tras todo el proceso medidas a través del espesor

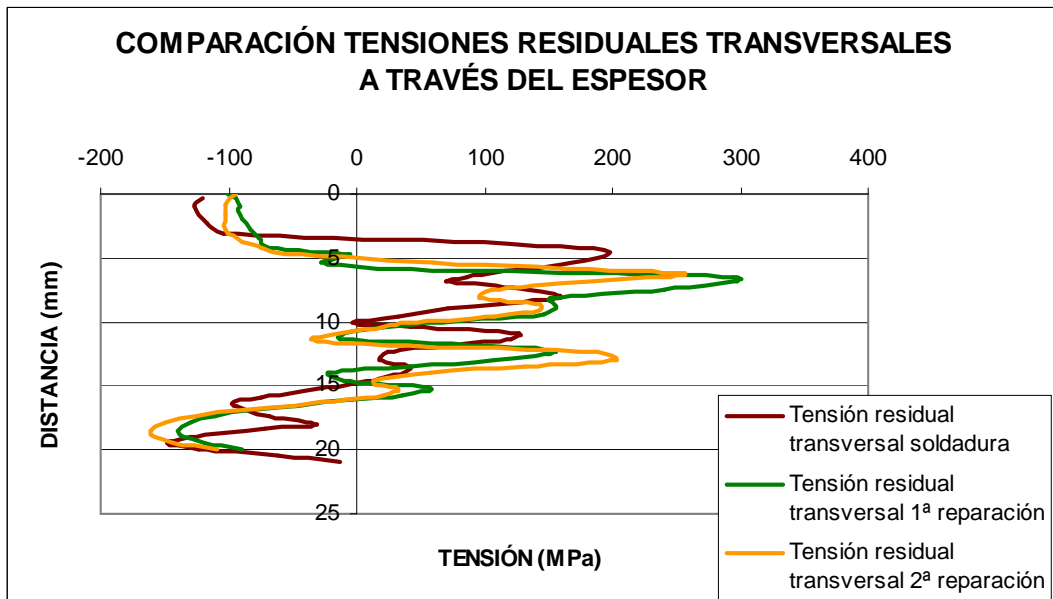


Fig.6.66. Tensiones residuales transversales tras todo el proceso medidas a través del espesor

Tras la simulación de la soldadura y de las dos reparaciones definidas anteriormente, puede observarse que los picos de tensiones residuales longitudinales se hacen más pronunciados en cada reparación. La distribución de dichas tensiones a través del espesor fluctúa en las zonas que han vuelto a ser fundidas con el nuevo cordón depositado.

Las tensiones residuales transversales se han mantenido en valores y distribución similares. Las zonas que sufren compresión son las partes superior e inferior de la unión, focalizándose la tensión de tracción en el centro de la soldadura.

- **Unión en doble V de >30 mm de espesor:**

• **Para la primera reparación:**

$$z_r = 25 \text{ mm,}$$

$$z_0 = 0,59 \text{ mm para aceros austeníticos según los parámetros de soldeo,}$$

Por lo que la distribución de las tensiones residuales tras la primera reparación según la norma BS 7910 quedaría así:

$$\text{Para } z < 25 \text{ mm}$$

$$\sigma_R^T = \sigma_R^L$$

$$\text{Para } 25 \text{ mm} \leq z \leq 25 + 0,59 \text{ mm}$$

$$\sigma_R^T = \sigma_R^L = \sigma_Y \left(\frac{0,59 + 25 - z}{0,59} \right)$$

$$\text{Para } z \geq 25 + 0,59 \text{ mm}$$

$$\sigma_R^T = \sigma_R^L = 0$$

En los siguientes gráficos se muestran las tensiones residuales tras la primera reparación según la norma y según el cálculo numérico, las cuales han sido medidas en el plano medio de la soldadura:

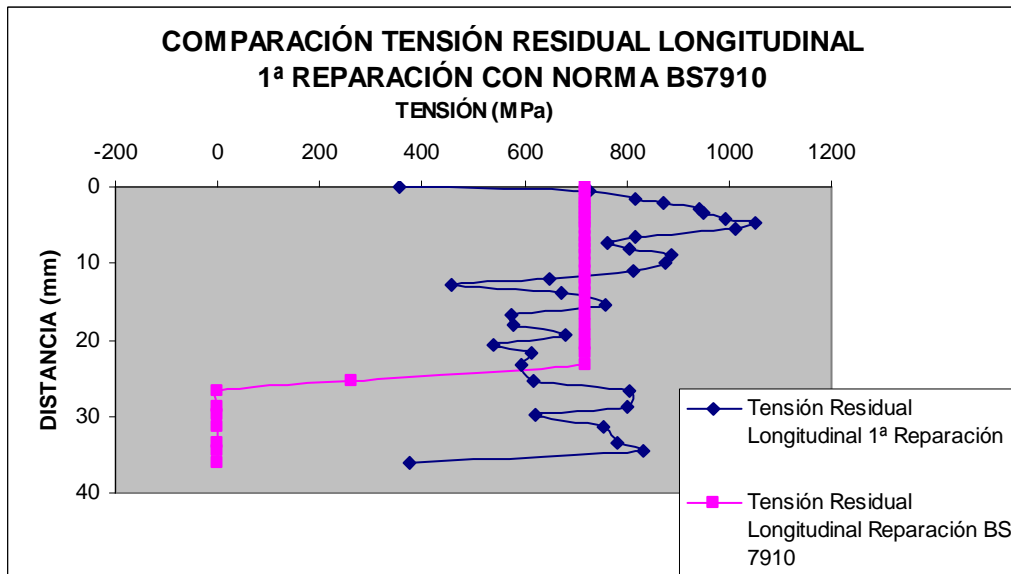


Fig.6.67. Tensiones residuales longitudinales de la primera reparación (25 mm) comparadas con las que dicta la norma BS 7910

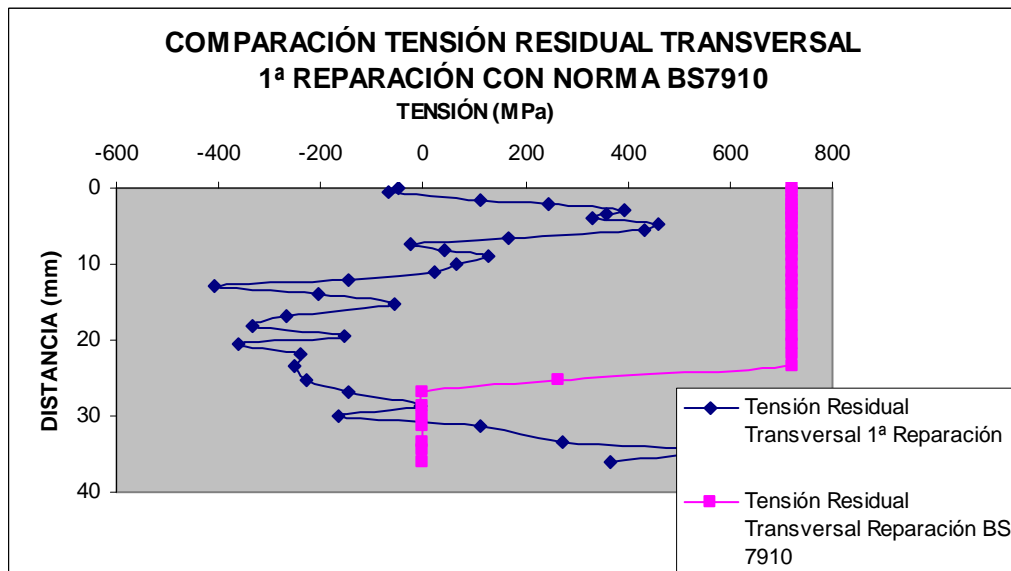


Fig.6.68. Tensiones residuales transversales de la primera reparación (25 mm) comparadas con las que dicta la norma BS 7910

• **Para la segunda reparación:**

$z_r = 20 \text{ mm,}$

$z_0 = 0,59 \text{ mm}$ para aceros austeníticos según los parámetros de soldeo,

Por lo que la distribución de las tensiones residuales tras la primera reparación según la norma BS 7910 quedaría así:

Para $z < 20 \text{ mm}$

$$\sigma_R^T = \sigma_R^L$$

Para $20 \text{ mm} \leq z \leq 20 + 0,59 \text{ mm}$

$$\sigma_R^T = \sigma_R^L = \sigma_Y \left(\frac{0,59 + 20 - z}{0,59} \right)$$

Para $z \geq 20 + 0,59 \text{ mm}$

$$\sigma_R^T = \sigma_R^L = 0$$

En los siguientes gráficos se muestran las tensiones residuales en el plano medio de soldadura tras la primera reparación según la norma y según el cálculo numérico:

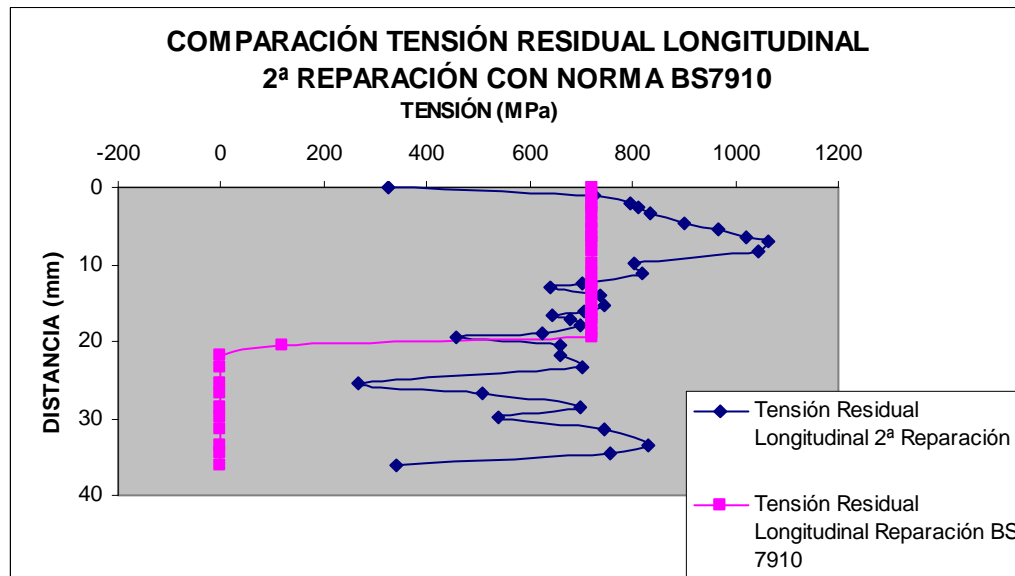


Fig.6.69. Tensiones residuales longitudinales de la segunda reparación (20 mm) comparadas con las que dicta la norma BS 7910

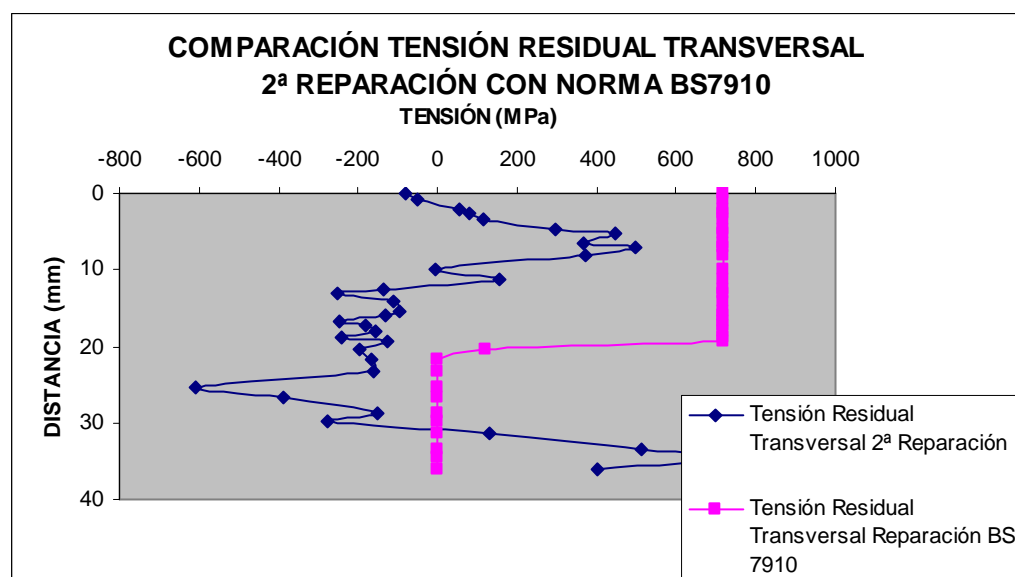


Fig.6.70. Tensiones residuales transversales de la segunda reparación (20 mm) comparadas con las que dicta la norma BS 7910

La distribución de tensiones residuales en este caso no se asemeja a la distribución que dicta la norma BS 7910 para las reparaciones de soldadura.

La norma BS 7910 ofrece una distribución de tensiones residuales tras reparación de soldadura demasiado limitada, sin tener en cuenta la acumulación de tensiones de todo el proceso que conlleva soldadura, mecanizado para la reparación y deposición de nuevos cordones.

Una distribución de tensiones de magnitud nula en la parte inferior de la reparación es demasiado conservadora e idealista.

Cabe destacar que al observar la forma de la distribución de tensiones tras las reparaciones, se aprecia mayor similitud con el patrón de tensiones que propone la norma para la soldadura de uniones a tope que para las reparaciones.

- **Primera reparación (25 mm de profundidad):**

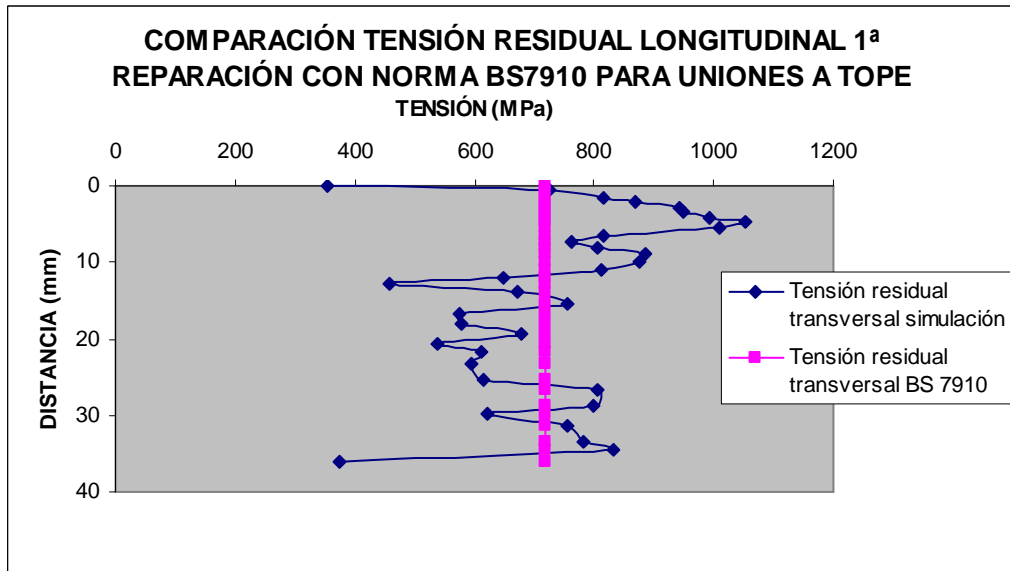


Fig.6.71. Tensiones residuales longitudinales de la primera reparación (25 mm) comparadas con las que dicta la norma BS 7910 para uniones a tope (no reparaciones)

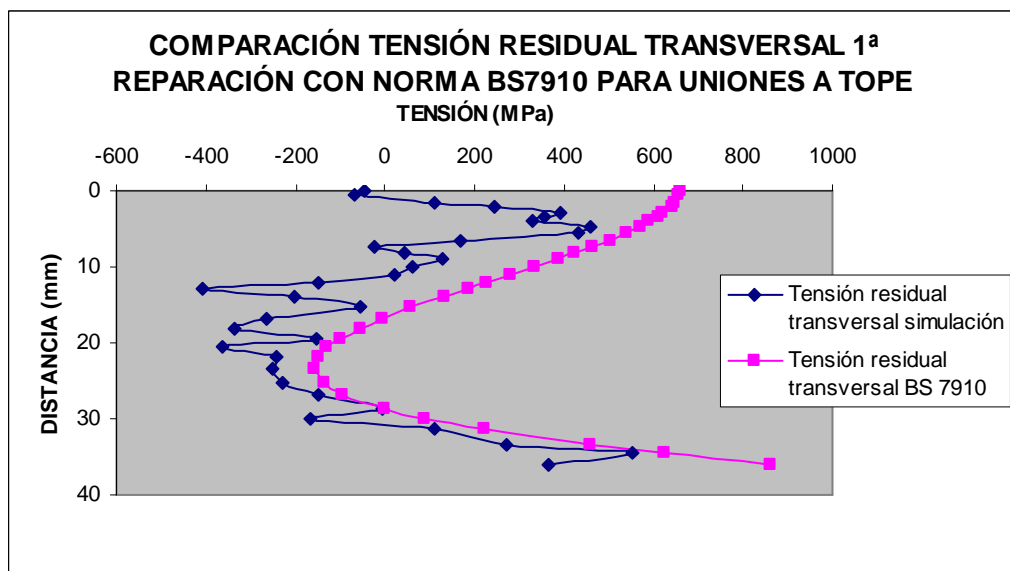


Fig.6.72. Tensiones residuales transversales de la primera reparación (25 mm) comparadas con las que dicta la norma BS 7910 para uniones a tope (no reparación)

- Segunda reparación (20 mm de profundidad):

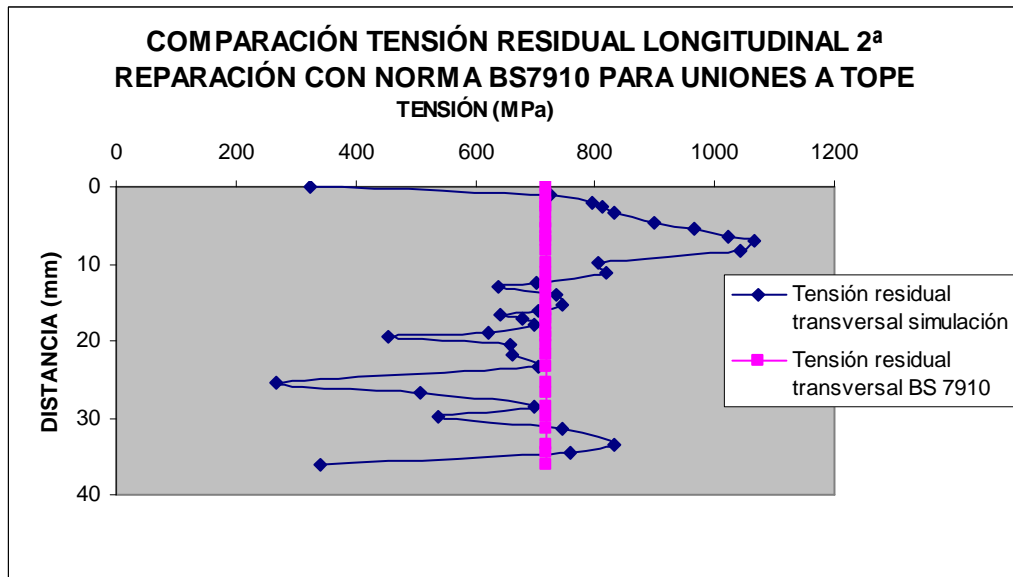


Fig.6.74. Tensiones residuales longitudinales de la segunda reparación (20 mm) comparadas con las que dicta la norma BS 7910 para uniones a tope (no reparaciones)

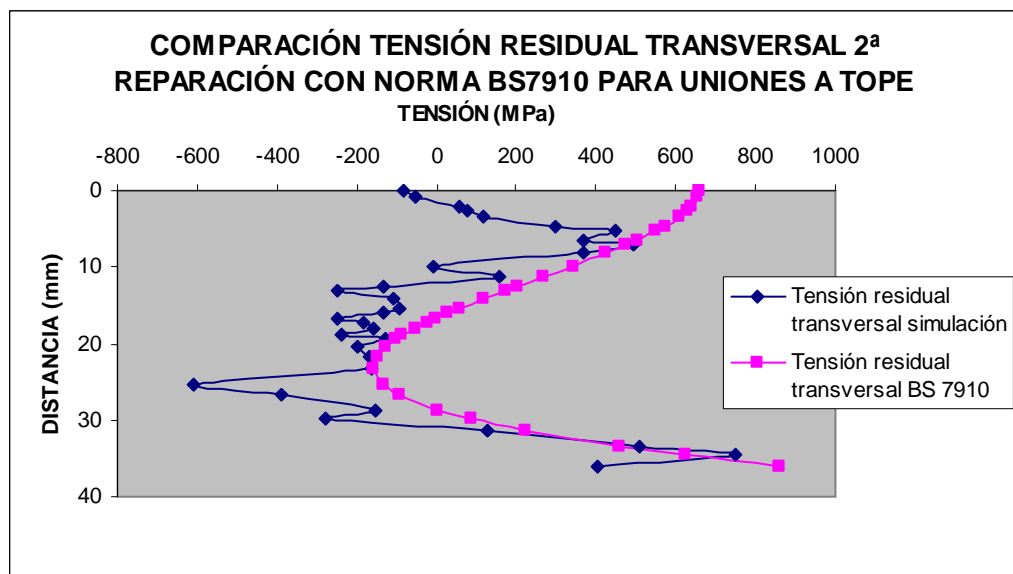


Fig.6.75. Tensiones residuales transversales de la segunda reparación (20 mm) comparadas con las que dicta la norma BS 7910 para uniones a tope (no reparación)

Si comparamos las tensiones residuales obtenidas tras todo el proceso y medidas a través del espesor:

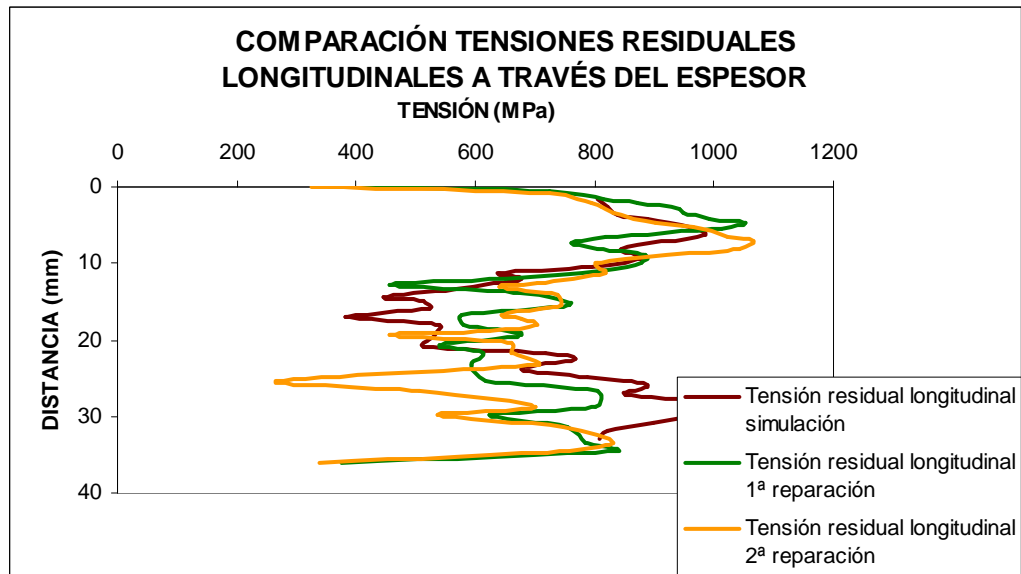


Fig.6.76. Tensiones residuales longitudinales tras todo el proceso medidas a través del espesor

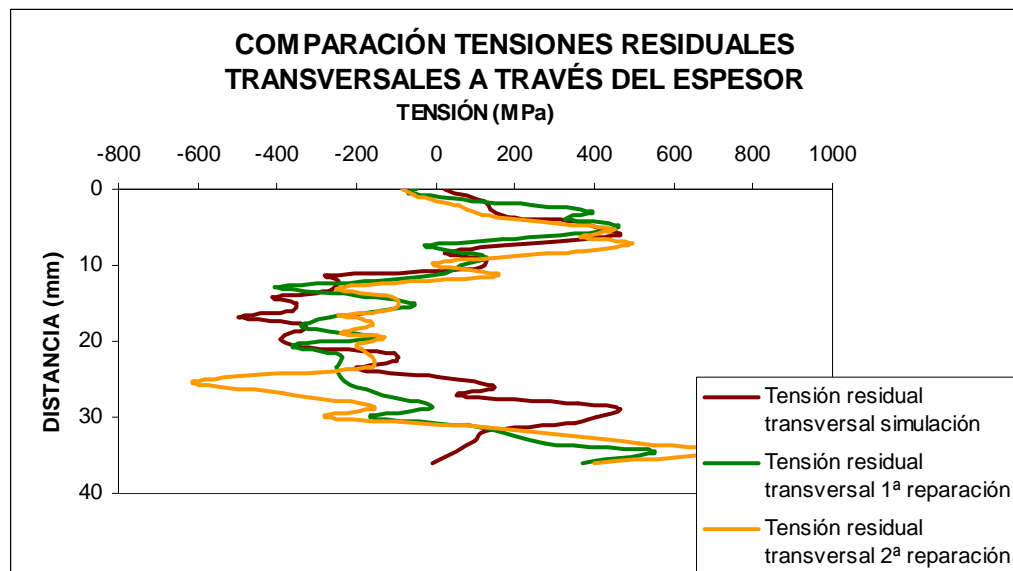


Fig.6.77. Tensiones residuales transversales tras todo el proceso medidas a través del espesor

Las tensiones residuales longitudinales han ido variando durante el proceso.

Tras la simulación de las dos reparaciones realizadas sobre la soldadura, se aprecia un aumento de tensiones de tracción en la zona de la reparación, y una disminución de éstas en la zona colindante, hasta mantenerse constantes en la parte inferior de la soldadura.

Con las tensiones residuales transversales, el fenómeno ha sido similar.

La zona reparada ha experimentado un crecimiento de tensiones, mayor tracción en la parte superior, y menor compresión en la zona inferior.

Al contrario, en la zona subyacente a la parte baja de la reparación se aprecia un incremento de tensiones de compresión, aspecto negativo que puede beneficiar al desgarre laminar o rotura.

7. Conclusión

Este proyecto tenía como objetivo el desarrollo de simulaciones de soldadura y sus respectivas reparaciones con el software de simulación Sysweld para el posterior análisis de las tensiones residuales implicadas en el proceso.

Se realizaron dos modelos de dos uniones multipasada distintas:

- La primera unión se trata de una soldadura a tope con chaflán en V de dos placas de 20 mm de espesor, la cual estaba documentada y por lo tanto databa de resultados experimentales (macrografía, historial térmico y tensiones residuales tras el proceso).
- La segunda unión es una soldadura a tope con bisel en X de dos placas de >30 mm de espesor, de la cual únicamente poseía la macrografía para comparar resultados.

En lo relativo a la simulación de la soldadura de ambas uniones soldadas:

- La unión documentada sirvió para validar la herramienta. Se obtuvo un historial térmico muy similar al medido experimentalmente mediante termopar, por lo que la zona fundida se aproximó bastante a la reflejada en la macrografía. Los cálculos de tensiones residuales resultaron también en buena concordancia entre la simulación y el experimento.
- La simulación de soldadura de la unión con chaflán en X dio muy buenos resultados térmicos comparando la zona fundida con la macrografía. No se poseían datos de tensiones residuales, por lo que las tensiones residuales obtenidas en la simulación se consideran fiables por extensión.
- En ambos casos se observan que las predicciones de tensiones residuales longitudinales superan en algunos puntos de la pieza el límite elástico del material. Esto se debe a las diferencias que puedan existir en la definición de las propiedades del material de la base de datos de Sysweld con el material usado en la soldadura real. Aun así, se aprecia que las tensiones residuales longitudinales presentan buena concordancia cualitativa.

Por lo tanto, es necesario introducir en Sysweld una definición más exacta del material y sus propiedades si queremos obtener valores de tensiones residuales más próximos a los calculados experimentalmente.

- SYSWELD es un software de Elementos Finitos que simula todos los procesos comunes de soldadura como puntos, láser, MIG, TIG, etc. Este software calcula las variaciones dimensionales y distorsiones de las distintas partes del modelo, la dureza, tensiones y deformaciones, además de las tensiones residuales, durante y al final del proceso de soldadura/tratamiento térmico. Se demuestra que la simulación en 2D que asume la condición de deformación plana es útil para los cálculos de tensiones residuales, pudiendo así reducir el tiempo de cálculo con respecto a un modelo en 3D.

Por otro lado, una vez simulada la soldadura de las dos uniones, se procedió a analizar la influencia que tienen las reparaciones en dichas soldaduras, tanto en profundidad como en secuencia.

Se simularon las siguientes reparaciones:

- Para la unión en V de > 15 mm: Se procede a realizar una **reparación de 15 mm de profundidad** abordando la plancha desde la cara superior, y posteriormente

otra **reparación de 10 mm de profundidad** de las mismas características que la anterior.

- Para la unión en X de >30 mm: Se procede a realizar una **reparación de 25 mm de profundidad** abordando la plancha desde la cara superior, y posteriormente otra **reparación de 20 mm de profundidad** de las mismas características que la anterior.

En primer lugar se realizó el análisis de la influencia de la profundidad de la reparación en las tensiones residuales (ambas reparaciones por separado), y en segundo lugar la influencia de reparaciones sucesivas en dichas tensiones (primeramente se realizará la reparación más profunda, seguida de la de menos profundidad).

Para ambos casos, las reparaciones realizadas son las citadas anteriormente.

En relación a la simulación de las reparaciones correspondientes:

- Al analizar la influencia que tiene la profundidad de las reparaciones en las tensiones residuales introducidas durante la soldadura inicial, se aprecia que el comportamiento que describen las tensiones residuales respecto a la soldadura inicial es muy similar ya que al fin y al cabo, una reparación consiste en la eliminación de material y la deposición de nuevos cordones de soldadura. La distribución de tensiones que se ve más afectada se encuentra al fondo de la reparación, por lo que una reparación más profunda acumulará mayor nivel de tensiones en la pieza pues se deposita un número de cordones de soldadura más elevado que para una reparación más superficial.
- En cuanto a la influencia que tienen dos reparaciones consecutivas en las tensiones residuales de la soldadura inicial, vemos que la distribución de tensiones medida en la superficie de la pieza se ve más afectada con cada nueva reparación. Tras la segunda reparación se observan picos acentuados de tensiones en la ZAT, algo que puede deberse también a las sucesivas transformaciones metalúrgicas que sufre esta zona con cada nuevo proceso.

Por último, cabe mencionar la comparación de la distribución de tensiones residuales obtenidas tras la simulación con las que aparecen en la norma British Standard 7910.

La norma BS 7910 ofrece una distribución de tensiones demasiado conservadora e idealista.

La distribución de tensiones residuales tras reparación que detalla la norma es demasiado limitada, sin tener en cuenta la acumulación de tensiones de todo el proceso que conlleva soldadura, mecanizado para la reparación y deposición de nuevos cordones.

Incluso cabe destacar que al observar la forma de la distribución de tensiones tras las reparaciones de la unión con chaflán en X, se aprecia mayor similitud con el patrón de tensiones que propone la norma para la soldadura de uniones a tope que para las reparaciones.

8. Referencias

- [1] Soldadura de los aceros. Aplicaciones: Manuel Reina Gómez. 4ª ED. Marzo 2003.
- [2] Welding Deformation and Residual Stress Prevention: Yukio Ueda, Hidekazu Murakawa, Ninshu Ma. 1ª ED.
- [3] Welding Distortion. How it happens and how it can be controlled in thin ship panel structures: Marine Technology. April 2011.
- [4] Article from Journal of Constructional Steel Research: Numerical calculation of residual stress development of multi-pass gas metal arc welding: C. Heinze, C. Schwenk, M. Rethmerier. 2011. JCSR-03385. 8 Pages.
- [5] British Standard 7910:2005. Guide to Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures. 27 July 2005.
- [6] Residual Stress Analysis of Q1N Submarine Pressure Hull Steel with the Portable Miniature X-Ray Diffractometer: Shannon Farrell and Luke MacGregor. Technical Memorandum. DRDC Atlantic TM 2007-335 May 2008.
- [7] Influence of Residual Stress on Fatigue Failure of Welded Joints: Lu, Xiangyang (Under the direction of Dr. Tasmin Hassan). Raleigh 2002.
- [8] SSC-174. Investigation of Residual Stresses in Steel Weldments: Koichi Masubuchi and D.C. Martin. Ship Structure Committee.
- [9] Prediction and Control of Residual Stresses and Distortion in Welded Structures. Massachusetts Institute of Technology. Cambridge, Massachusetts, USA. Koichi Masubuchi.
- [10] Corrosión Bajo Tensión en Aceros de Alta Resistencia y Baja Aleación: González J. J., Gutiérrez-Solana F., Barroso S., Varona J.M.
- [11] An Investigation of the Potential for Residual Stress Measurements During Submarine Hull Fabrication: M.A. Shah-Khan, N.J. Baldwin, D.S. Saunders and D.H. Sanford.
- [12] A National Measurement Good Practice Guide. No. 52. Determination of Residual Stresses by X-ray Diffraction-Issue 2. M.E. Fitzpatrick, A.T. Fry, Pl Holdway, F.A. Kandil, J. Shackelton and L. Suominen.
- [13] A Fracture Mechanics Approach for the Crack Growth in Welded Joints with Reference to BS 7910: Philippe Darcis, Diego Santarosa, Naman Recho and Tom Lassen.

- [14] Tensiones Residuales Generadas en la ZAC y su Influencia en la Tenacidad a la Fractura en los Aceros HSLA, bajo un Proceso de Soldeo por Arco Sumergido: Aurelio Muñoz Rubio. Escuela Politécnica Superior de Algeciras. Departamento de Ingeniería Industrial e Ingeniería Civil. Tesis Doctoral. Cádiz, 2009.
- [15] FITNET MK7. Annex C. Residual Stress Profiles. 01 May 2006.
- [16] Avoiding Unnecessary Repairs in Pipeline Girth Welds using the new BS7910 ECA Procedure. For: A Group of Sponsors. Project Outline. PR19194. April 2012.
- [17] Intensive validation of computer prediction of welding residual stresses in a multi-pass butt weld: Weijing He, Liwu Wei and Simon Smith. TWI Ltd, Cambridge, United Kingdom.

