

PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ
FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA



PONTIFICIA
**UNIVERSIDAD
CATÓLICA**
DEL PERÚ

**SIMULACIÓN DE UN PROCESO DE SOLDADURA UTILIZANDO
UN MODELO TERMO-MECÁNICO TRIDIMENSIONAL CON
PRESCRIPCIÓN DE TEMPERATURA**

Tesis para optar el Título de **Ingeniero Mecánico**, que presenta el bachiller:

Wilfredo Ciro Bullón Carhuallanqui

ASESOR: Quino Valverde Guzmán

Lima, diciembre del 2010

Resumen

El presente proyecto de tesis consiste en la simulación numérica de un proceso de soldadura, para tal fin se desarrolla un modelo termo-mecánico tridimensional con prescripción de temperatura basado en la hipótesis de desacople del proceso de soldadura en tres grandes campos (campo de temperaturas, campo de esfuerzos y deformaciones y campo de estado microestructural) y la influencia mutua que existe entre ellos. Se llevan a cabo dos estudios, primero un estudio térmico transitorio con el fin de obtener la historia térmica, la misma que luego servirá como carga externa (información de entrada) para el estudio mecánico no lineal, con el fin de alcanzar el principal objetivo que es conocer la historia de esfuerzos a lo largo del proceso y la magnitud de los esfuerzos residuales.

Índice

Introducción

Capítulo 1 Marco Teórico	1
1.1 El Método de los Elementos Finitos	1
1.1.1 Introducción	1
1.1.2 Fundamentos Generales	1
1.2 El Proceso de Soldadura	4
1.2.1 Definición	4
1.2.2 Clasificación.....	4
1.2.3 Soldadura GMAW.....	5
1.2.4 Análisis de Soldabilidad	7
1.2.5 Ciclo Térmico	9
1.3 Esfuerzos Residuales	11
1.3.1 Antecedentes	11
1.3.2 Reseña Histórica	12
1.3.3 Origen de los Esfuerzos Residuales	14
1.3.4 Medición de Deformaciones	16
1.4 Verificación Experimental.....	22
1.4.1 Medición de Temperaturas.....	23
1.4.2 Medición de Esfuerzos Residuales.....	24
a Métodos de Descomposición relacionados con Esfuerzos Uniaxiales y Biaxiales	25
b Métodos de Extracción y Descomposición relacionados con Esfuerzos Residuales Triaxiales	26
c Método del Agujero Taladrado	27
d Otros Métodos Destructivos	28
e Métodos de Difracción	28
f Métodos Electroacústicos	29
g Métodos Magnéticos	29
h Métodos Holográficos.....	29
1.4.3 Medición de Deformaciones	30
Capítulo 2 Estado de la Tecnología en Simulación Numérica de Procesos de Soldadura	32
2.1 Aspectos Previos.....	32
2.2 Definiciones y Aspectos Numéricos de la Simulación Numérica	33
2.3 Hacia la Práctica Industrial.....	33
2.4 Razones para Simular Procesos de Soldadura	34
2.5 Modelo de Comportamiento del Material.....	35
2.6 Reducción del Tamaño del Modelo.....	36
2.6.1 Actuar sobre la Geometría	36
2.6.2 Actuar sobre el Proceso de Soldadura.....	36
2.7 De Modelos Unidimensionales a Modelos Tridimensionales	37
2.8 La Física del Arco, Flujo de Fluidos y Calor de Aporte.....	50
2.9 Soluciones Analíticas	51

2.9.1	Soluciones de Elementos Finitos con Aporte de Calor Prescrito	51
2.9.2	Soluciones de Elementos Finitos con Temperatura Prescrita.....	54
Capítulo 3 Simulación Numérica del Proceso de Soldadura		59
3.1	Condiciones Preliminares	59
3.2	Modelación	60
3.2.1	Modelación por el Método de los Elementos Finitos.....	61
3.3	Parámetros del Proceso de Soldadura	63
3.4	Modelo Geométrico	63
3.5	Modelo Térmico.....	64
3.5.1	Prescripción de Temperatura.....	64
3.6	Modelo Mecánico.....	67
3.7	Propiedades del Material	68
3.7.1	Propiedades Térmicas.....	69
3.7.2	Propiedades Mecánicas.....	70
3.8	Mallado del Modelo.....	72
3.9	Condiciones de Borde o Contorno	74
3.9.1	Condiciones de Borde Térmicas	74
3.9.2	Condiciones de Borde Mecánicas.....	77
3.10	Resultados y Análisis de Esfuerzos.....	77
3.10.1	En el Campo de Temperaturas.....	78
3.10.2	En el Campo de Esfuerzos	85
Capítulo 4 Conclusiones		92
4.1	Síntesis	92
4.2	Conclusiones	92
4.3	Recomendaciones	95
Bibliografía		

INTRODUCCIÓN

En la actualidad la soldadura es uno de los procesos más ampliamente usados para fabricación y reparación de diversos equipos y estructuras 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 tal fin se desarrollan procedimientos, los cuales se basan en la realización de experimentos, siendo el WPS (especificación de procedimiento de soldadura) el resultado final. La evaluación del WPS asegura que está calificada la calidad de una soldadura. La calificación de este WPS se basa en la integridad de la junta, la ausencia de defectos, la microestructura resultante, los ensayos mecánicos y los ensayos no destructivos.

No es frecuente utilizar métodos computacionales en el desarrollo del WPS. Se espera que las simulaciones numéricas sirvan de complemento a los procedimientos experimentales para la obtención de un WPS más completo, considerando aspectos tales como esfuerzos residuales, deformaciones, etc., que luego puede ser comparado con otros WPS desarrollados experimentalmente.

Mediante la simulación numérica, en especial el método de los elementos finitos, se puede evaluar los diferentes parámetros y condiciones sin necesidad de hacer un gran número de ensayos, algo que para las aplicaciones industriales es muy importante. Además, es útil en el diseño de procesos de manufactura, así como del componente fabricado en sí, inclusive cuando está en servicio.

En el proceso de soldadura ocurren diferentes fenómenos físicos como consecuencia de la interacción de los campos de temperaturas (termodinámica), de esfuerzos y deformaciones (mecánica) y 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 esfuerzos residuales y distorsiones en la soldadura depende de muchos factores interrelacionados tales como: campo térmico, propiedades del material, condiciones de borde, tipo de soldadura y condiciones de soldadura.

Los esfuerzos residuales y distorsiones que se originan luego del proceso de

soldadura son una consecuencia de: deformaciones plásticas, deformaciones debido a termofluencia, etc. En el presente estudio se asume que solamente existen deformaciones plásticas luego del proceso de soldadura porque no se espera que ocurra termofluencia debido al enfriamiento rápido.

El objetivo general es contribuir a incrementar la calidad de las uniones soldadas, a través de la incorporación de las simulaciones numéricas en el WPS (Especificación de Procedimiento de Soldadura). Los objetivos del presente estudio son obtener la historia térmica de la unión soldada a lo largo de todo el proceso e inclusive durante la etapa de enfriamiento. Pero principalmente se busca obtener la magnitud y la distribución de esfuerzos residuales una vez enfriada la unión soldada y la variación de esfuerzos a lo largo del proceso; para lo cual la simulación se hace mediante un análisis termo-mecánico no lineal y no estacionario.

En el primer capítulo se presentan los fundamentos teóricos que sirven como base para el presente estudio.

El segundo capítulo busca presentar el estado de la tecnología en simulación numérica de procesos de soldadura, con la finalidad de ubicar el presente estudio en el contexto actual de la tecnología.

El tercer capítulo, por su parte, describe la metodología propuesta para la solución del problema, así como la presentación de los resultados obtenidos y su respectivo análisis.

Por último, se presentan las conclusiones y recomendaciones del presente trabajo.

CAPÍTULO 1

MARCO TEÓRICO

1.1 El Método de los Elementos Finitos

1.1.1 Introducción

El método de los elementos finitos ha llegado a ser una herramienta poderosa en la solución numérica de un amplio rango de problemas de ingeniería. Las aplicaciones van desde el análisis por deformación y esfuerzo de automóviles, aeronaves, edificios y estructuras de puentes hasta el análisis de los campos de flujo de calor, de fluidos, magnético, filtraciones y otros problemas de flujo. Con los avances de la tecnología de las computadoras y de los sistemas de CAD, pueden modelarse problemas complejos con relativa facilidad. En una computadora pueden probarse varias configuraciones alternas antes de construir el primer prototipo. Todo esto sugiere que debemos modernizarnos empleando estos desarrollos para entender la teoría básica, las técnicas de modelado y los aspectos computacionales del método de los elementos finitos. En este método de análisis, una región compleja que define un continuo se discretiza en formas geométricas simples llamadas elementos finitos. Las propiedades del material y las regiones gobernantes, son consideradas sobre esos elementos y expresadas en términos de valores desconocidos en los bordes del elemento. Un proceso de ensamble, cuando se consideran debidamente las cargas y restricciones, da lugar a un conjunto de ecuaciones. La solución de esas ecuaciones nos da el comportamiento aproximado del continuo [1].

1.1.2 Fundamentos Generales

El concepto más general de todo el método de los elementos finitos recibe el nombre de aproximación. El planteamiento del problema es que se quiere aproximar una función f en una región P limitada por un contorno L que cumple, además, unas ciertas condiciones de contorno.

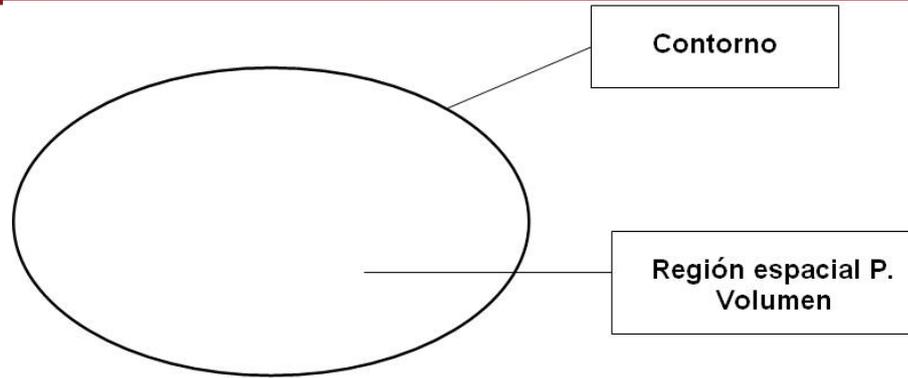


Figura 1.1 Volumen de control arbitrario para aplicación del método de los elementos finitos.

Sobre un volumen de control arbitrario como el de la figura 1.1 tratamos de encontrar una aproximación de una función f cualquiera en ese volumen de control de tal forma que tome, además, unos determinados valores en su contorno L . En este caso la función f a aproximar es, la temperatura. Como puede verse, el método es completamente general pues f es una función cualquiera.

Introducimos, ahora, dos grupos de funciones auxiliares:

1. Una función g que toma los mismos valores que f en el contorno del recinto espacial y 0 en el interior del mismo. Esto es:

$$(g)_L = (f)_L \quad (g)_{P \neq L} = 0$$

2. Un conjunto de funciones independientes denominadas funciones de prueba:

$$N_m; m = 1, 2, \dots$$

con la condición de que sean nulas en el contorno, es decir:

$$(N)_L = 0$$

Con estos elementos se plantea una solución de la aproximación de la función f en el recinto P en forma de combinación lineal entre las funciones que se hacen nulas en el contorno y aquellas que no lo son de la forma:

$$f \cong f_a = g + \sum_{m=1}^M a_m N_m \dots\dots\dots \text{Ecuación (1)}$$

donde f_a es la aproximación de la función f en el recinto considerado con la condiciones de contorno exigidas, g es el primer término de la combinación lineal que describe el comportamiento de la función en su contorno y el término restante

una combinación lineal de las funciones introducidas. El conjunto de parámetros a_m son requeridos para lograr una buena aproximación de f .

Se observa que el número total de funciones N coincide con el número total de parámetros (M en ambos casos). El paso siguiente es fácilmente intuido: consiste en optimizar el cálculo de los parámetros a_m para lograr la mejor aproximación posible. Para ello introduciremos el método conocido como:

Aproximación mediante residuos ponderados

Esta aproximación persigue calcular los parámetros a_m mediante un método sistemático. Comenzamos por definir los residuos o errores del f del modo que sigue:

$$R(P) = f - f_a \dots\dots\dots \text{Ecuación (2)}$$

es decir, los residuos de f en $P(R(P))$ son iguales a la diferencia entre el verdadero valor de f en el recinto considerado y el valor aproximado obtenido según la ecuación 1

Una buena aproximación de f consistirá en minimizar el residuo de f en todo el dominio simultáneamente.

A estos efectos, vamos a introducir un nuevo conjunto de funciones independientes W_l , tales que:

$$W_l; l = 1, 2 \dots$$

Estas funciones se llaman comúnmente en literatura funciones de peso o aproximación. Posteriormente serán determinadas.

La ecuación para el error se puede escribir de la siguiente forma:

$$\iint_{\Omega} W_l (f - f_a) d\Omega = 0 \dots\dots\dots \text{Ecuación (3)}$$

De 1 y sin nada más que sustituir obtenemos:

$$f_a - g = \sum_{m=1}^N a_m N_m \dots\dots\dots \text{Ecuación (4)}$$

Y entrando en 3:

$$f = \iint_P W_l (f - g) dP \dots\dots\dots \text{Ecuación (5)}$$

Por otra parte, se obtiene $f = K_a$. La matriz K_{hn} tiene unos coeficientes definidos por

$$K_{lm} = \iint_P W_I N_m dP \dots\dots\dots \text{Ecuación (6)}$$

1.2 El Proceso de Soldadura

1.2.1 Definición

El proceso de soldadura es definido como el proceso mediante el cual se establece continuidad, entre partes metálicas o no-metálicas, producida por un calentamiento de los materiales a una determinada temperatura con o sin la aplicación de presión o por la aplicación de presión solamente, con o sin el uso de material de aporte.

1.2.2 Clasificación

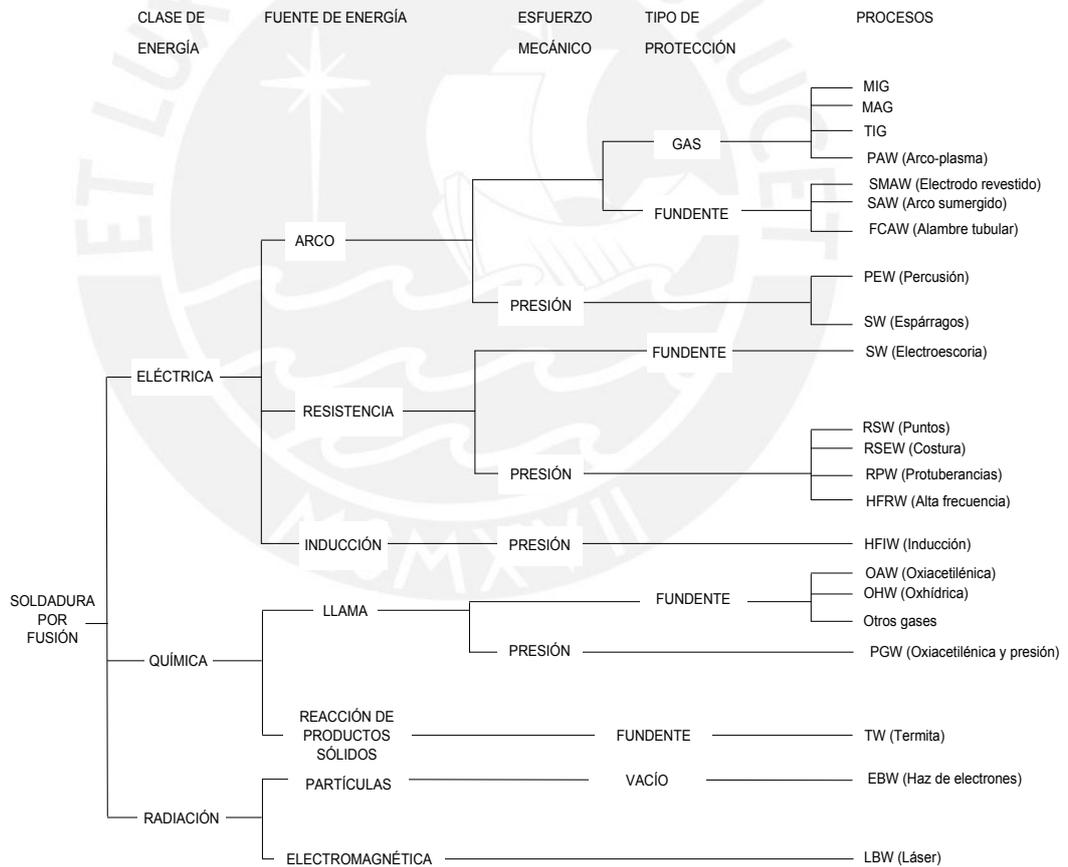


Tabla 1.1 Clasificación de los Principales Procesos de Soldadura por Fusión [2]

1.2.3 Soldadura por Arco con Electrodo Metálico Consumible bajo Protección Gaseosa (GMAW)

Es un proceso semiautomático ampliamente usado, sin embargo también es empleado en mecanizado y aplicaciones automáticas. Por lo tanto es muy adecuado para aplicaciones de soldadura robótica. El proceso de soldadura por arco con electrodo metálico consumible bajo protección gaseosa se caracteriza por un alambre-electrodo consumible que se alimenta continuamente a través de una pistola de soldadura. Un arco eléctrico es establecido entre este alambre y la pieza de trabajo para calentar y fundir el material base y el material de aporte. Una vez fundido, el alambre llega a depositarse en la unión soldada. La figura 1.2 representa los elementos esenciales del proceso.

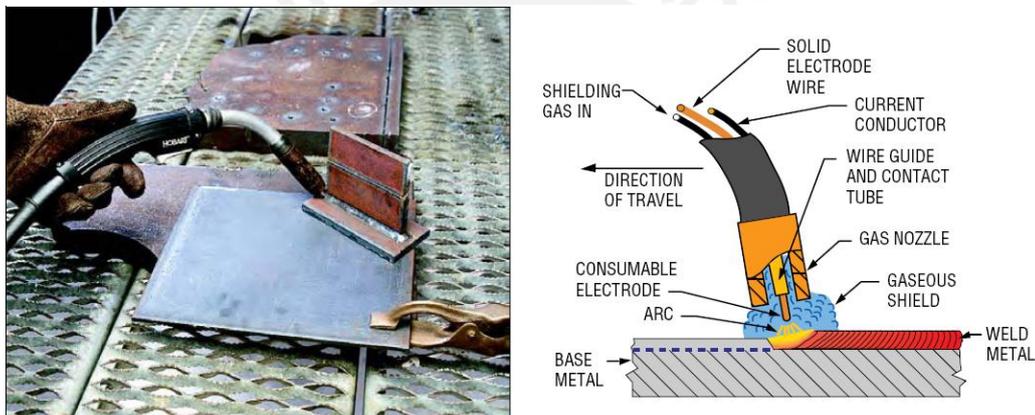


Figura 1.2 Proceso GMAW y esquema de detalles del proceso [3]

Este proceso combina características de los procesos de soldadura por arco con electrodo de metal revestido (SMAW), arco sumergido (SAW) y GMAW.

Una importante característica del proceso GMAW es que toda la protección para la soldadura es proporcionada por una atmósfera protectora de gas la cual también se emitirá a través de la pistola de soldadura de alguna fuente externa. Los gases empleados incluyen tanto tipos inertes como reactivos. Los gases inertes como argón y helio son usados en muchas aplicaciones. Se pueden aplicar por separado o en combinación con los demás, o mezclado con gases reactivos como oxígeno y dióxido de carbono. Muchas aplicaciones de soldadura GMAW usan solamente dióxido de carbono como protección a razón de que es más barato si lo comparamos con los otros gases inertes.

Los electrodos usados para este proceso son alambres sólidos, los cuales se suministran en bobinas o rollos de diferentes tamaños. Como en el caso de los electrodos para soldadura SMAW, existe un sistema de identificación de la AWS (American Welding Society) para los electrodos de soldadura GMAW. Estos se denotan por las letras “ER”, seguidas por dos o tres números, la letra “S”, un guión, y finalmente otro número, como lo muestra la figura 1.3.

“ER” designa el alambre como un electrodo y una varilla, lo que significa que puede conducir electricidad (electrodo), o simplemente se aplicará como un metal de aporte (varilla) cuando se utiliza con otros procesos de soldadura. Los próximos dos o tres números indican la resistencia mínima a la tracción del metal de soldadura depositado en miles de libras por pulgada cuadrada. La letra “S” representa a un alambre sólido. Finalmente el número después del guión se refiere a la composición química particular del electrodo. Esto determinará sus características de funcionamiento así como las propiedades que se deben esperar de la soldadura depositada. Los electrodos GMAW normalmente tienen una mayor cantidad de desoxidantes como manganeso, silicio, y aluminio para ayudar a evitar la formación de porosidad.



Figura 1.3 Sistema de identificación del proceso GMAW [3].

A pesar de que el alambre no tiene un fundente de revestimiento, es importante almacenar adecuadamente el material cuando no está en uso. El factor más crítico aquí es que el alambre debe mantenerse limpio, si se mantiene expuesto al medio ambiente puede contaminarse con óxido, grasa, humedad o con otros materiales presentes. Por lo tanto, cuando no se utilice, el alambre debe mantenerse en su envase original. Incluso cuando una bobina de alambre está en el alimentador de alambre, debe estar cubierta con una cubierta protectora si no va a ser utilizada por un período largo de tiempo.

La fuente de alimentación usada para GMAW es completamente diferente de la empleada para SMAW, en lugar de una de tipo corriente constante, utiliza una de voltaje constante. Es decir la soldadura se realiza con un valor preestablecido de voltaje sobre un rango de corrientes de soldadura.

GMAW normalmente se realiza utilizando corriente directa, electrodo positivo (DCEP). Cuando este tipo de fuente de alimentación es combinado con un alimentador de alambre, el resultado es un proceso de soldadura que puede ser semiautomático.

La principal preocupación es la forma en la que el metal fundido se transfiere a partir del final del electrodo, a través del arco, hacia el metal base. Con GMAW hay cuatro formas básicas de transferencia: spray, globular, arco pulsado y corto circuito.

1.2.4 Análisis de Soldabilidad

La disociación del proceso de soldadura en campo de temperatura, campo de esfuerzos y deformaciones y campo de estado microestructural tiene un valor muy importante para el tratamiento numérico-analítico, especialmente de los esfuerzos residuales de soldadura y deformaciones de soldadura. [4]

En la figura 1.4 las flechas indican la influencia mutua entre los campos: una flecha con línea continua significa una influencia fuerte, una flecha con una línea discontinua significa una influencia débil (a menudo de importancia insignificante en términos de ingeniería).

El campo de temperatura ejerce una gran influencia (línea continua) sobre el campo de esfuerzos y deformaciones, durante el proceso de soldadura se calienta bruscamente de forma localizada la zona de la unión en comparación al área adyacente, lo que genera una distribución de temperaturas no uniforme, además la temperatura cambia durante todo el proceso de soldadura en términos de enfriamiento y calentamiento por lo que se generan esfuerzos de compresión en las zonas cercanas al cordón de soldadura y esfuerzos de tracción en el área adyacente al cordón de soldadura.

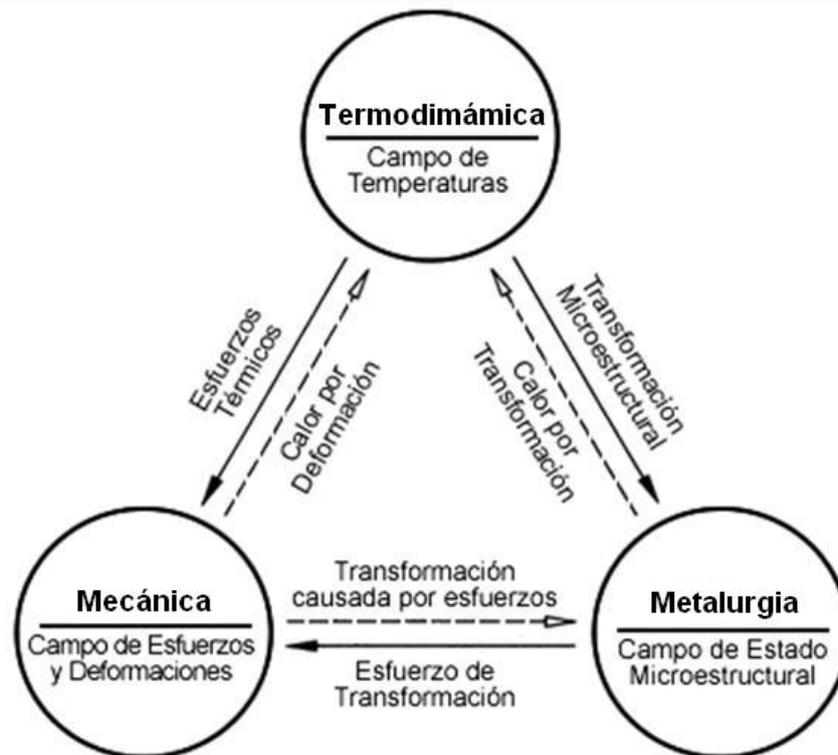


Figura 1.4 Disociación del proceso de soldadura e influencia mutua entre el campo de temperatura, campo de esfuerzos y deformaciones y campo de estado microestructural. [4]

También el campo de temperaturas ejerce una gran influencia (línea continua) sobre el campo de estado microestructural, debido a la distribución de temperaturas no uniforme que se genera, ocurren cambios microestructurales en el área adyacente a la zona de fusión, denominada ZAC (zona afectada por el calor) y en la zona de fusión.

Igualmente el campo de estado microestructural ejerce una gran influencia sobre el campo de esfuerzos y deformaciones, los cambios microestructurales que se generan durante el proceso de soldadura influyen en la aparición de esfuerzos y deformaciones y en el cambio de propiedades mecánicas en las zonas afectadas por los gradientes de temperatura.

El campo estado microestructural y el campo de esfuerzos y deformaciones ejercen una influencia débil (línea discontinua) sobre el campo de temperaturas, de igual manera el campo de esfuerzos y deformaciones ejerce una influencia débil sobre el campo de estado microestructural.

1.2.5 Ciclo Térmico

En un proceso de soldadura por fusión, se quiere unir dos piezas fundiéndolas localmente (o fundiendo al menos una) a fin de lograr continuidad entre ambas (unión metalúrgica). Debido a que el metal es un buen conductor del calor, el calor aplicado localmente se transmite y viaja a zonas adyacentes, incrementando su temperatura rápidamente.

A causa del calentamiento y posterior enfriamiento, las distintas zonas del metal que esta siendo soldado sufren transformaciones metalúrgicas, lo cual a su vez genera cambios dimensionales en la pieza (a raíz de las dilataciones y contracciones que sufre) lo cual a su vez conlleva a provocar distorsiones o la formación de esfuerzos residuales.

El ciclo térmico representa como varía la temperatura a lo largo de todo el tiempo de un punto cualesquiera del metal durante la soldadura. Es decir, la historia térmica de un punto cualquiera del metal y, por ello, tiene una influencia notable en la microestructura final de dicho metal y en sus propiedades mecánicas [5].

El proceso de soldadura involucra necesariamente aporte de calor para unir dos partes entre sí. El aporte de calor es muy importante no sólo porque permite que se lleve a cabo la unión, sino porque afecta su microestructura y ésta, a su vez, sus propiedades mecánicas. Además provoca variaciones dimensionales y puede generar esfuerzos residuales que afecten la integridad estructural de los componentes soldados [5].

Estas curvas reales de distribución de temperaturas son muy importantes, pues nos permiten conocer en un momento determinado cuál es la temperatura en diferentes puntos de la pieza que está siendo soldada. Si conocemos la temperatura en cada punto, podemos predecir qué zonas del material se verán afectadas microestructuralmente e incluso podemos estimar el grado de distorsión a la que estaría sometida la unión como consecuencia del calor de soldadura [5].

La fuente de calor se aplica a la pieza a soldar durante un lapso de tiempo determinado; por lo tanto, es lógico pensar que en un primer momento, ésta se calienta y luego, una vez que la fuente de calor deja de actuar, comienza a enfriarse. Esto significa que cada punto del metal experimentará una variación de su temperatura en función del tiempo, es decir, un ciclo térmico. Si representamos los dos conceptos, distribución de temperaturas y ciclo térmico es un mismo gráfico, tendremos una serie de curvas de temperatura que van cambiando con el tiempo como lo indica la figura 1.5 [5].

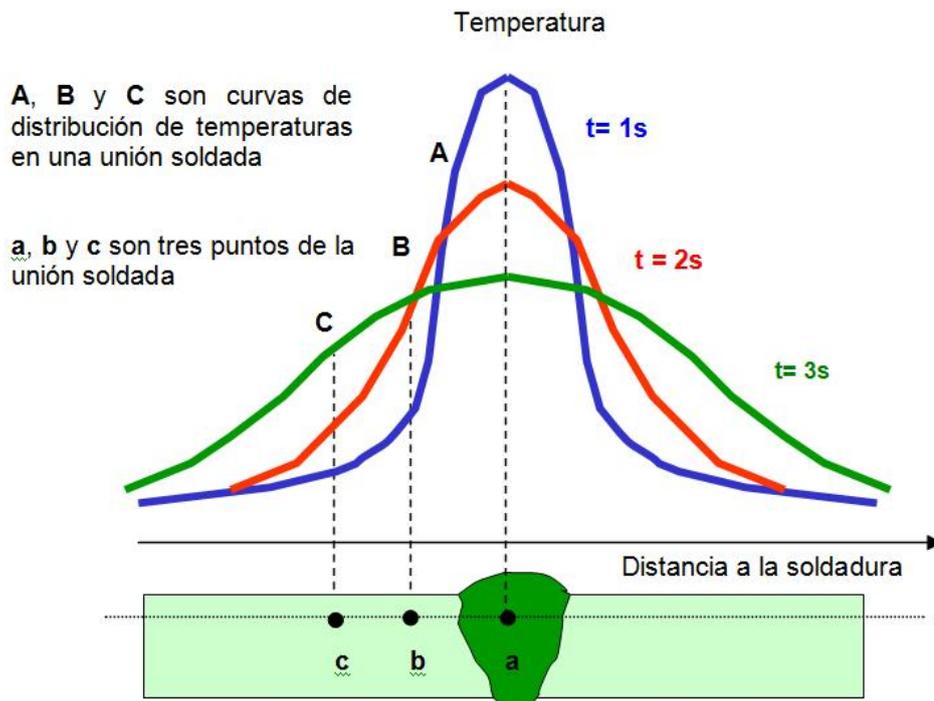


Figura 1.5 Distribución de temperaturas de una sección cualquiera a lo largo del eje x. Las curvas representan momentos diferentes durante la soldadura [5].

Si se coloca termocuplas sobre toda la superficie de las planchas a soldar, para medir en cada punto de aquella el ciclo térmico durante la soldadura y se dibuja las curvas isotermas (curvas que representan los puntos de una superficie que poseen la misma temperatura en un instante determinado) a partir de las mediciones de temperatura, obtendríamos una representación como de la figura 1.6 [5].

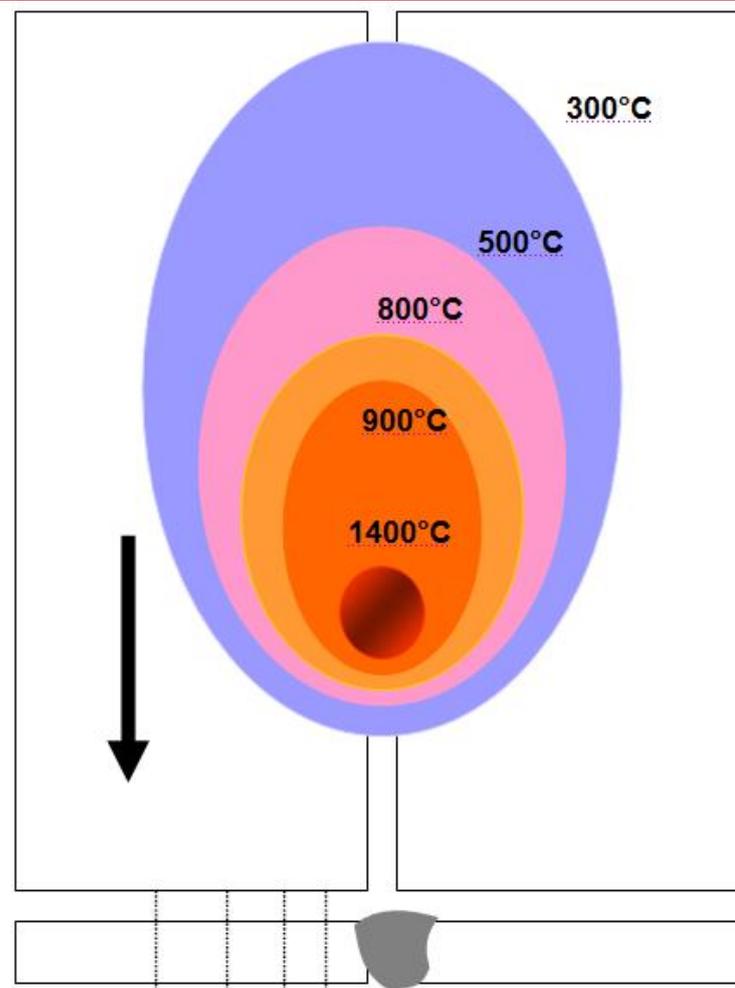


Figura 1.6 Curvas isotérmicas en una plancha sometida a soldadura a tope [5].

1.3 Esfuerzos Residuales

1.3.1 Antecedentes

Gran parte de las fallas producidas en construcciones soldadas, las mismas que han ocasionado muertes y grandes pérdidas económicas, se deben a una rotura frágil de la estructura.

Por lo general, la rotura frágil se inicia en grietas originadas durante la operación de soldadura, y se propagan en forma violenta debido a la presencia de tres factores importantes:

- Fases frágiles (Martensita en la ZAC)
- Absorción de hidrógeno
- Esfuerzos residuales

La presencia de estos elementos le otorga una baja tenacidad al material base, ocasionando un comportamiento frágil del mismo. Esta situación suele conducir a lo que se conoce como rotura frágil catastrófica.

1.3.2 Reseña Histórica

Desde mediados del siglo XIX se conoce que existen esfuerzos en las estructuras, miembros o inclusive un material aislado, sin estar bajo la influencia de cargas externas [6]. Estos a menudo son llamados esfuerzos residuales, pero otros términos técnicos han sido aplicados a los esfuerzos residuales durante años, tales como esfuerzos internos, esfuerzos inherentes, esfuerzos de reacción [7]. Los esfuerzos residuales pueden ser vistos como un estado, o un recordatorio de su historia, por ejemplo, la forma en que una placa ha sido fabricada o cuan bien ha sido empalmada una junta.

Otro ejemplo de esfuerzos residuales es la madera que tiene que ser cortada en tablones, es de esperar que los tablones sean cortados rectos y planos, y no en forma doblada o torcida. Esta nueva forma tiene su origen en, a través del corte, los esfuerzos residuales liberados que estaban presentes en la madera debido a, por ejemplo, diferencias de crecimiento en las fibras de la madera. Además, el mismo tipo de esfuerzos puede ser observado en el acero debido a la historia del material.

Los esfuerzos residuales en materiales metálicos, como se ha mencionado brevemente con anterioridad, pueden provenir de diversas situaciones. Las causas más comunes son los procesos de fabricación o refinamiento del material en cuestión. Procesos como fundición, soldadura, cizallado, moldeado, laminado, doblado, etc. Figura 1.7. inducen esfuerzos residuales de diferentes magnitudes y distribuciones en el metal.

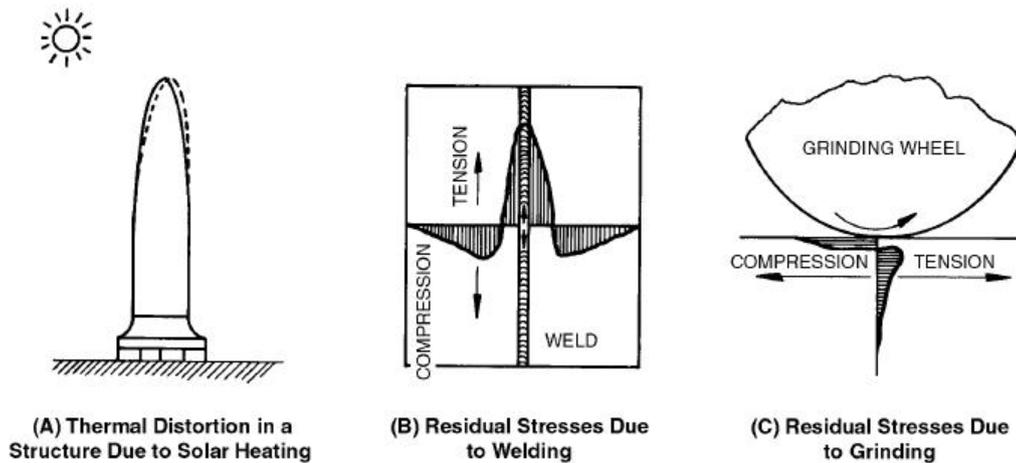


Figura 1.7 Ejemplos de cómo esfuerzos residuales macroscópicos pueden ser inducidos en metales. [7]

Por otra parte, los esfuerzos residuales también pueden ser inducidos en los miembros estructurales después del montaje de una obra, por ejemplo: asentamientos de suelos o trabajos de reparación en el marco del ciclo de vida de la estructura.

Ha sido demostrado por numerosos autores que los esfuerzos residuales de un miembro pueden alcanzar niveles de esfuerzo hasta, o inclusive, por encima del límite de fluencia de los materiales considerados, acero en lo sucesivo, ver figura 1.8. A pesar de que se ha desarrollado un extenso trabajo con el objetivo de establecer normas para la estimación de esfuerzos residuales de un miembro de una estructura, y muchas sugerencias han sido presentadas; el tema aún no está del todo definido. Se ha cuestionado si el límite de fluencia de un material es una forma apropiada para calcular los esfuerzos residuales en, por ejemplo, una plancha de acero. Masubuchi [8] reportó que algunos investigadores presentaron resultados que muestran que la aproximación del límite de fluencia puede ser menos adecuada para aceros con un alto límite de fluencia que para aceros usados convencionalmente. En algunos de estos reportes los niveles de esfuerzos medidos fueron considerablemente menores que el límite de fluencia del acero.

El estado de esfuerzos residuales de un material es un proceso termo-metalúrgico-mecánico altamente acoplado [9].

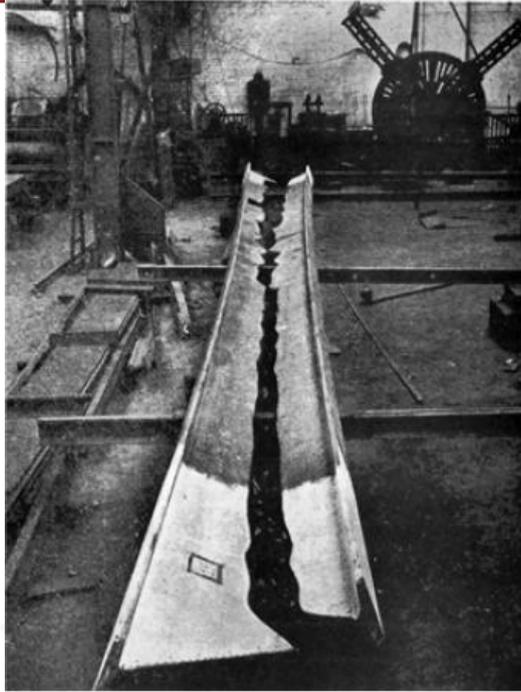


Figura 1.8 Ejemplo de falla de un perfil laminado en caliente debido a esfuerzos residuales [8].

1.3.3 Origen de los Esfuerzos Residuales

Los esfuerzos residuales son esfuerzos internos presentes sin que fuerzas externas actúen por lo que están en equilibrio con ellos mismos. Los esfuerzos residuales pueden estar presentes temporalmente o permanentemente.

Existen esfuerzos residuales de primer (macroscópicos), segundo y tercer (microscópicos) orden, ver figura 1.9. Los esfuerzos residuales de primer orden, σ^I , se extienden sobre áreas macroscópicas y son esfuerzos promedios sobre varios granos. Los esfuerzos residuales de segundo orden, σ^{II} , actúan entre granos o sub-regiones de grano (tamaño aproximado 1 – 0.01 mm) y son el promedio dentro de estas áreas (por ejemplo esfuerzos residuales acumulados alrededor de dislocaciones o fases secundarias). Los esfuerzos residuales de tercer orden, σ^{III} , actúan entre áreas atómicas (tamaño aproximado 10^{-2} – 10^{-6} mm; por ejemplo, los esfuerzos residuales acumulados al rededor de una dislocación). Son de particular relevancia para propósitos de ingeniería los esfuerzos residuales de primer orden. [10]

Los esfuerzos residuales son el resultado de deformación permanente no homogénea (por ejemplo plástica), la cual puede ser subdividida en el elemento como:

- Deformación volumétrica (o “dilatórica”) como resultado de expansión térmica, transformación química o cambio de estado.
- Deformación distorsional (es decir deformación cortante) como resultado de deformación plástica (independiente del tiempo), y también deformación viscoelástica (dependiente del tiempo).

Tales deformaciones permanentes en el elemento relativos a un estado inicial compatible son también llamadas “deformaciones iniciales”, “deformaciones residuales” o “deformaciones extras” y se presentan como tales en el análisis. Estas se pueden considerar alternativamente como “esfuerzos iniciales” o “fuentes de esfuerzos residuales”.

Los esfuerzos residuales también pueden originarse como una consecuencia de un cambio en la conectividad de un componente soldado, es decir como resultado de (macro) dislocaciones.

Los esfuerzos residuales causados por la expansión térmica no homogénea (o contracción) se denominan “esfuerzos térmicos”. Los esfuerzos térmicos elásticos desaparecen tras la eliminación de la temperatura no homogénea por la que han sido causados. Por esta razón, muchos autores no los clasifican como esfuerzos residuales. Donde se presenten las mayores diferencias en temperatura, los esfuerzos térmicos dan lugar a deformaciones plásticas. Después de eliminar las diferencias en temperatura los esfuerzos residuales permanecen, Los esfuerzos residuales causados por las transformaciones microestructurales se denominan “esfuerzos de transformación”. [10]

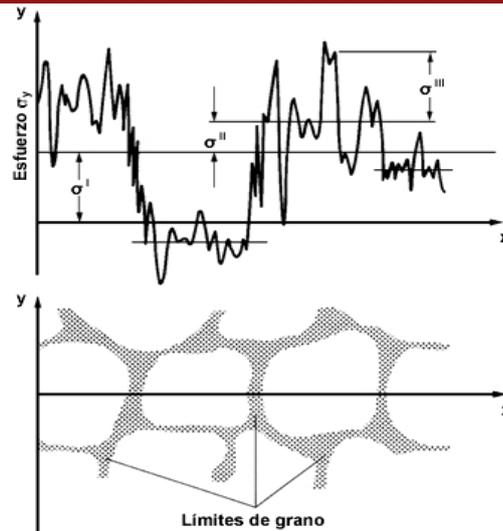


Figura 1.9 Esfuerzos residuales de primer, segundo y tercer orden (σ^I , σ^{II} , σ^{III}) en estructura cristalina, actuando en dirección y [10].

Los esfuerzos residuales se pueden dividir en dos grupos de acuerdo a como son inducidos en el acero o estructura en cuestión:

- Esfuerzos debido a desajuste estructural.
- Esfuerzos causados por la distribución irregular de deformaciones térmicas o plásticas.

Los esfuerzos residuales en un material a menudo muestran grandes variaciones con respecto a la posición considerada en la geometría. Variaciones a través del espesor, en el ancho y la longitud, por ejemplo, de una plancha, pueden ser consideradas. Dado que existen esfuerzos residuales sin la aplicación de cargas externas, el miembro debe considerarse en equilibrio. La fuerza resultante y el momento producido por los esfuerzos residuales tienen que desaparecer, lo que implica que los esfuerzos deben ser variados en magnitudes a través de la sección transversal con el fin de mantener el estado de equilibrio.

1.3.4 Esfuerzos Residuales de Soldadura

Cuando la técnica de soldadura tuvo grandes avances durante la década de los treinta, la investigación acerca de los esfuerzos residuales tuvo grandes avances debido a que algunos puentes colapsaron, se alegó que en parte la causa fueron los esfuerzos residuales inducidos en la soldadura [6], lo cual ha dado lugar a una cantidad extensa de literatura. Sin embargo, todos estos informes parecen ser

divergentes en sus conclusiones debido a que la correlación entre el grado del acero y la magnitud de los esfuerzos residuales causados por las soldaduras aún no ha sido determinada.

Cuando se suelda un metal, el material es calentado localmente y se genera en el miembro una distribución de temperaturas no uniforme. Además, la temperatura cambia durante el proceso de soldadura en términos de enfriamiento y calentamiento del nuevo material. El metal de soldadura, por ejemplo el electrodo y el metal en la ZAC están a una temperatura muy por encima del material adyacente. En el proceso de soldadura se añade material fundido al material base, que de inmediato comienza a solidificar a través de la transferencia de calor al material adyacente y a la atmósfera. Durante este proceso de solidificación el metal fundido empieza a transmitir esfuerzos de contracción al resto del metal.

Una soldadura se suele realizar progresivamente, del punto D al punto A en la figura 1.10, la cual introduce esfuerzos en dirección longitudinal (a lo largo de la soldadura) de la unión de las partes. Estos esfuerzos residuales orientados longitudinalmente se originan debido a que las porciones solidificadas de soldadura resisten la contracción de las partes de soldadura recientemente depositadas [7]. Por otra parte, la tolerancia de movimiento es a menudo también restringida lo que induce esfuerzos transversales en el cordón de soldadura. Análogamente a esto, los esfuerzos en la dirección de espesor de la plancha también pueden ser introducidos en la unión de planchas.

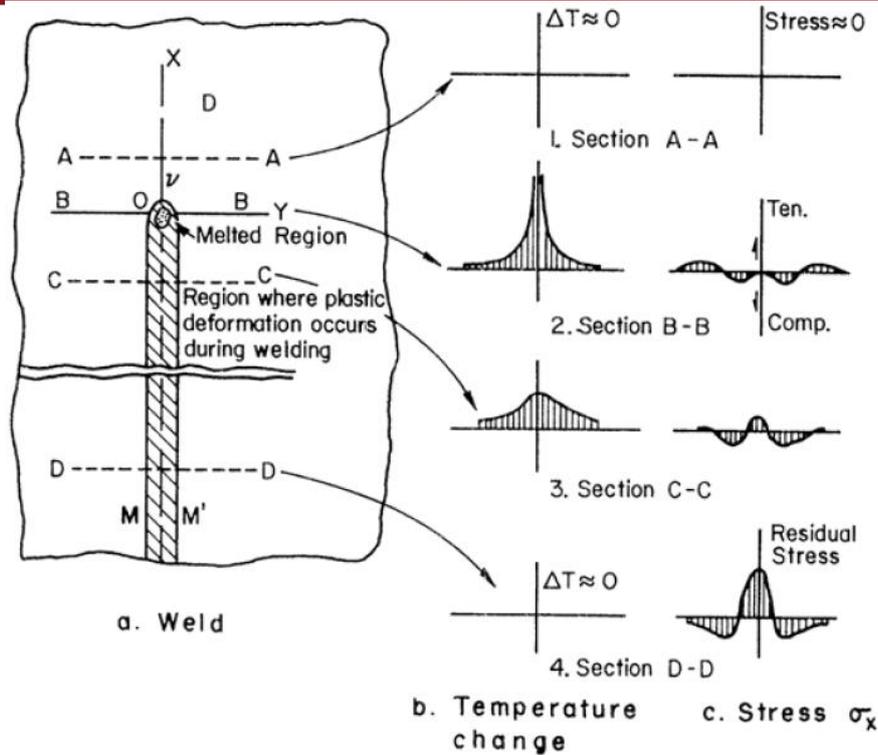


Figura 1.10 Representación esquemática de como el proceso de soldadura induce esfuerzos residuales [7].

La figura 1.10 muestra cómo se generan los esfuerzos residuales al unir dos planchas por soldadura. La soldadura por arco, a una velocidad v , agrega metal fundido en el punto O . Delante del punto O , el metal base permanece más o menos inafectado por el calentamiento del material, y por lo tanto no están presentes esfuerzos residuales en la sección $A-A$ (si no tomamos en cuenta los esfuerzos en la plancha causados por el proceso de fabricación). El área achurada indica la zona afectada por el calor ZAC, donde las deformaciones plásticas ocurren durante la soldadura. En consecuencia, el área externa a la ZAC permanece en la región elástica. La figura 1.10 b) muestra como cambia la temperatura en el miembro en diferentes puntos a lo largo de la soldadura y la Figura 1.10 c) muestra la forma en que la distribución de esfuerzos residuales varía cuando el material se esta enfriando.

En la sección $B-B$ el metal fundido en el punto O no soporta cargas. Esto lleva a un nivel de esfuerzos en el centro de la soldadura cercana a cero. Además el gradiente de temperatura hace que el metal más caliente cerca de la soldadura se dilate y los esfuerzos de compresión se generan porque las restricciones dependen del material frío adyacente. Dado que la temperatura en estas zonas es elevada e

inherente a ellas un menor límite de fluencia, los esfuerzos pueden ser tan elevados como el límite de fluencia. Sin embargo, cuando los esfuerzos deben estar en equilibrio, las fuerzas de compresión cercanas a la soldadura se equilibran con los esfuerzos de tracción lejanos a la soldadura.

Teniendo en cuenta la sección C-C, el metal de soldadura fundido y el metal base adyacente cercanos al cordón de soldadura han enfriado y el gradiente de temperatura en la figura 1.10 b) se ha reducido. Durante el enfriamiento el metal tiende a comprimirse, lo que causa que se generen esfuerzos de tracción cerca a la soldadura. El equilibrio hace que las regiones externas a estas partes generen primero esfuerzos de compresión los cuales pueden pasar a tracción lejos del cordón.

Cuando la temperatura vuelve a la normalidad, es decir igual a temperatura ambiente, el estado final de esfuerzos residuales se ha alcanzado y se muestra en la sección D-D. El cordón de soldadura y el material depositado, ahora se ha enfriado por completo y grandes esfuerzos residuales se han formado. Estos son equilibrados con los esfuerzos de compresión a lo largo de los bordes de la plancha, figura 1.11. El ejemplo anterior se describe basado en [7].

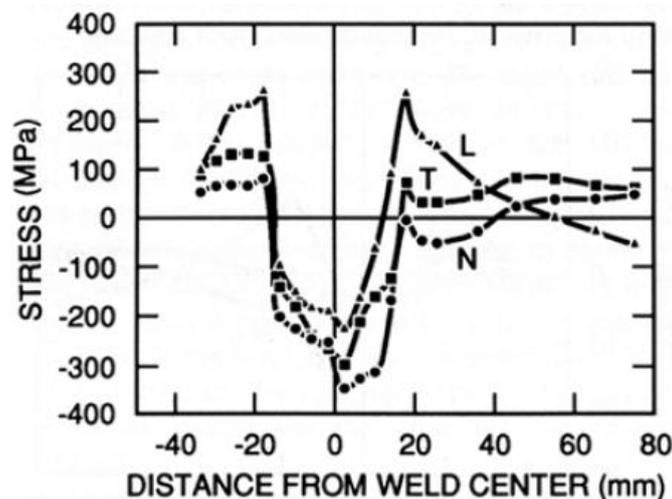


Figura 1.11 Esfuerzos residuales inducidos mediante soldadura. [9]

La distribución y magnitudes de los esfuerzos residuales inducidos por soldadura son dependientes de muchos factores. Como se señaló anteriormente, la geometría de los miembros a unir es crucial, pero la velocidad de soldadura, el material depositado (electrodo), energía de soldadura y temperatura ambiente, así como la

temperatura del metal base son todos los factores que influyen en el estado de esfuerzos de la unión soldada. Además, el número de pases es de gran importancia considerando los esfuerzos residuales inducidos por soldadura.

Otro factor que puede introducir esfuerzos residuales secundarios en una unión soldada son las distorsiones geométricas que a menudo ocurren cuando se suelda. Las distorsiones están relacionadas con el estado de esfuerzos residuales en la forma en que dependen de la contracción del material caliente durante el proceso de enfriamiento. La distorsión es causada por una contracción no uniforme de la unión soldada en cuestión, ver figura 1.12. La distorsión de la unión soldada, puede ser a menudo enderezada para acoplarse a otras partes en una estructura, lo que causa esfuerzos inducidos en la unión soldada.

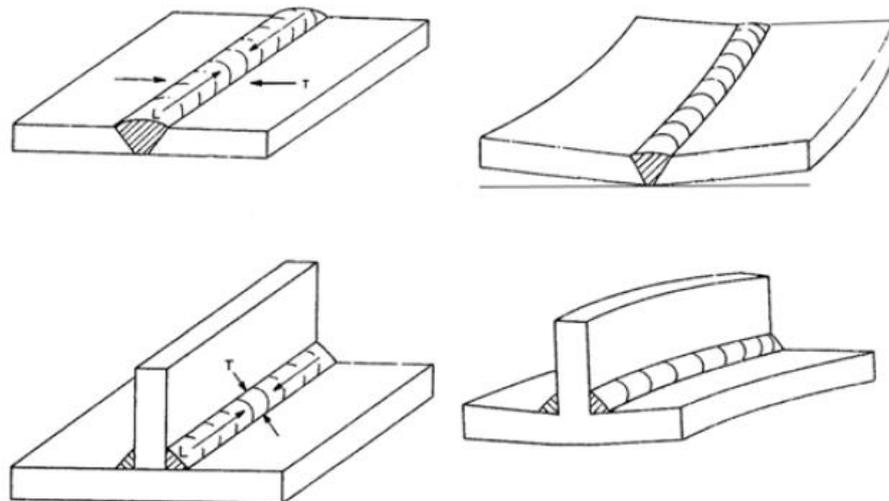


Figura 1.12 Ejemplo de distorsiones causadas por soldadura. Contracción Longitudinal (L) y Transversal (T). [7]

Los esfuerzos residuales inducidos que aparecen 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 más evidente teniendo en cuenta, por ejemplo, el aumento de las reparaciones por soldadura en tuberías y depósitos a presión [11]

Los esfuerzos residuales de soldadura son principalmente esfuerzos de enfriamiento, en los cuales los esfuerzos de transformación pueden ser superpuestos. En el caso del enfriamiento en soldadura, difusión en soldadura, recubrimiento por rodillos y recubrimiento por explosión, las fuerzas que trabajan en

el enfriamiento son, exclusivamente o adicionalmente de los efectos del calor antedichos, el origen de los esfuerzos residuales.

Durante el proceso de soldadura, el área de soldadura es calentada bruscamente en comparación al área adyacente, ver figura 1.13 y fusionada localmente. El material se expande como resultado de ser calentado. El calor de expansión es limitado por la zona adyacente que se encuentra fría, lo cual da lugar a tensiones térmicas (elásticas). Los esfuerzos térmicos exceden en parte al límite de fluencia, el cual se reduce a elevadas temperaturas. En consecuencia, el área de soldadura es plásticamente comprimida en caliente y, después del enfriamiento, demasiado corto, demasiado estrecho o demasiado pequeño en comparación al área adyacente. Se visualiza así, esfuerzos residuales de tracción, y en el área adyacente esfuerzos residuales de compresión. Las transformaciones microestructurales durante el enfriamiento (por ejemplo la transformación descrita a continuación) implican un aumento de volumen. Si esto ocurre a una temperatura (baja), a la cual el límite de fluencia es suficientemente alto, resultan esfuerzos residuales de compresión en el área de soldadura y esfuerzos residuales de tracción en el área adyacente.

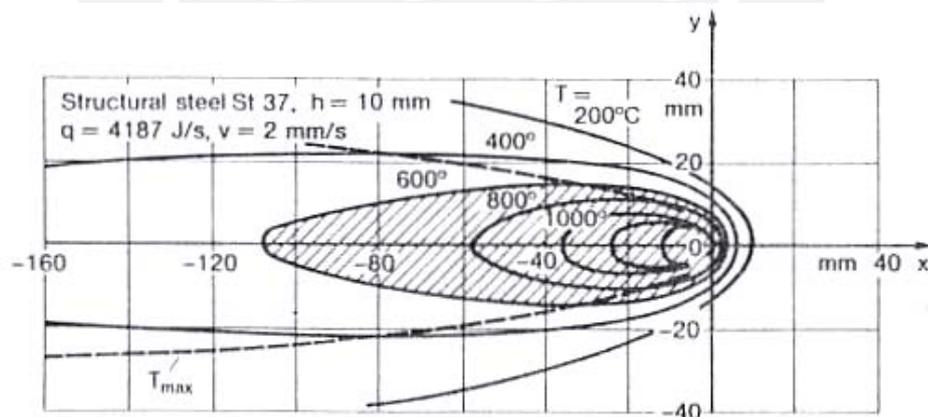


Figura 1.13 Isotermas de temperatura alrededor de la fuente de calor en movimiento uniforme y lineal en una plancha infinita, el campo cuasi estacionario en el movimiento de coordenadas xy del sistema, el área sombreada del límite de fluencia insignificante, la posición de temperatura máxima local esta indicada por línea discontinua [12].

Por lo tanto, en las áreas del componente que se enfrían al final, los esfuerzos de tracción ocurren cuando los esfuerzos térmicos predominan, y los esfuerzos de compresión suceden cuando los esfuerzos de transformación predominan.

Los esfuerzos residuales de soldadura son generados en componentes que, como una regla, ya se encuentren sometidos a esfuerzos residuales y cambian cuando la pieza experimenta procesamiento posterior o es operada en servicio. Los procesos de manufactura que generan esfuerzos residuales son fundición, trabajo en caliente y en frío, maquinado, recubrimiento, tratamiento de superficies así como tratamientos térmicos y endurecimiento por envejecimiento. Los esfuerzos residuales son también generados por montaje inadecuado. Los esfuerzos residuales experimentan cambios como resultado de fluencia localizada o global bajo carga no recurrente (estática o dinámica) o recurrente (por ejemplo, cíclicas).

Los esfuerzos térmicos y de transformación no ocurren en el material homogéneo debido a que todas las áreas del componente se calientan y enfrían simultáneamente, al no haber diferencia de temperaturas en cualquier instante. Hay esfuerzos residuales que pueden ser disminuidos considerablemente a temperaturas cercanas, por encima, a la temperatura de recristalización (aproximadamente la mitad de la temperatura de fusión medida en grados [K]) mediante la reducción del límite de fluencia y el módulo de elasticidad así como por alivio de esfuerzos y termofluencia (alivio de esfuerzos bajo alta temperatura, recocido de alivio de esfuerzos). Según lo anterior la pieza debe ser enfriada lenta y uniformemente. La recristalización involucra un cambio (parcialmente favorable o tal vez desfavorable) de las propiedades mecánicas. Los esfuerzos residuales se generan en un material no homogéneo (por ejemplo, al soldar dos materiales disímiles) inclusive si el material es calentado y enfriado lenta y uniformemente.

Existen esfuerzos residuales que también se reducen si se superponen cargas de esfuerzos sobre los esfuerzos residuales de tal forma que el límite de fluencia se excede localmente, lo que se traduce en una favorable redistribución de esfuerzos (el alivio de esfuerzos mecánicos o térmicos a baja temperatura) [10].

1.4 Verificación Experimental

La mayoría de las simulaciones se basan en la medición de temperaturas transitorias o en la microestructura resultante para aproximar el aporte de calor, debido a que no es posible hasta el momento, dados los parámetros de soldadura, hallar el calor neto. De esta manera, el calor neto utilizado en el modelo de elementos finitos se cambia hasta

que lo simulado y lo medido coincide, en otras palabras, se realiza una calibración del modelo. En otros casos se miden además las deformaciones transitorias y residuales.

Existen casos en los cuales se realizan ensayos y mediciones sin realizar simulación y cálculo alguno, por lo que la información obtenida de este modo no puede ser generalizada. Sin embargo, aún aquellas soluciones basadas en métodos numéricos constituyen simplemente “experimentos numéricos”. Sólo cuando se logra una conexión cercana entre aquello calculado y lo medido, se alcanza un verdadero progreso del conocimiento y aplicación de este campo [13].

1.4.1 Medición de Temperaturas

Para la medición de temperaturas debidas a soldadura, pueden utilizarse dos métodos: mediante termocuplas o mediante métodos de medición óptica.

Las termocuplas constan de dos alambres de metales diferentes unidos. Por acción de la temperatura en la unión se genera un voltaje del orden de los milivoltios el cual aumenta conforme aumenta la temperatura. Las combinaciones de metal utilizados en la termocupla varían dependiente del rango de temperaturas de aplicación y de la sensibilidad térmica deseada.

La ventaja del uso de termocuplas es su efectividad en pequeñas áreas (del orden de los $0.5 \times 0.5 \text{ mm}^2$) cubriendo un amplio rango de temperaturas. Las termocuplas son extremadamente sensibles comparadas con otros métodos de medición y no presentan inercia en su respuesta. Para su aplicación industrial las termocuplas son ubicadas dentro de un tubo de acero y aisladas mediante materiales cerámicos. En la medición de ciclos térmicos en uniones soldadas, pueden registrar temperaturas superficiales, temperaturas internas ubicándoselas en agujeros ciegos realizados en la pieza de trabajo, y aún en la pileta líquida mediante termocuplas sumergibles. [13].

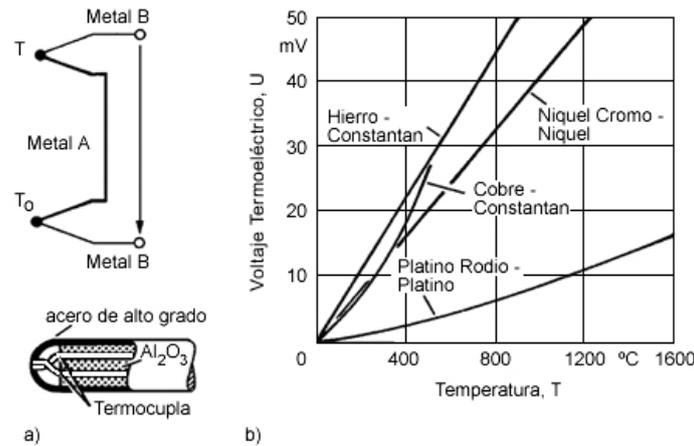


Figura 1.14 a) Termocupla, y b) efecto de la termocupla; para diferentes combinaciones de metales, siendo T la temperatura medida y T_0 la temperatura de referencia. [14]

La medición de temperaturas mediante métodos ópticos en materiales sólidos y fundidos se basa en la radiación de calor, explicado por la ley de radiación de Planck, que describe la distribución del poder de emisión espectral de un cuerpo negro como función de la longitud de onda de dicho espectro y de la temperatura. El poder de emisión espectral presenta un máximo a una temperatura dada para una longitud de onda definida. La ley de desplazamiento de Wien indica que el máximo poder de emisión espectral se presenta a menores longitudes de onda para una temperatura creciente. El resultado de la integración de estas curvas sobre todas las longitudes de onda da como resultado la ley de Stefan-Boltzmann para la radiación de calor total del cuerpo negro a una temperatura T . Para el caso de cuerpos grises, el valor obtenido es multiplicado por la emisividad ϵ . Los instrumentos utilizados para la medición óptica de temperaturas en soldadura trabajan en el rango infrarrojo, lo que minimiza la influencia de la radiación de los gases, plasma y otras fuentes de radiación volumétricas. [13]

La precisión de los métodos ópticos de medición de temperatura es reducida por el hecho de que la emisividad es extremadamente dependiente del acabado superficial y de la temperatura.

1.4.2 Medición de Esfuerzos Residuales

La medición de esfuerzos residuales puede realizarse mediante métodos destructivos y no destructivos. En el caso de los métodos destructivos se hace una

distinción entre destrucción parcial y destrucción total de la probeta o componente. Los métodos parcialmente destructivos incluyen el uso de pequeños agujeros o canales circulares en la superficie del componente, que permiten su posterior uso.

En todos los métodos de medición de esfuerzos residuales es indispensable mantener una temperatura constante para obtener resultados confiables. [13]

a. Métodos de Descomposición relacionados con Esfuerzos Residuales Uniaxiales y Biaxiales

En muchos casos es suficiente determinar los esfuerzos residuales de soldadura asumiendo que el efecto predominante es uniaxial. Para estos casos puede usarse el método de descomposición propuesto por Thürlimann. El componente es cortado en la dirección del esfuerzo residual a ser medido, como se muestra en la figura 1.15. Previamente se posicionan galgas de deformación a lo largo de las partes a ser cortadas, la deformación registrada luego del corte está relacionada con el nivel de esfuerzos según:

$$\sigma_x = -E \cdot \varepsilon_x$$

Los esfuerzos residuales obtenidos de esta forma son esfuerzos promedio en la longitud del strain gauge.

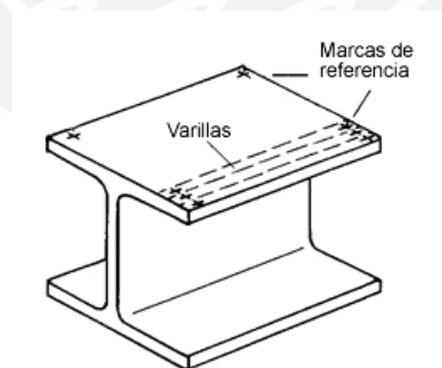


Figura 1.15 Método de descomposición: Para el caso de esfuerzos residuales uniaxiales. El componente es cortado en tiras delgadas. [14]

Para la determinación de esfuerzos residuales biaxiales, en el caso más simple se conocen las direcciones “x” e “y” en las cuales deben medirse (estas direcciones pueden ser, aunque no necesariamente, las correspondientes a los esfuerzos principales). Se ubican galgas de deformación a ambos lados de la placa, la cual se corta en cuadrados de aproximadamente 30 x 30 mm², como se muestra en la figura 1.16. Los esfuerzos residuales σ_x y σ_y se obtienen con la deformación registrada por los strain gauge, según la ley de Hooke, por:

$$\sigma_x = -\frac{E}{1-\nu^2}(\varepsilon_x + \nu\varepsilon_y) \quad , \quad \sigma_y = -\frac{E}{1-\nu^2}(\varepsilon_y + \nu\varepsilon_x)$$

Igual que en el caso anterior, los esfuerzos residuales obtenidos de esta forma son esfuerzos promedio en la longitud del strain gauge.

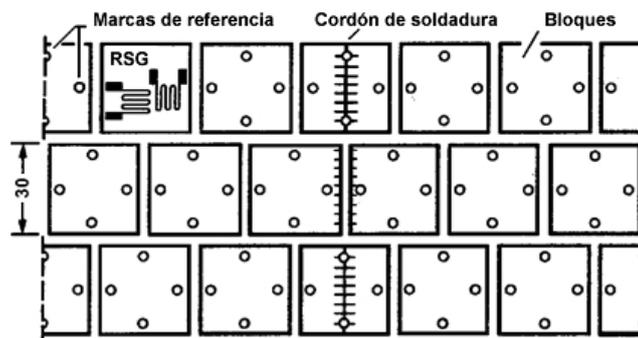


Figura 1.16 Método de descomposición: Para el caso de esfuerzos residuales biaxiales. El componente es cortado en cuadrados [14].

Para determinar el estado plano de esfuerzos promedio completo es necesaria la medición en tres direcciones combinada con una roseta de tres galgas de deformación.

b. Método de Extracción y Descomposición relacionado con Esfuerzos Residuales Triaxiales

La mayor dificultad que se encuentra al medir los esfuerzos residuales triaxiales es que el material a medir se encuentra en el interior del componente.

Sin embargo, existen ciertos métodos de extracción de material que permiten conocer los esfuerzos triaxiales [13].

El método desarrollado por Rosenthal y Norton se aplica para placas anchas con una soldadura a tope central. Dos probetas angostas ubicadas longitudinal y transversalmente a la soldadura son equipadas con galgas de deformación a ambos lados y son luego cortadas y extraídas de la pieza de trabajo. Se procede luego a remover capas centrales de cada probeta, como se muestra en la figura 1.17. De esta manera es posible determinar los esfuerzos longitudinales de cada probeta en cada capa, y con esto es posible calcular los esfuerzos en la dirección del espesor [13].

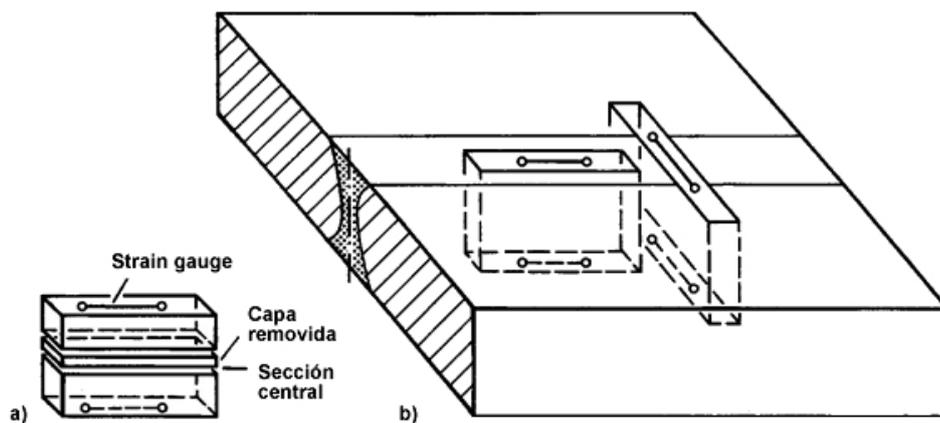


Figura 1.17 a) Extracción de capas centrales de la probeta;
b) posicionamiento de las probetas y las galgas de deformación en la pieza de trabajo [14].

c. Método del agujero taladrado

En el método del agujero taladrado, los esfuerzos residuales se asumen constantes a lo largo del espesor de la probeta. Al menos tres strain gauge se colocan radialmente alrededor de la zona del agujero y se procede luego a su taladrado. Con las tres deformaciones ϵ_r medidas bajo el ángulo β respecto al eje x es posible encontrar los esfuerzos σ_x y σ_y (entendidos como esfuerzos principales σ_1 y σ_2) según:

$$\epsilon_r = (A + B \cos 2\beta) \sigma_x + (A - B \cos 2\beta) \sigma_y$$

$$A = -\frac{1+\nu}{2E} \left(\frac{d_o}{d} \right)^2$$

$$B = -\frac{1+\nu}{2E} \left[\frac{4}{1+\nu} \left(\frac{d_o}{d} \right)^2 - 3 \left(\frac{d_o}{d} \right)^4 \right]$$

donde d_o es el diámetro del agujero, y d el diámetro de ubicación de las galgas de deformación.

d. Otros métodos destructivos

Existen otros métodos, como el de agujero ciego taladrado, el del canal circular, el de remoción de capas y otros que tienen el mismo principio que los anteriores: la medición de deformaciones y el posterior cálculo de los esfuerzos asociados [13].

e. Métodos de Difracción

El haz (ya sean rayos X, o haz de electrones) se difracta al incidir sobre la estructura cristalina, produciéndose un fenómeno de interferencia del cual es posible concluir el grado de separación de los planos respecto a un estado libre de esfuerzos (ver figura 1.18)

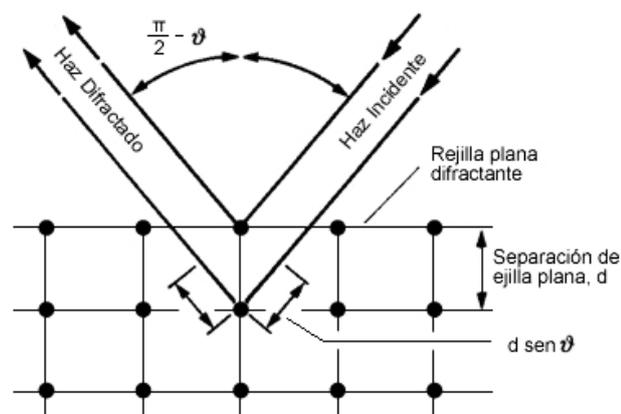


Figura 1.18 Difracción reflexiva de un haz en estructura cristalina [14].

f. Métodos Elastoacústicos

Estos métodos se basan en la relación entre la velocidad de propagación de ondas ultrasónica con ciertas propiedades elásticas. El método involucra crear ondas longitudinales, transversales o superficiales en la pieza de trabajo y medir el cambio de velocidad causado por los esfuerzos [13],

g. Métodos Magnéticos

Los esfuerzos residuales causan cambios en las propiedades magnéticas de materiales ferromagnéticos. Las propiedades evaluadas comprometen el efecto Barkhausen de inducción magnética y magneto-acústica, el incremento en la permeabilidad para corrientes parásitas, etc. Dado que las propiedades magnéticas también son influenciadas por el estado microestructural y textura, cada estado requiere su propia calibración [13].

h. Métodos Holográficos

El método de indentación con billa, se basa en la medida de la profundidad de la superficie vecina al área de indentación. La billa es presionada en la superficie del material, similar al procedimiento para un ensayo de dureza Brinell, primero en una probeta libre de esfuerzos obteniéndose w_0 , luego se aplica el procedimiento a una probeta con un nivel definido de esfuerzos obteniéndose un coeficiente de calibración, y finalmente en la probeta con esfuerzos desconocidos, obteniéndose las medidas w_1 y w_2 en los vértices de las direcciones principales de esfuerzo (ver figura 1.19). Con estas medidas se determinan los estados de esfuerzo [13].

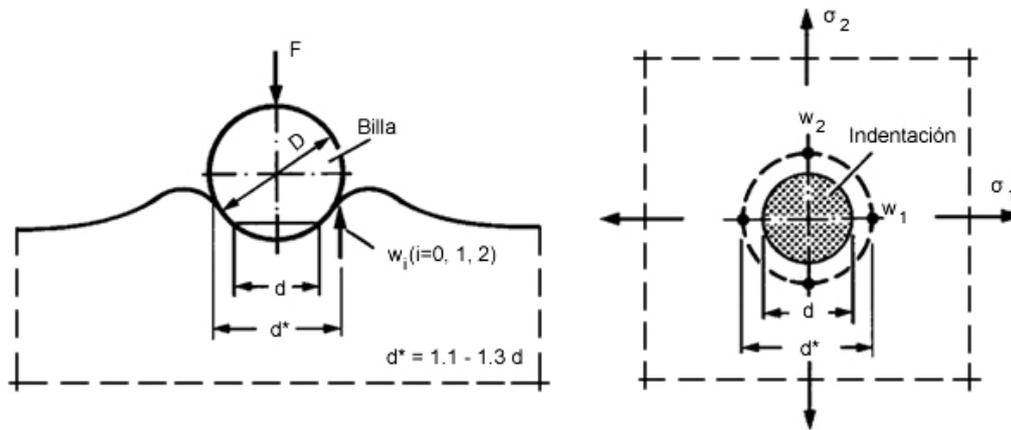


Figura 1.19 Medición de esfuerzos residuales en la superficie de un componente mediante el método de indentación con billa, con fuerza compresiva F , diámetro de billa D , diámetro de indentación d , diámetro del círculo de medición d^* , profundidades de deformación w_i y esfuerzos residuales σ_1 y σ_2 [14]

1.4.3 Medición de Deformaciones

Las deformaciones pueden ser medidas durante y luego del proceso de soldadura. Para la medición durante la soldadura, la zona donde existe necesidad preponderante de medición de deformaciones es la región de altas temperaturas, ya que es en ésta donde ocurren las mayores deformaciones. Por ello, los métodos de medición deben soportar altas temperaturas. Sin embargo, para las mediciones de la deformación luego del proceso de soldadura no es necesario algún método o instrumento especial.

Para la medición de deformaciones durante la soldadura se utiliza tradicionalmente extensómetros o galgas de deformación resistentes a la temperatura. La base de los extensómetros fijados mecánicamente debe ser enfriada. En el caso de procesos lentos es posible usar extensómetros sin fijación que se muevan de punto a punto de medición y sin necesidad de enfriamiento.

La distinción de las deformaciones causadas por la temperatura, de las causadas por las transformaciones microestructurales se realiza mediante el uso de una termocupla en el punto de medición de deformaciones, y utilizando las curvas dilatónicas. La deformación elástica ϵ_{el} se obtiene restando de la deformación por enfriamiento total medida ϵ_w , la deformación debida a la temperatura y a las transformaciones de fase ϵ_{th} , considerando que el límite elástico ϵ_Y no puede ser

excedido por la deformación elástica. El esfuerzo elástico se obtiene de aplicar la ley de Hooke a ϵ_{el} con un módulo elástico dependiente de la temperatura (ver figura 1.20).

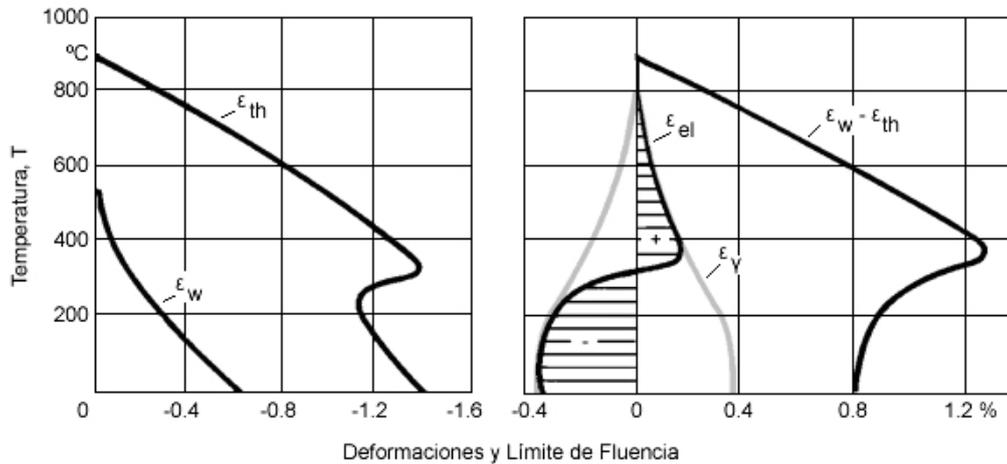


Figura 1.20. Curvas de deformación (ϵ_w , ϵ_{th}), de límite de fluencia vs temperatura. Determinación de la curva ϵ_{el} vs temperatura a partir de ellas [14].

Tradicionalmente, para el caso de la deformación después de la soldadura, es posible determinar la contracción longitudinal o transversal con una cinta métrica. También pueden usarse relojes comparadores para medir la deflexión a diferentes posiciones del material soldado.

Sin embargo, debido a los requerimientos de mayor exactitud, se han desarrollado nuevos métodos para la medición de las deformaciones durante y luego del proceso de soldadura, los cuales no solo son más precisos, sino que además diferencian los tipos de deformación y obtienen una mayor densidad (tanto espacial como temporal) de mediciones. Los métodos ópticos son los más potentes y se basan en la evaluación de patrones en el objeto de medición, como la intensidad de luz o la distribución de sombras, los cuales están relacionados con la forma de la superficie del elemento [13].

CAPÍTULO 2

ESTADO DE LA TECNOLOGÍA EN SIMULACIÓN NUMÉRICA DE PROCESOS DE SOLDADURA

2.1 Aspectos Previos

La historia de las simulaciones numéricas por medio del método de los elementos finitos para predecir el comportamiento térmico y mecánico que genera el proceso de soldadura por fusión se remonta a la década de 1970. Lindgren [15] dice que dos de las más importantes conferencias que se han dado relacionadas con este tema son “Mathematical Modelling of Weld Phenomena” [16], y “Trends in Welding Research” [17]. La primera serie de conferencias fue dedicada a la simulación numérica asociada a la comparación de resultados con su respectivo ensayo experimental. La segunda serie de sesiones, enfocada únicamente a la simulación termo-mecánica del proceso de soldadura, tienen un mayor alcance en este punto. Radaj [14] da una visión general de diferentes procesos y fenómenos que es necesario considerar. El manual “Volumen 1 Thermal Stresses I” [18] profundiza en los modelos matemáticos que rigen este fenómeno físico [13].

La simulación del proceso de soldadura surge como una necesidad para comprender mejor el fenómeno y analizar cuáles son los factores que tienen mayor relevancia en el proceso. Una de las principales ventajas de la simulación es el bajo costo que tiene frente a la experimentación para lograr la optimización de procesos. Este último es otro de los motivos por los cuales se ha puesto más énfasis en el desarrollo de mejores procesos de simulación. Es importante resaltar que las investigaciones de simulación de soldadura están abocadas a diversos aspectos envueltos en el fenómeno. Entre ellos se destaca la investigación del charco de soldadura, que involucra el estudio de los campos de velocidades y temperaturas del material fusionado. Se estudia también el proceso de transferencia, esto es, la llegada del material de aporte desde el electrodo hasta el material base por efecto de la generación de calor. Estos estudios permiten un mejor entendimiento de la penetración del charco de soldadura y la posterior distribución de la composición química. Además de estos campos de investigación del proceso de soldadura, también se existen otros que se avocan principalmente a la predicción de los esfuerzos residuales y corrosión [20].

2.2 Definiciones y Aspectos Numéricos de la Simulación Numérica

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

No es recomendable resolver el problema térmico y mecánico simultáneamente, debido a que esto significa que un complejo sistema de ecuaciones no lineales debe ser resuelto, lo cual demanda una importante capacidad computacional. Una partición de los problemas por medio de un escalonado del procedimiento de solución es más común. El enfoque más utilizado es dividir el problema en un análisis térmico seguido de un análisis mecánico con las temperaturas obtenidas del primero. En este tipo de soluciones se considera solamente el efecto de los esfuerzos residuales generados por el proceso de soldadura a nivel macroscópico, ignorándose las que se producen a escala microscópica debido a ciertas transformaciones metalúrgicas [21].

2.3 Hacia la Práctica Industrial

El Método de los Elementos Finitos es la herramienta más importante utilizada en simulación del comportamiento termo-mecánico de una estructura soldada. Es una herramienta de uso general pero podría demandar una exigencia computacional muy alta. El comentario de Masubuchi [22], “Con suerte, pasará poco tiempo, antes de que la simulación por computadora de juntas simples tales como la fabricación de vigas y uniones soldadas a tope de un solo pase se conviertan en práctica industrial común”, se volvió más pesimista dos años después [32] cuando se llegó a la conclusión de que “no se puede utilizar en la práctica cotidiana”. Su conclusión se basaba en el excesivo tiempo de cálculo que se requería en las simulaciones. Sin embargo esto es menos cierto ahora y mañana será aún menos cierto. La figura 2.1 muestra el aumento en el

tamaño de los modelos computacionales en simulación de soldadura durante las últimas décadas. Los casos estudiados de soldadura no son solamente montajes de laboratorio sino también estructuras de ingeniería real. La capacidad computacional requerida, puede ser un problema en estructuras tridimensionales complejas. Sin embargo, el principal obstáculo para el uso de simulaciones en la práctica industrial es el desconocimiento de parámetros de los materiales y la falta de experiencia en el modelado y la simulación. Los problemas involucrados en las simulaciones de soldadura hicieron que Marcal [24] establezca “la soldadura es quizá el mayor problema no-lineal encontrado en mecánica estructural”. Goldak y otros [25] sugieren que las dificultades experimentadas por los pioneros Hibbit y Marcal [26], desalentaron a otros a entrar en este campo.

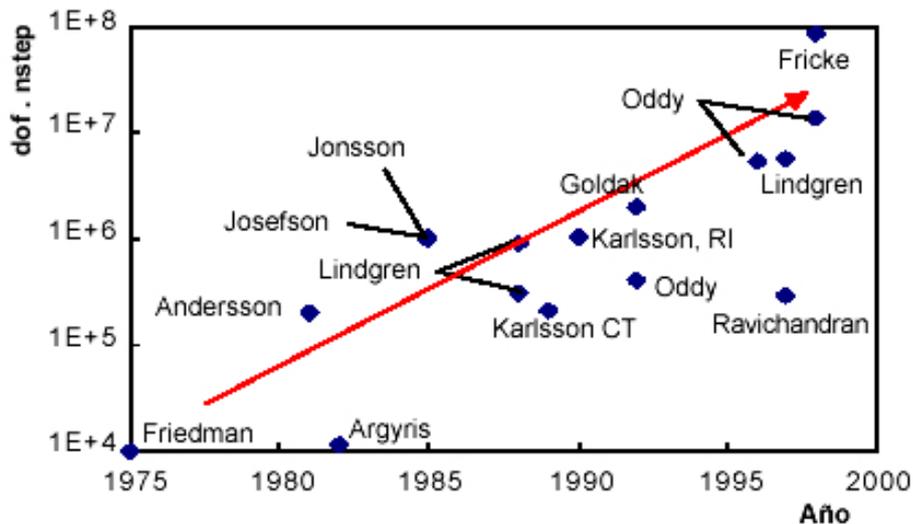


Figura 2.1 Tamaño de los modelos computacionales de soldadura medidos en grados de libertad multiplicado por el número de intervalos de tiempo (pasos) versus el año de la publicación del trabajo [7].

2.4 Razones para Simular Procesos de Soldadura

El método de los elementos finitos es la herramienta global dominante usada en mecánica computacional de soldadura. Sin embargo, como se dijo anteriormente, las simulaciones no reemplazan a los ensayos (experimentos), las simulaciones ofrecen muchas ventajas como [28]:

- Realizar experimentos virtuales, donde todos los parámetros pueden ser totalmente controlados.

- Visualizar el proceso.
- Diseñar y optimizar el procedimiento de soldadura.
- Utilizar los campos calculados para el análisis posterior de riegos de fractura, etc, o las simulaciones pueden ser parte de la simulación de una cadena de fabricación.

2.5 Modelo de Comportamiento del Material

Elegir el modelo de comportamiento del material y obtener sus correspondientes parámetros es una tarea crucial para la simulación del proceso de soldadura.

El modelado del material es, junto con el modelo de aporte de calor, uno de los principales problemas en la simulación de soldadura [29, 22]. El análisis térmico es, en general, más sencillo que el análisis termo-mecánico. Implica pocos problemas numéricos, con excepción del gran calor latente durante la transición sólido – líquido, y es más fácil obtener las propiedades térmicas que las propiedades mecánicas de un sólido. McDill y otros [36], investigaron la importancia relativa de las propiedades térmicas y mecánicas de aceros inoxidable y aceros al carbono en las simulaciones de soldadura. Dos barras de dimensiones 20 x 2 x 0.5 pulgadas fueron soldadas a lo largo del borde libre. Una barra fue hecha de acero inoxidable y la otra de acero al carbono. El radio de curvatura resultante se comparó con los valores calculados para las propiedades del material de acero al carbono (MS) o acero inoxidable (SS). Los resultados se muestran en la Tabla 2.1.

Test	Propiedades Térmicas	Propiedades Mecánicas	Radio de Curvatura [m ⁻¹]
A	MS	MS	41.6
B	SS	SS	11.9
C	MS	SS	29.6
D	SS	MS	16.3
Experimental	MS	MS	23.3
Experimental	SS	SS	8.1

Tabla 2.1 Curvatura para combinaciones de propiedades térmicas y mecánicas [30].

La inesperada conclusión fue que las propiedades térmicas juegan un papel más importante que las propiedades mecánicas para explicar el diferente comportamiento entre estos aceros. Esto se debe al hecho de que la dilatación térmica es la fuerza impulsora en la deformación y la barra esta libre para doblarse. La dilatación térmica es determinada por el campo de temperaturas y es, por tanto, fuertemente influenciada por las propiedades térmicas [31].

La historia termo-mecánica completa de un material influirá en las propiedades del material en cuestión. Sin embargo, para muchos materiales, esto puede aproximarse a una dependencia de la temperatura y la deformación para un instante determinado. Esta simplificación puede ser muy grosera para aceros ferríticos donde las transformaciones de fase que ocurren en estado sólido influirán en la dilatación térmica y el comportamiento plástico del material de un modo que afectará a los esfuerzos residuales.

2.6 Reducción del Tamaño del Modelo

Es de crucial importancia reducir el tamaño y la complejidad para problemas grandes. Se pueden simplificar las simulaciones del proceso de soldadura de dos formas:

2.6.1 Actuar sobre la Geometría

Es la manera más sencilla de reducir el tiempo de cómputo. Simplificar la geometría y considerar que la temperatura no cambia a lo largo de la dirección de la soldadura son los supuestos básicos para los modelos bidimensionales. Esto corresponde a asumir una velocidad de soldadura infinita. El caso estudiado por Dike y otros [32] es un interesante ejemplo donde asumir una velocidad de soldadura infinita es inapropiada para un modelo tridimensional. Se han publicado muchos trabajos usando modelos bidimensionales y también usando modelos en estado plano de esfuerzo, ver Lindgren [31].

2.6.2 Actuar sobre el Proceso de Soldadura

Es habitual reemplazar el modelo correspondiente al proceso de soldadura por una apropiada carga que produzca el mismo efecto. Micharelis y DeBiccari [33] evaluaron el efecto de la soldadura en un modelo tridimensional, usando un modelo bidimensional para la simulación del proceso de soldadura, y transfiriendo los

esfuerzos residuales al modelo tridimensional de una estructura con el objetivo de estudiar el posible pandeo inducido por la soldadura. Yuan y Ueda [34] han estudiado las deformaciones inherentes para la soldadura de vigas I y T. Las deformaciones inherentes han sido usadas como cargas equivalentes en un análisis elástico como un método para predecir los esfuerzos residuales. El problema de determinar la relación entre las deformaciones inherentes y los parámetros de soldeo es atribuido a Wang y otros [35]. Muraka y otros [36] usaron el método de las deformaciones inherentes y el elemento “gap” (elástico) para estudiar el efecto de la secuencia de soldeo en la deformación global y en la interrupción del crecimiento de una grieta. El elemento “gap” es usado en lugar de las condiciones de contacto no lineales entre chapas soldadas.

Asimismo existen una serie de trabajos relacionados con la predicción de la posible aparición del fenómeno de inestabilidad, consecuencia de los esfuerzos residuales que genera una soldadura sobre una estructura.

2.7 De Modelos Unidimensionales a Modelos Tridimensionales

Los modelos de elementos finitos de soldadura no solo deben cubrir la zona de interés sino también deben ser lo suficientemente precisos para resolver detalles cercanos a la soldadura. Resolver el problema termo-mecánico no lineal mediante un procedimiento de incremento de tiempo o “time-stepping” requiere de potencia computacional (potencia de cálculo). Los primeros trabajos sobre simulación de soldadura reducían el costo computacional de las simulaciones mediante la reducción de la dimensión del problema de tres a dos y de dos a una dimensión. Las primeras predicciones numéricas de esfuerzos residuales fueron probablemente las de Tall [37].

El análisis mecánico era esencialmente unidimensional, aunque la solución analítica para las temperaturas era bidimensional en el trabajo realizado por Tall. Los primeros análisis bidimensionales mediante elementos finitos fueron realizados en la década de los setentas por Lñaki y Masubuchi [38], Fujita y otros [39] utilizaron solamente un modelo de material termoelástico.

El típico modelo bidimensional de elementos finitos para la simulación de soldadura es mostrado en la figura 2.2 a) Goldak y otros [25] hablan de las restricciones en los análisis térmicos y mecánicos cuando modelos bidimensionales son usados. Mc Dill y otros [40] hablan de las aproximaciones introducidas por aplicar un estado plano de deformaciones a una sección transversal de soldadura.

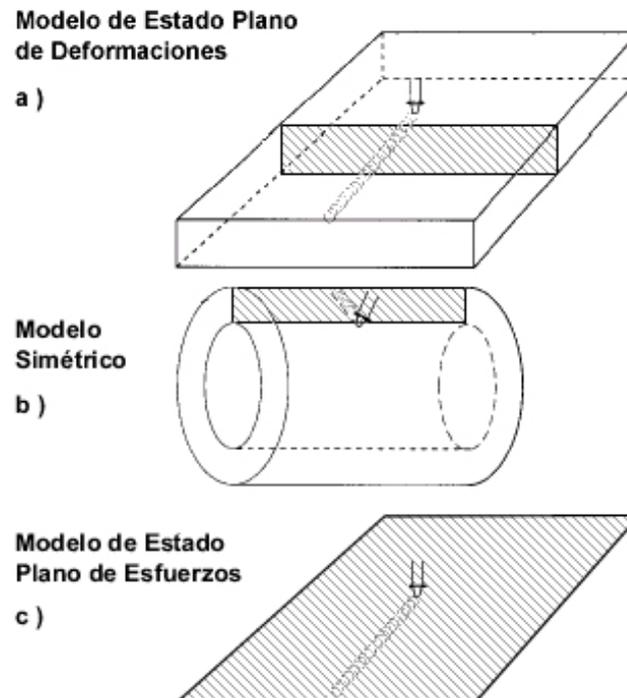


Figura 2.2 Modelos Bidimensionales de Soldaduras.
[27]

La sección transversal ortogonal a la dirección de soldadura es analizada en simetría axial y en modelos de estado plano de deformaciones. Entonces, la conducción de calor en la dirección de soldadura es también ignorada. Esto es tratado por Andersson [41]. Se asume en el modelo plano de esfuerzos que todo es constante a través del espesor y el esfuerzo normal al plano es cero. Esto requiere que la plancha sea delgada y los movimientos fuera del plano se ignoren. El arco se mueve en el plano del modelo.

La mayoría de análisis bidimensionales han sido realizados bajo modelos de estado plano de deformación, ver figura 2.2 a). Es decir, la soldadura se divide en dos rebanadas finas perpendiculares al movimiento de la fuente y se asume que estas rebanadas no interactúan una con otra. El uso del estado plano de deformación implica ciertas consecuencias sutiles. El flujo de calor longitudinal y los desplazamientos longitudinales se asumen iguales a cero. Mientras que el flujo de calor longitudinal probablemente nunca sea muy grande [46], las interacciones longitudinales en los esfuerzos pueden ser muy grandes. Las mediciones experimentales de los desplazamientos durante la soldadura mostraron pequeños

desplazamientos longitudinales en dirección de movimiento de la fuente antes de que la fuente haya terminado su recorrido y algunos desplazamientos posteriores grandes después del paso de la fuente. Además, el estado plano de deformaciones significa que la red de esfuerzos residuales longitudinales después del enfriamiento no es cero. Es como si toda la plancha fuera rígida en la dirección longitudinal. Las restricciones longitudinales demasiado elevadas debido a la suposición de estado plano de deformación pueden ser mitigadas asumiendo estado plano de deformaciones [41] generalizado o deformación plana. La deformación en la dirección longitudinal es constante en el caso de estado plano de deformaciones generalizado, y es una función lineal de las coordenadas en el caso de deformación plana. La concordancia entre un modelo de deformación plana y un modelo tridimensional puede ser muy buena en el caso de vigas como estructuras. Sin embargo, este no siempre es el caso. El análisis realizado por Dike y otros [32] de una soldadura multipase de 12 pulgadas en una plancha de 24 pulgadas que tiene restricciones en sus extremos necesita un modelo tridimensional para obtener una contracción de soldadura correcta. Su modelo bidimensional no dio una contracción de soldadura en concordancia con las mediciones, mientras que el modelo tridimensional si lo hizo. Se han aplicado análisis bidimensionales en soldaduras circunferenciales en tuberías, ver figura 2.2 b). Estos modelos con simetría axial tienen una deformación circular que varía con las coordenadas axiales y radiales. De lo contrario, se basan en suposiciones similares al modelo de estado plano de deformaciones. Por ejemplo han sido utilizado modelos de simetría axial para un cordón de soldadura en un disco [26]. Hibbit y Marcal [26] simularon la soldadura de un disco mostrado en la figura 2.3.

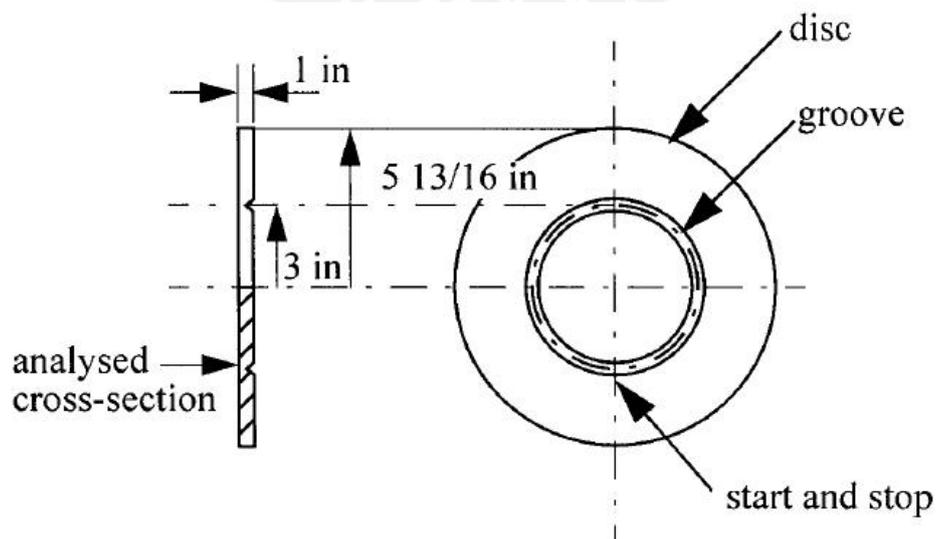


Figura 2.3 Geometría estudiada por Hibbitt y Marcal [26].

Los resultados fueron comparados con pruebas realizadas en una plancha de acero HY 130/150. Su modelo de elementos finitos se muestra en la figura 2.4. El modelo carece de muchas características en el modelado del material, lo cual puede explicar las discrepancias entre las mediciones y los cálculos, ver figura 2.5.

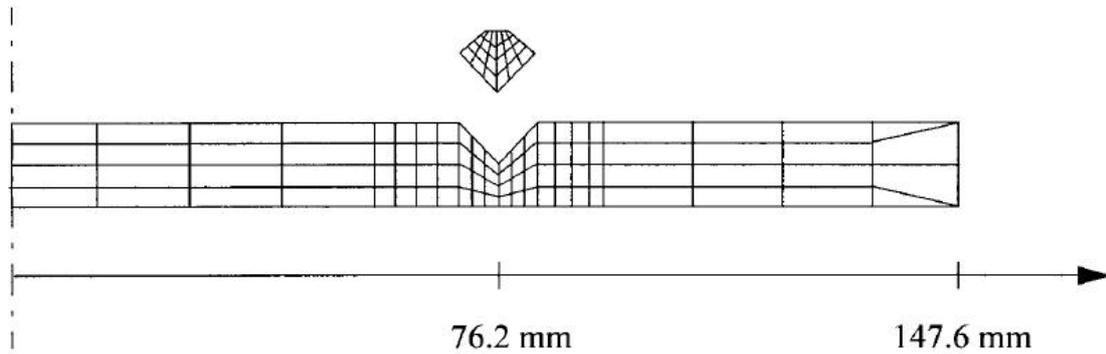


Figura 2.4 Modelo de elementos finitos de simetría axial utilizado por Hibbit y Marcal [26].

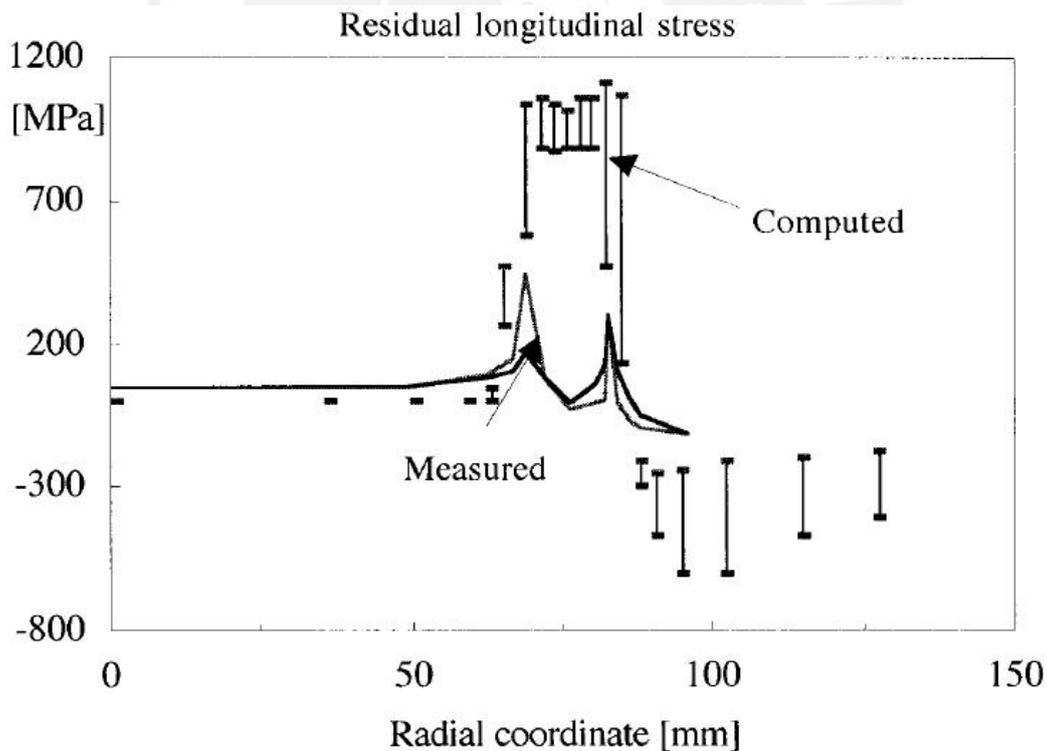


Figura 2.5 Esfuerzos longitudinales calculados y medidos para el cordón sobre el disco de Hibbit y Marcal [26].

Los esfuerzos residuales demasiado grandes en la soldadura se pueden dar debido a la omisión de las transformaciones plásticas en el modelo [42], ver figura 2.10, donde se muestra el efecto del modelado del material sobre los esfuerzos residuales debido a la soldadura. También hay modelos bidimensionales de estado plano de esfuerzos, ver figura 2.2 c), que han sido utilizados cuando se simula la soldadura de una plancha delgada. Entonces los esfuerzos en la dirección del espesor son ignorados y la deformación se asume que se da en el plano de la plancha. Estos modelos siguen la fuente de calor que se mueve en el plano de la malla, la cual requiere un gran número de elementos a lo largo de la soldadura. Por lo tanto, el tamaño del elemento más pequeño suele ser más grande en estos modelos que en los modelos bidimensionales de sección transversal de soldadura anteriormente mencionados. La configuración estudiada por Muraki se muestra en la figura 2.6, y la correspondiente malla de elementos finitos se muestra en la figura 2.7. La velocidad de soldadura es 13.6 mm/s para el caso del cordón de soldadura sobre la plancha. Las deformaciones medidas y calculadas se muestran en la figura 2.8. Cañas y otros [43] compararon un modelo plano de esfuerzos, ver figura 2.2. c), con un modelo plano de deformaciones, ver figura 2.2. a), y encontraron que este último dio una zona más grande con esfuerzos longitudinales grandes.

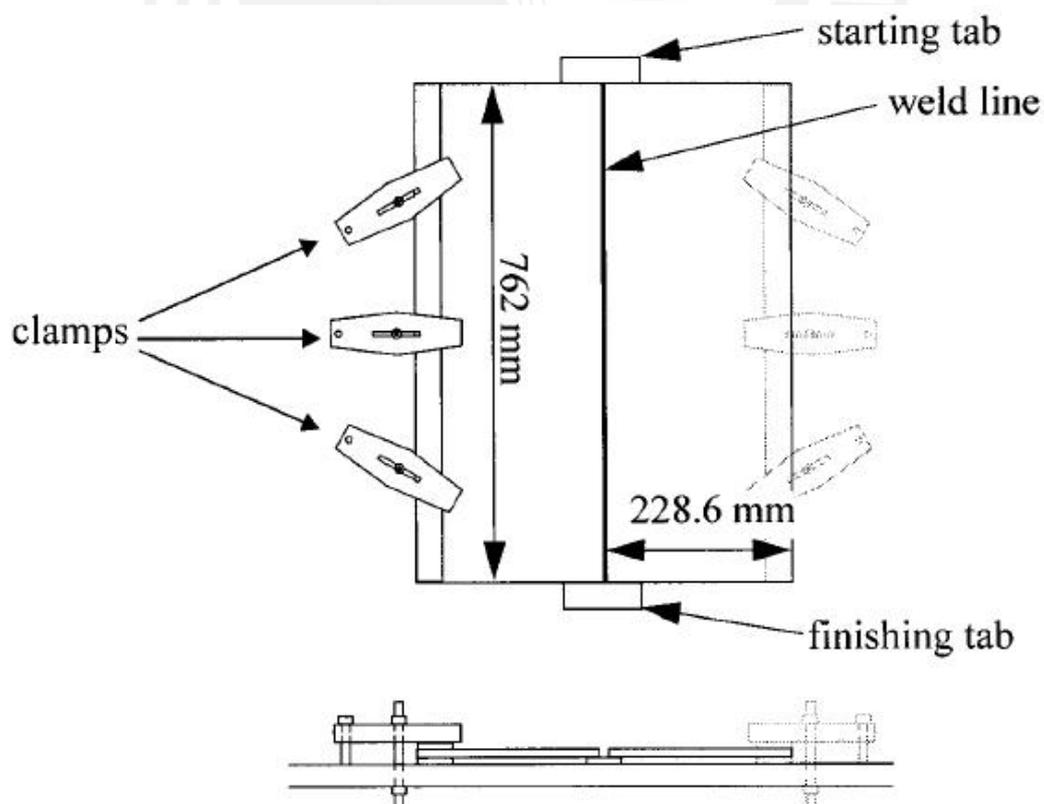


Figura 2.6 Configuración (un cordón de soldadura sobre una plancha) estudiada por Muraki y otros [44].

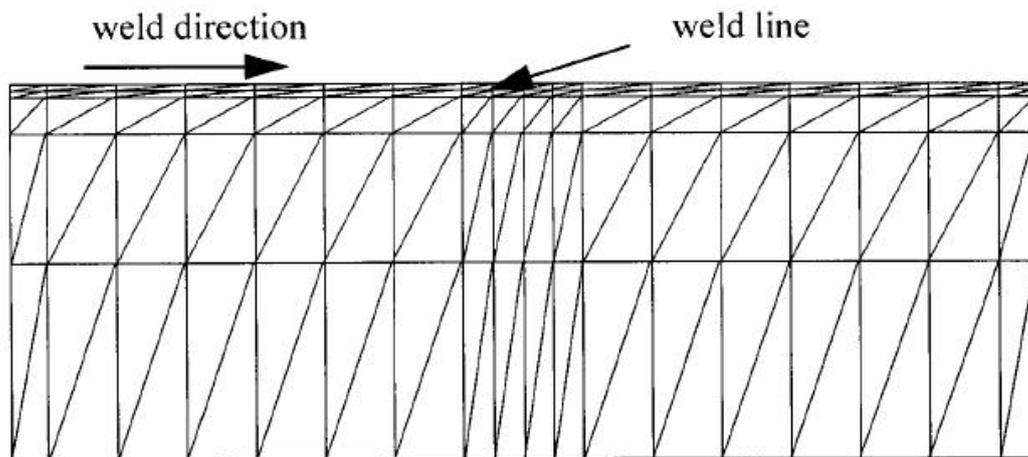


Figura 2.7 Modelo de elementos finitos de estado plano de esfuerzos utilizado por Muraki y otros [44].

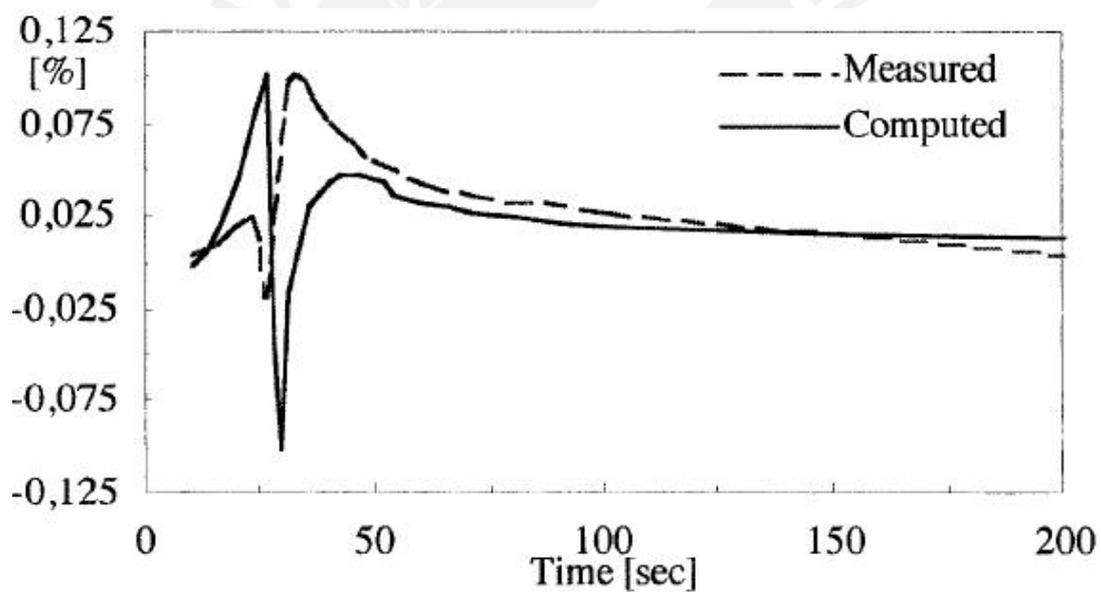


Figura 2.8 Deformaciones mecánicas transversales transitorias medidas y calculadas en la superficie superior de la plancha y 25.4 mm. de distancia de la línea central de soldadura y 381 mm. del borde para el caso del cordón en la plancha. De Muraki y otros [44].

Diferentes técnicas han sido utilizadas para resolver problemas tridimensionales sin un modelo completamente tridimensional. Fujita y otros [45] combinaron modelos de estado plano de esfuerzo para simular la soldadura de un refuerzo en una plancha. Ellos ignoraron todas las deformaciones angulares y asumieron que cada sección se

deformaba solo en su plano. Así, el borde inferior del modelo plano de esfuerzos del refuerzo debe ser recto, ya que está conectado a un modelo plano de esfuerzos de la plancha también modelada como un caso de estado plano de esfuerzos. Rybicki y Stonesifer [46] añadieron rigidizadores ortogonales a un modelo bidimensional de soldadura a fin de incluir los efectos tridimensionales. Estos rigidizadores se obtuvieron de un modelo tridimensional de la estructura. Michaleris y otros [47] compararon modelos bidimensionales y tridimensionales de soldaduras multipase a tope de planchas. Ellos simularon el primer pase con ambos modelos. El modelo bidimensional tuvo una zona de fusión más grande a pesar del aporte de calor reducido y una zona con esfuerzos longitudinales de tracción elevados más grande que el modelo tridimensional. Ellos incluyeron un “dashpot” adicional en el modelo bidimensional para que sus resultados coincidan con los del modelo tridimensional para el primer pase. Esto dio una muy buena concordancia entre los desplazamientos medidos y los calculados del borde de la junta a tope, hasta que la plancha fue volteada y se continuó soldando por el otro lado. Lo contrario, pasar la información del modelo bidimensional al tridimensional, fue realizado por Michaleris y DeBiccarri [33].

En este estudio ellos transfieren los esfuerzos residuales de soldadura obtenidos de un modelo plano de deformación bidimensional a un modelo tridimensional de la estructura a fin de estudiar pandeo inducido por soldadura, ver figura 2.9. El estado de esfuerzos residuales calculado en el modelo bidimensional (parte superior de la figura 2.9 fue comparado con las mediciones. Diferentes modelos de límite de fluencia, mostrados en la figura 2.10, fueron probados en esta comparación. Los esfuerzos residuales longitudinales sobre la superficie inferior se muestran en la figura 2.11.

Se impuso una temperatura constante en la región de soldadura en el modelo tridimensional con expansión térmica ortotrópica. Así, fue posible lograr carga diferente en las direcciones longitudinal y transversal de la soldadura. La carga térmica se eligió para que los esfuerzos en centro de la parte que esta bajo flexión del modelo tridimensional lleguen a ser los mismos que en la simulación de soldadura bidimensional. La carga crítica de pandeo calculada de la plancha rígida concuerda bien con las observaciones experimentales.

Los modelos tridimensionales completos se basan en modelos sólidos donde se incluyen todos los componentes de esfuerzo y deformaciones. Los elementos superficiales también pueden considerarse como modelos tridimensionales, ya que son descritos con tres coordenadas, aunque el espesor debe ser delgado. En los modelos superficiales se considera que el esfuerzo es cero en la dirección del espesor

y que una línea recta en esa dirección sigue siendo recta durante la deformación, y por lo tanto, es posible analizar todo con respecto a un plano de referencia.

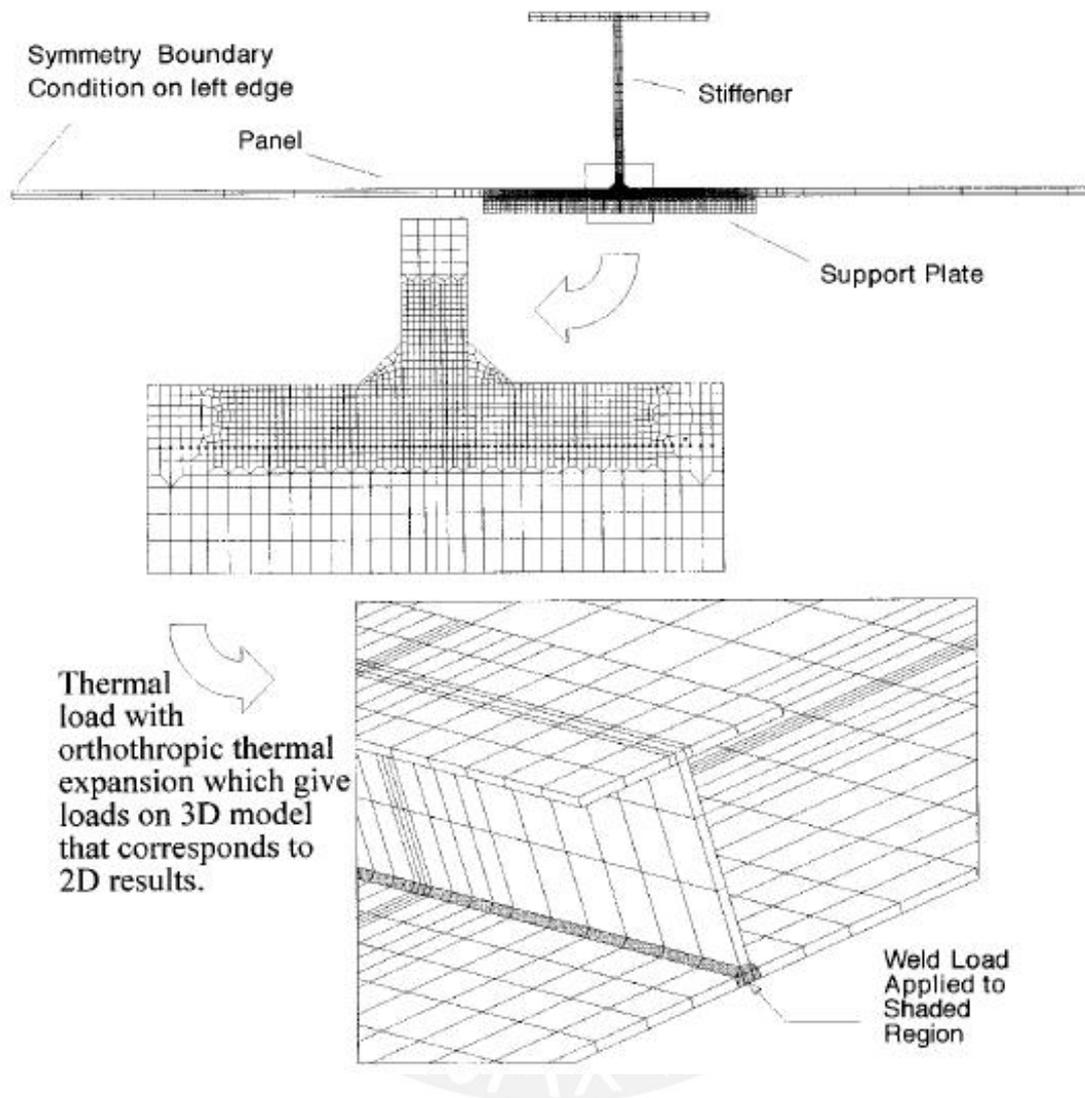


Figura 2.9 Modelo bidimensional de soldadura y modelo tridimensional estructural [33].

Las diferentes suposiciones sobre la variación de la temperatura sobre el espesor pueden aplicarse inclusive si la deformación total solo puede variar linealmente. Típicos modelos superficiales y sólidos se muestran en la figura 2.12.

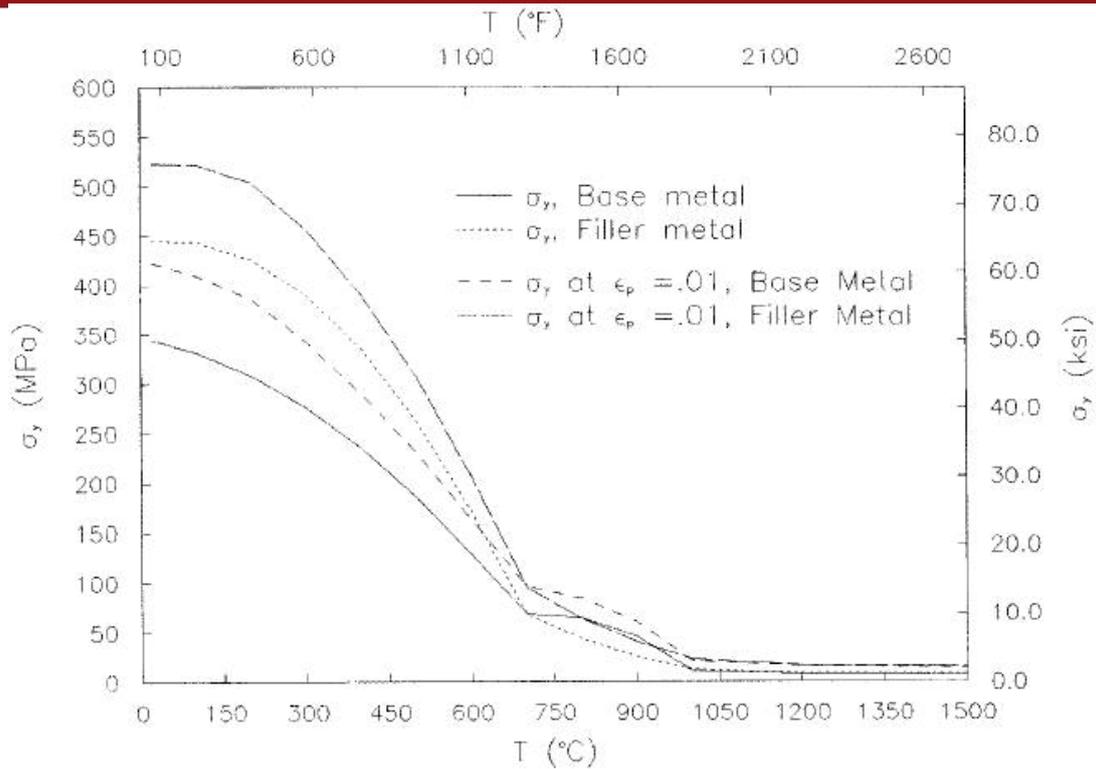


Figura 2.10 Diferentes límites de fluencia probados en simulaciones de soldadura [33].

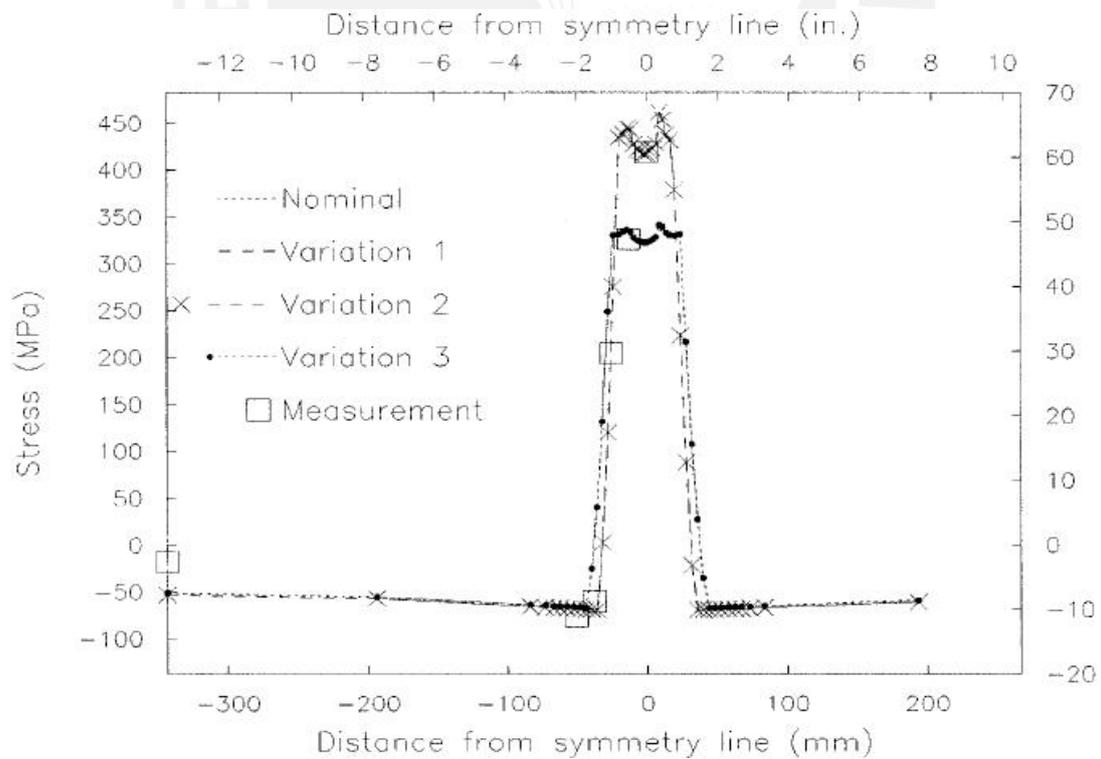


Figura 2.11 Variaciones de esfuerzos residuales longitudinales en la superficie inferior para 717 J/m de soldadura. Los cálculos se realizaron con diferentes límites de fluencia [33].

Las primeras predicciones tridimensionales de esfuerzos residuales de soldaduras completas fueron publicadas por Lindgren y Karlsson [48], quienes usaron elementos superficiales durante el modelado de una tubería de pared delgada. Karlsson y Josefson [49] modelaron la misma tubería con elementos sólidos. La tubería se muestra en la figura 2.13; y el modelo superficial [48] el modelo sólido [49] y el modelo de simetría axial [50] se muestran en la figura 2.14. Estos modelos fueron comparados en la publicación de Josefson y otros [51]. Estos resultados y los resultados utilizando los modelos de simetría axial de Karlsson [50] y Josefson y Karlsson [51] se muestran en la figura 2.15. Los resultados de diferentes modelos son compatibles. También hay una buena concordancia con las mediciones excepto para los esfuerzos circunferenciales residuales en la superficie de la soldadura. Esta discrepancia solo se redujo un poco cuando la transformación plástica se tomó en cuenta [51]. Por supuesto, también es posible cuestionar las mediciones, ya que se aplica la técnica del agujero taladrado solo en la superficie de la soldadura. Sin embargo, las medidas son, para las tres posiciones circunferenciales, muy superiores a los resultados calculados. Murty y otros [52], en su segunda publicación, abordaron este problema y obtuvieron los esfuerzos circunferenciales residuales de tracción deseados en la soldadura.

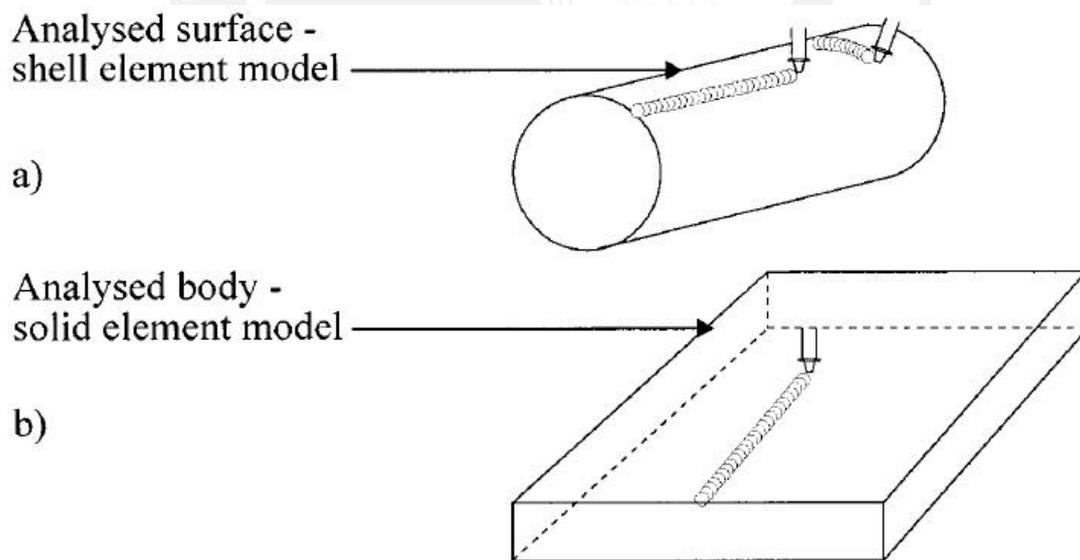


Figura 2.12 Modelos tridimensionales de soldadura [27].

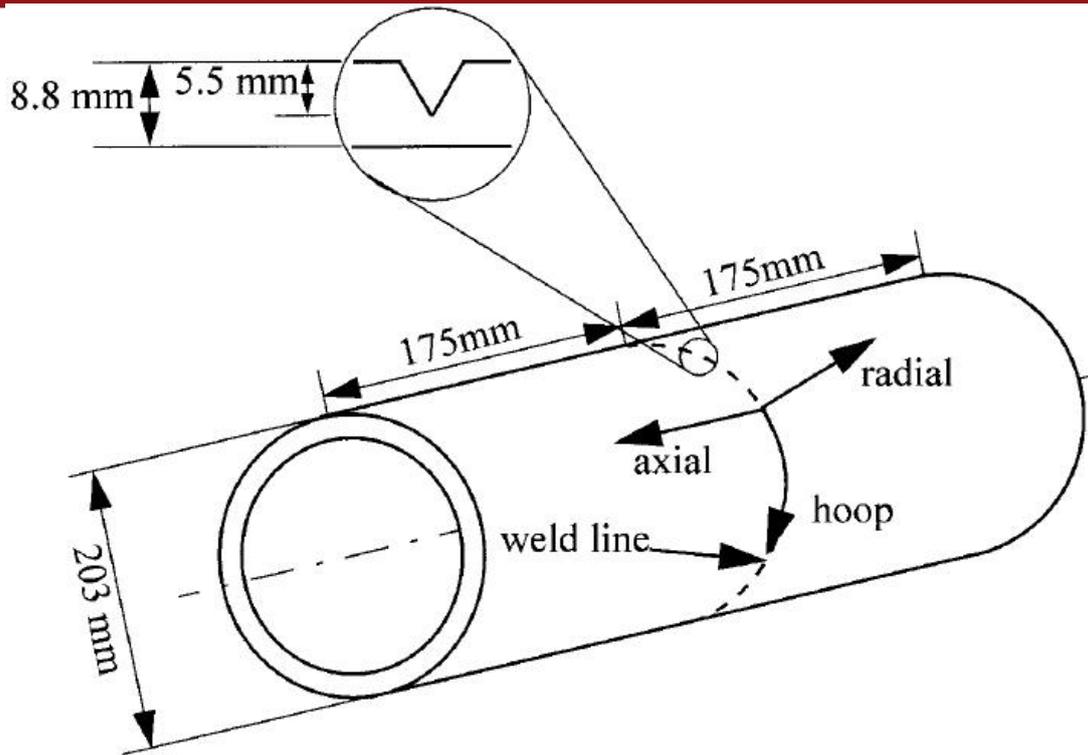


Figura 2.13 Tubería estudiada por Lindgren y Karlsson [48], Karlsson y Josefson [49], Josefson y Karlsson [56] y Murt y otros [52]

El modelado del material en el metal de soldadura se mejoró mediante la estimación de las transformaciones de fase y el cálculo de las propiedades del material utilizando la regla de la mezcla de fases. Näsström y otros [53] hicieron un primer intento de combinar elementos superficiales y elementos sólidos en un modelo de soldadura. Gu y Goldak [54] hicieron lo mismo pero solo para el análisis térmico. Dong y otros [55] usaron elementos superficiales en la investigación del efecto del espesor de pared y la velocidad de soldadura en los esfuerzos residuales de una tubería. También implementaron un sistema de activación/desactivación de capas en un elemento superficial compuesto para la simulación de soldadura multipase. Esto fue utilizado en el modelado de una soldadura de reparación en una tubería y también para soldadura de reparación en paneles. Ortega y otros [56] utilizaron un modelo superficial para estudiar el pandeo de una plancha soldada.

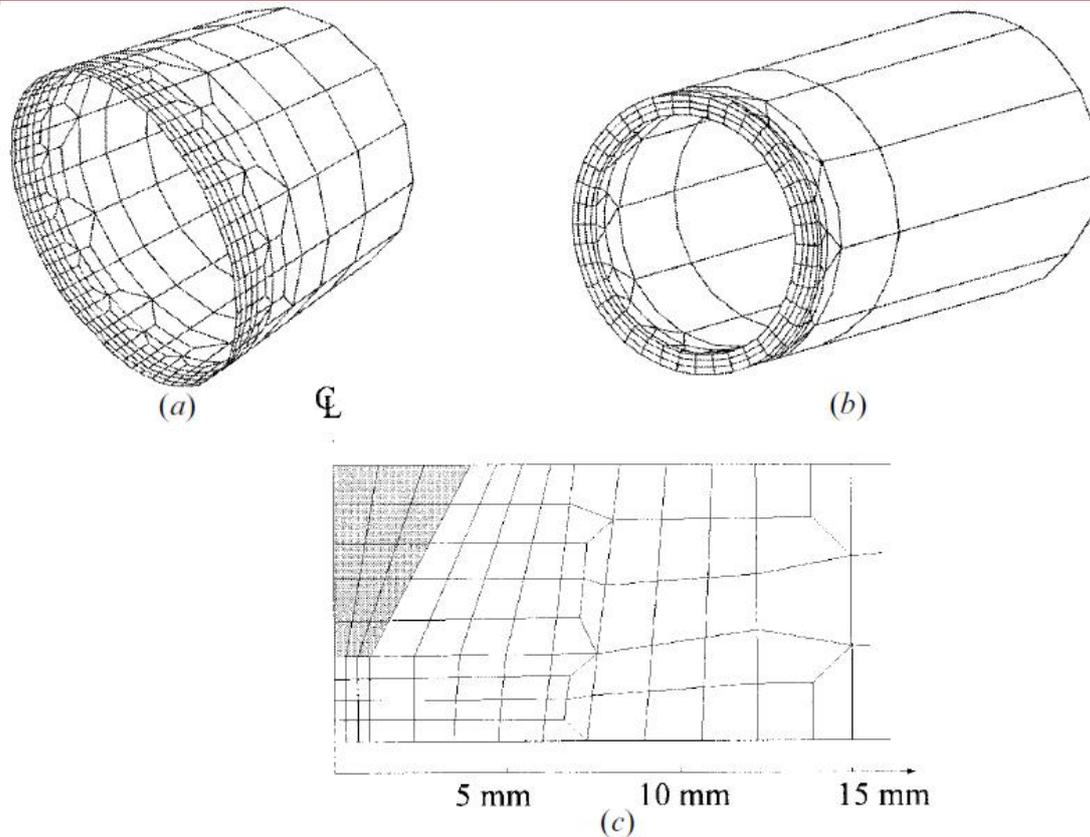


Figura 2.14 a) Modelo superficial [48], b) Modelo sólido [49], c) Modelo de simetría axial [50, 51] de la tubería de la figura 2.13.

Ravichandran y otros [57] usaron elementos superficiales para simular la fabricación de una viga T mediante soldadura de filete de un pase. Argumentan que la hipótesis plana de deformaciones no es válida para este caso sobre la base de los resultados de Goldak y otros [58]. El modelo plano de deformaciones es una aproximación, y en muchos casos una buena, de la misma manera como el elemento superficial es utilizado en su publicación. Se puede obtener información útil completando su modelo de capas gruesas, con una fina malla bidimensional y asumiendo estado plano de deformaciones generalizado para este problema en particular [59]. Ravichandran y otros [57] también compararon diferentes modelos de soldadura de una tubería de pared delgada basados en elementos superficiales y simulaciones realizadas utilizando un elemento superficial. Lindgren y otros [60] hicieron modelos tridimensionales de un cordón de soldadura en una tubería utilizando elementos sólidos.

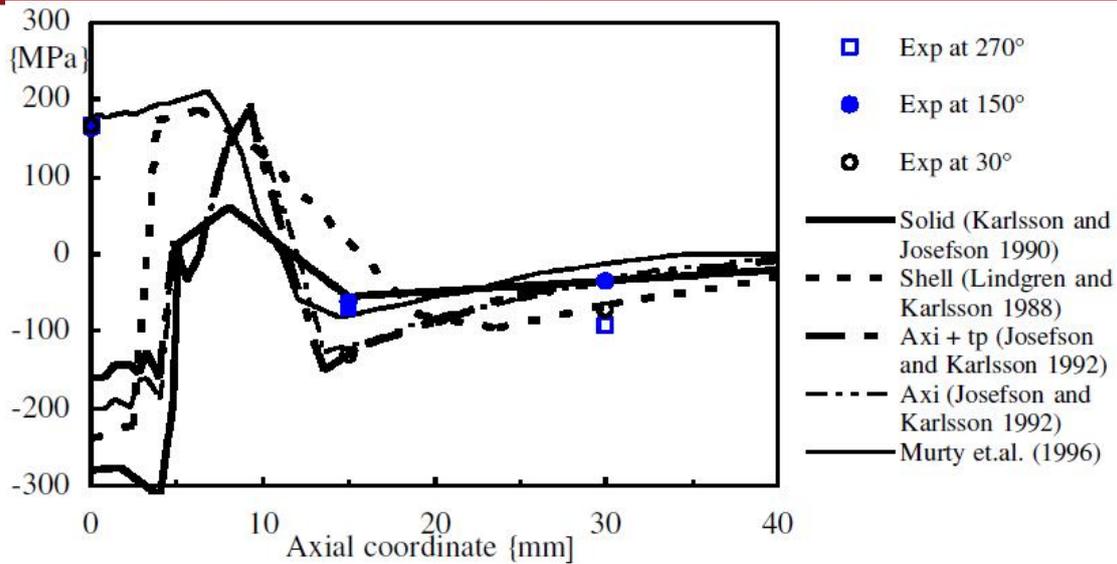


Figura 2.15 Esfuerzos residuales circunferenciales calculados y medidos en la superficie exterior de la tubería [27].

Otros de los primeros modelos tridimensionales fueron utilizados por Goldak y otros [58] quienes hicieron una simulación de soldadura tridimensional exploratoria de una soldadura corta de 2.5 cm. Chakravarti y otros [60] utilizaron una rebanada (porción) de elementos tridimensionales en el modelo computacional de una sección transversal de soldadura. Oddy y otros [42] modelaron un cordón largo sobre una plancha usando un modelo tridimensional compuesto de elementos sólidos. Las predicciones tridimensionales de rotaciones y distorsión en soldadura largas también fueron realizadas por McDill y otros [40].

Luego siguieron más aplicaciones tridimensionales, Ueda y otros [61], hicieron simulaciones tridimensionales de una junta tubo-plancha. Estudiaron el efecto de la soldadura en la forma de los agujeros y compararon el uso de fuentes de calor instantánea y en movimiento alrededor de una circunferencia. El efecto de la inclusión de solo la mitad de la circunferencia también se estudió. La conclusión fue que un modelo tridimensional es recomendado. Ma y otros [59] estudiaron el efecto de diferentes procedimientos de soldadura para una junta T. Utilizaron un modelo tridimensional como modelo de referencia y realizaron estudios paramétricos utilizando modelos bidimensionales asumiendo estado plano de deformaciones.

Choi y Mazumder [62] incluyeron un post-proceso del campo térmico para calcular el espaciamiento de las ramificaciones de las dendritas principales y el crecimiento de grano en su modelo. Gu y otros [63] usaron un modelo tridimensional para investigar la deformación fuera del plano debido a una soldadura a tope de una plancha donde se

considera la gravedad y las diferentes restricciones. También ha habido algunos modelos tridimensionales de soldadura multipase.

Los modelos bidimensionales para estado plano de esfuerzos, estado plano de deformaciones y deformación simétrica axial son aplicables. Estos modelos proporcionan información útil acerca de los esfuerzos residuales y permiten el uso de elementos más pequeños cerca de la soldadura. Sin embargo, cabe señalar que el efecto de la restricción bidimensional en los resultados es mayor para cantidades como las deformaciones, esto puede verse en detalle en la publicación de Dike y otros [32]. Por ejemplo, el modelo de simetría axial corresponde a soldadura de toda la circunferencia a la vez. Esto da mayor deformación en la dirección axial de una fuente de calor en movimiento donde las regiones más frías en frente y detrás del arco resisten la deformación mejor que la región cerca del arco. El modelo de simetría axial tendrá toda la circunferencia a una temperatura elevada durante un corto tiempo y luego pueden ocurrir deformaciones axiales más grandes. Los modelos bidimensionales también pueden dar errores en los esfuerzos residuales como lo señala Atteridge y otros [64] cuando comparan diferentes modelos bidimensionales, con estado plano de deformaciones de acuerdo a la figura 2.2 a), estado plano de esfuerzos como en la figura 2.2 c) y modelos tridimensionales como en la figura 2.12 b).

2.8 La Física del Arco, Flujo de Fluidos y Calor de Aporte

El aporte de calor neto debe ser dado al modelo de elementos finitos. Existen investigaciones sobre la física del arco, mecánica de fluidos y transferencia de calor para ayudar a predecir la distribución del aporte de calor. Pero más investigaciones deben realizarse antes de que esto sea posible.

El trabajo de Sheng y Chen [65] es un paso en el desarrollo de un modelo predictivo completo para la simulación de soldadura, ellos incorporaron un modelo fluido-flujo en el análisis termo-mecánico. Usaron una combinación interesante de un marco de referencia de Lagrange, para el comportamiento de un material sólido, y un marco de referencia de Euler, para el flujo de fluidos, y combinaron los resultados de estos modelos de acuerdo a la cantidad de material sólido y líquido en cada punto. Sin embargo, también se vieron obligados a aplicar flujo de calor prescrito a su modelo. Es necesario especificar el aporte de calor, mientras que los modelos integrados para la física del arco, flujo de fluidos, transferencia de calor, y análisis mecánico no están integrados en un modelo para la simulación de soldadura. El mejor enfoque en la

actualidad es medir temperaturas, observar cambios microestructurales, y medir el tamaño del charco de soldadura, por ejemplo. El aporte de calor se ajusta hasta obtener una buena concordancia con los experimentos. Así pues, los modelos no son puramente predictivos. Goldak [25] trata diferentes alternativas para modelos de aporte de calor. Goldak trata el análisis térmico de la soldadura con cierto detalle.

2.9 Soluciones Analíticas

En algunos estudios se han usado soluciones analíticas para los campos de temperatura, sobre todo la solución de Rosenthal [44, 48]. Estas soluciones pueden funcionar bien para regiones fuera de la soldadura. Soluciones analíticas basadas en fuentes puntuales y de sistemas de elementos finitos son comparadas por Moore [66]. Cabe señalar que Rybicki súper impuso soluciones analíticas para 28 fuentes puntuales con el fin de que coincidan las temperaturas medidas. Lindgren [67] obtuvo una concordancia bastante buena para los esfuerzos residuales con la solución de Rosenthal para una fuente de calor en movimiento para el caso de una soldadura a tope. El uso de propiedades constantes en la solución analítica deja la cuestión acerca de que propiedades térmicas usar sin resolver. No hay razón alguna para utilizar soluciones analíticas porque la simulación numérica del campo térmico es muy sencilla.

2.9.1 Soluciones de Elementos Finitos con Aporte de Calor Prescrito

Hibbitt y Marcal [26] y Andersson [41] usaron un aporte de calor superficial y una ecuación de impulso para el aporte de calor causado por la adición del material de aporte. También es posible distribuir el calor uniformemente sobre el área, en dos dimensiones, o volumen, en tres dimensiones de los elementos que representan la soldadura. Por lo general, se utilizan algún tipo de pendiente con incremento lineal del aporte de calor para las proximidades del arco y calor de aporte constante cuando los elementos son fundidos y calor de aporte decreciente lineal cuando el arco esta dejando el elemento. Shim y otros [68] mostró el efecto de la pendiente en la velocidad de calentamiento y la temperatura máxima. Nickell y Hibbitt [69] utilizaron una distribución de Gauss para el calor de aporte de la superficie. Esto último permitió una modelación más detallada del metal de soldadura donde solo la deformación debido al charco de soldadura fue considerada. La distribución de Gauss fue utilizada en otros estudios. Goldak [70] propuso un modelo más preciso, la llamada fuente de calor de doble elipsoide (ver figura 2.16). Más tarde se amplió

a funciones de distribución arbitraria. Zhang [71] implementó un modelo de aporte de calor con sección transversal arbitraria y una variación de doble elipsoide sobre la superficie. Fue utilizado, por ejemplo, por Michaleris y DeBiccari [33]. El aporte de calor se define por separado en dos regiones. Una región se encuentra en frente del centro del arco, $z > 0$ (ver figura 2.17). La otra región es definida detrás del centro del arco. El modelo se define a continuación para un inicio de arco en $t = 0$, y movimiento a lo largo del eje z positivo.

El calor de aporte, q , en frente del centro del arco, se define como:

$$q = f_f \frac{6\sqrt{3}}{abc1\pi^{3/2}} Q e^{-3(x/a)^2} e^{-3(y/b)^2} e^{-3((z-vt)/c_1)^2}$$

y detrás del centro del arco, como:

$$q = (2 - f_f) \frac{6\sqrt{3}}{abc 2\pi^{3/2}} Q e^{-3(x/a)^2} e^{-3(y/b)^2} e^{-3((z-vt)/c_1)^2}$$

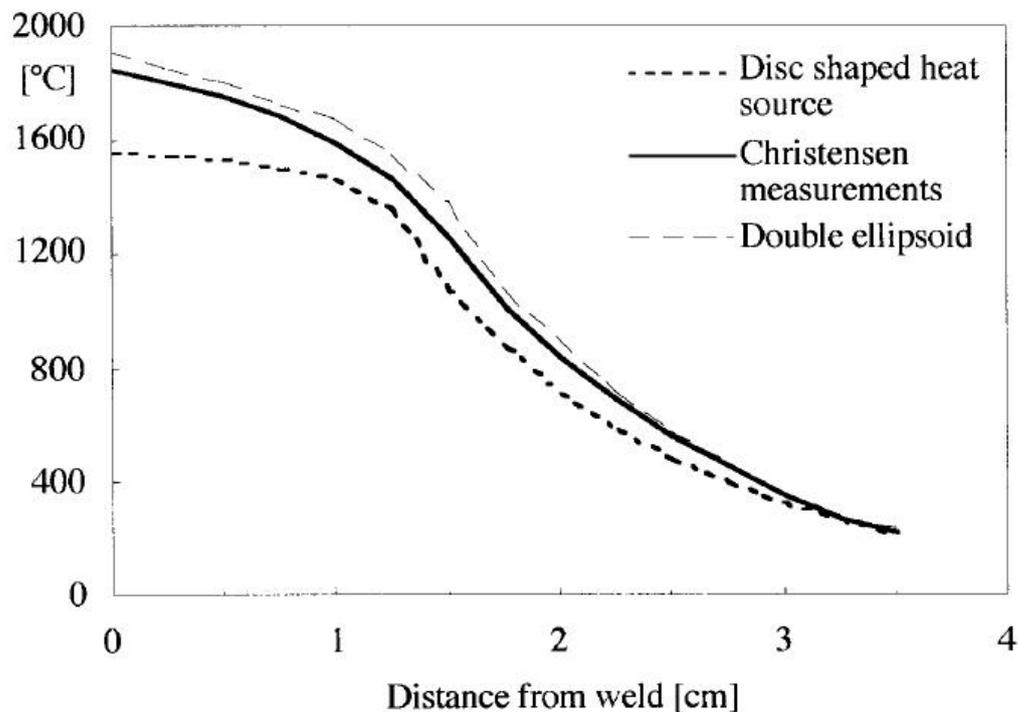


Figura 2.16 Temperaturas pico con diferentes modelos de aporte de calor [70]

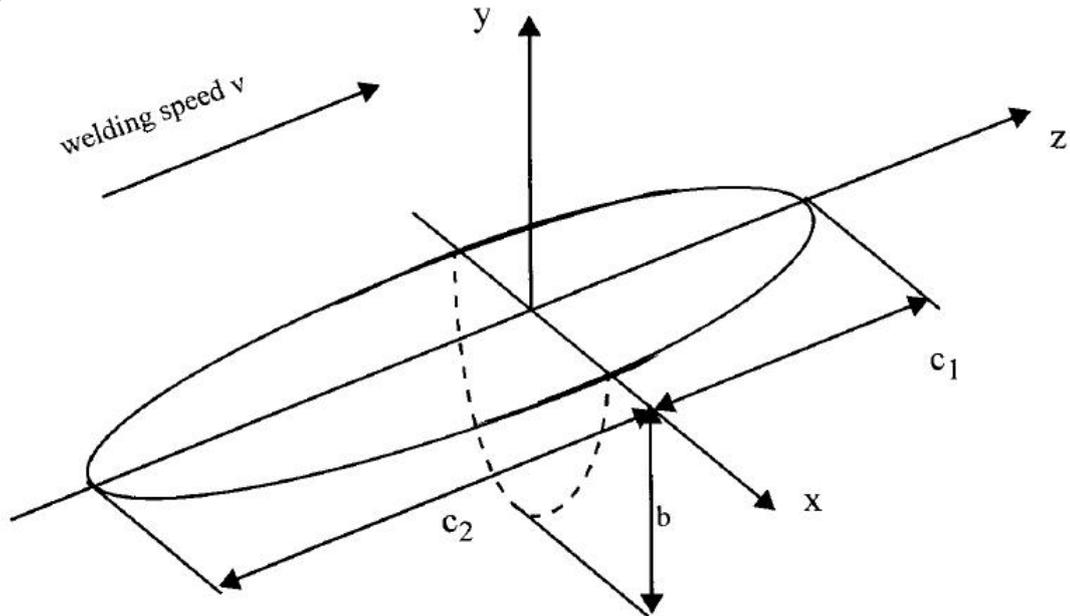


Figura 2.17 Geometría de la fuente de calor de doble elipsoide [27].

donde a , b , c_1 , y c_2 son los ejes del elipsoide definido en la figura 2.17 asociados con las regiones sobre las que el aporte de calor ocurre. Q es la tasa de aporte de energía [W], v es la velocidad de soldadura, y f_r distribuye el calor a las regiones por delante y por detrás del centro del arco. Nótese que si $c_1(2 - f_r) = c_2 f_r$, entonces el calor de aporte es continuo hasta $z = 0$. La figura 2.18 muestra el calor de aporte en la superficie utilizando la fuente de calor de doble elipsoide. El límite de la fuente de calor se define como la región donde el calor de aporte se ha reducido a 5% del valor pico.

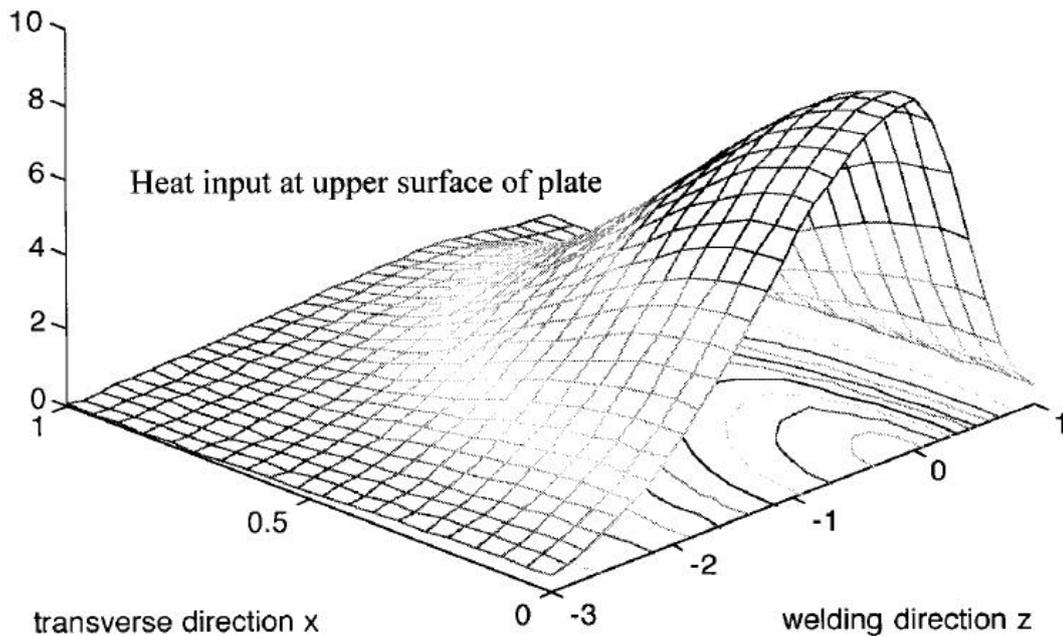


Figura 2.18 Distribución del calor de aporte utilizando un modelo de fuente de calor de doble elipsoide [27].

2.9.2 Soluciones de Elementos Finitos con Temperatura Prescrita

El campo de temperaturas se puede obtener mediante la especificación del calor de aporte como se menciona anteriormente o por prescripción de la temperatura en la soldadura. Goldak [72] utilizaron prescripción de temperaturas. Argyris [73] utiliza un procedimiento un tanto especial para calcular el campo de temperaturas debido al movimiento del arco. Se simuló la soldadura a tope de una plancha. Se utilizó un modelo térmico del plano de la plancha. Se asumió que las condiciones eran constantes a lo largo del espesor. Se considera la pérdida de calor de las superficies laterales a través de los correspondientes sumideros de calor correspondientes. A partir de eso se utilizó un modelo termo-mecánico de una sección transversal de la plancha. La temperatura en la línea de simetría (en el centro de la soldadura) fue prescrita de acuerdo a los resultados del primer modelo térmico del plano de la plancha.

Jones y otros [74] prescribieron la temperatura en el límite del charco de soldadura igual a la T_{liquidus} . Este límite fue definido previamente por el usuario. Se simuló la soldadura de un cordón de un disco. Las temperaturas fueron medidas y comparadas con las simulaciones. Se obtuvo buena concordancia con las temperaturas medidas. Se midió la temperatura en diferentes puntos y se compararon los resultados con los valores calculados (ver figura 2.19). La variación

en temperaturas para las termocuplas en las posiciones correspondientes, pero en diferentes experimentos, revela variaciones debido a su ubicación exacta y tal vez variación en los parámetros de soldadura. Por lo tanto, no se puede esperar mejor concordancia entre las simulaciones y los experimentos que entre los experimentos que se realizaron bajo aparentemente idénticas condiciones. Sin embargo, no es difícil lograr una buena precisión de la temperatura a cierta distancia de la soldadura, especialmente si se realizan solamente unos cuantos pases. El problema de coincidencia de las temperaturas medidas, naturalmente es mayor cuanto más cerca del arco se realiza la medición.

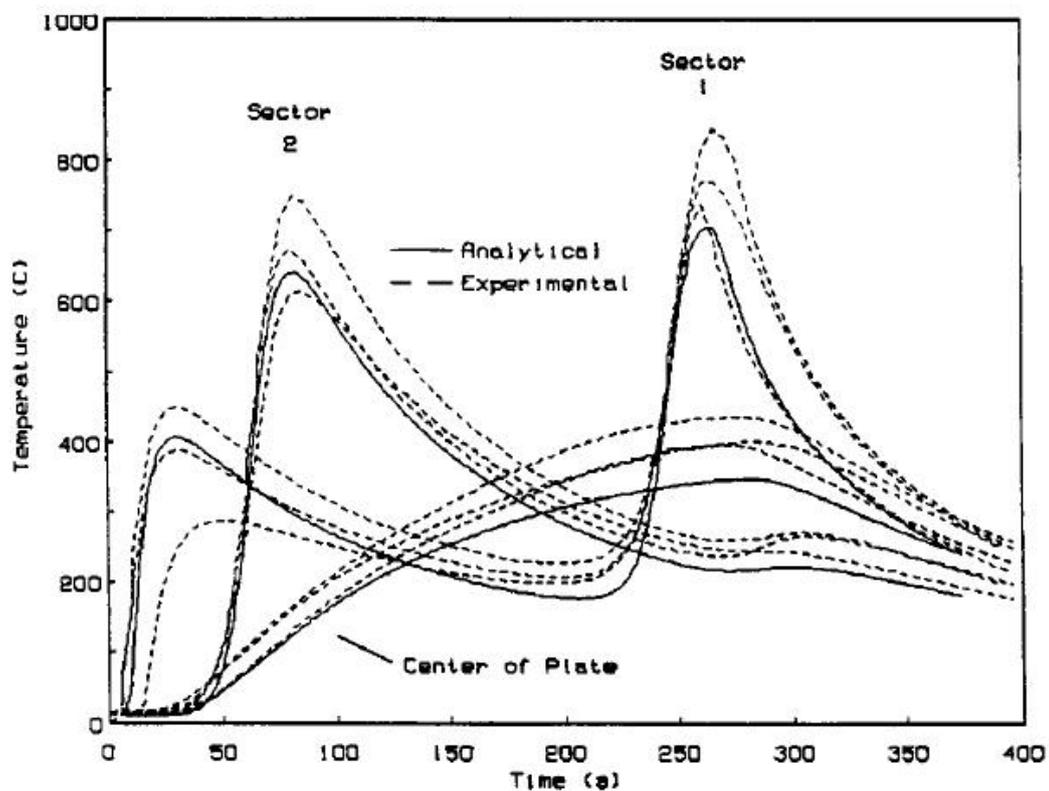


Figura 2.19 Temperaturas calculadas y medidas para el cordón en el disco [74].

Una termocupla Cromel- Alumel puede ser sometida a una temperatura transitoria hasta 1200 - 1300 °C y una termocupla PtRh-Pt puede tomar otros 300 °C. Sin embargo, la mayoría de las mediciones se realizan normalmente a cierta distancia de la soldadura y la temperatura máxima disminuye rápidamente cuanto más lejos de la soldadura se realice la medición. Así, la mayoría de estudios muestra una buena concordancia entre las temperaturas medidas y calculadas. La diferencia que

puede existir a temperaturas más altas es usualmente no suele ser tan importante. Las propiedades físicas y, por tanto, las temperaturas más altas, son más importantes cuando se estudia, por ejemplo, el fenómeno de agrietamiento en caliente. La figura 2.20 muestra la concordancia bastante buena en la soldadura 19, cuando la termocupla esta más lejos del arco, pero no tan buena durante los pases de soldadura posteriores cuando el arco esta más cerca de la termocupla. Los resultados fueron obtenidos en una primera simulación, donde la temperatura prescrita es la misma para todos los pases de soldadura. Lindgren y otros [75] prescribieron la temperatura en el caso de soldadura multipase. Al metal de soldadura se le asigna la temperatura de fusión durante un intervalo de tiempo apropiado. La posterior estimación esta basada en dividir la longitud del charco de soldadura con la velocidad de soldadura. También puede ser cambiado posteriormente cuando se compara la temperatura calculada con los datos experimentales. La temperatura de un pase de soldadura se especifica durante la fase de aplicación de calor, como se muestra en la figura 2.21. Los resultados de esta técnica para una soldadura multipase de 28 pases [75] se muestra en la figura 2.20. Esto demuestra una concordancia razonable con los experimentos que se pueden obtener sin mucho esfuerzo. Todas las soldaduras fueron asignadas con Tliquidus de 1520 °C, cuando estas fueron establecidas, y la misma longitud de charco de soldadura fue asumida para todos los pases de soldadura, incluso si la velocidad de soldadura variara un poco. Además, la ubicación de la sección transversal de cada pase de soldadura fue aproximada. Esta distancia de la soldadura a la termocupla será importante para las soldaduras posteriores ya que estos se encontraran cerca de la termocupla que fue ubicada en la superficie superior, justo en el borde del canal preparado.

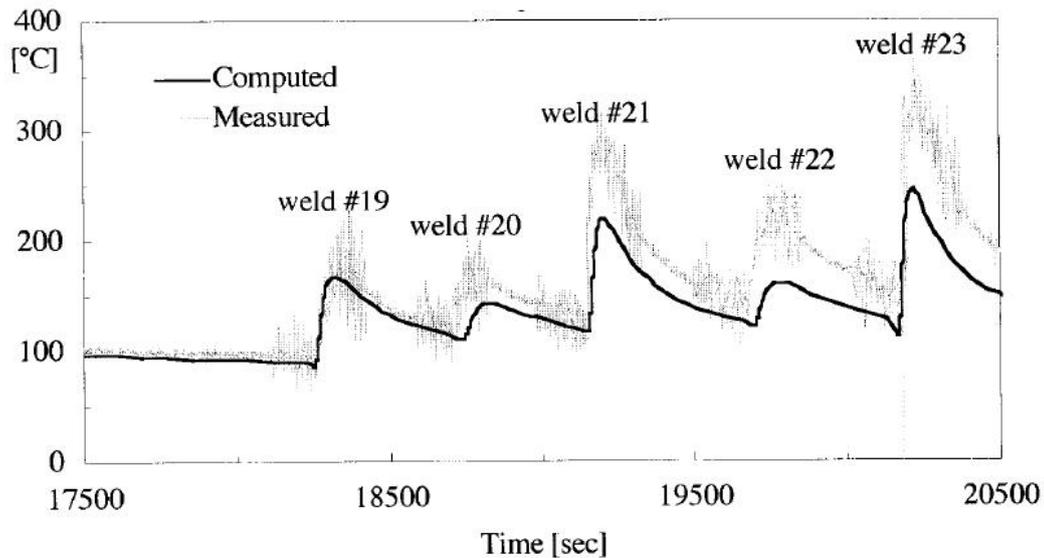


Figura 2.20 Extracto de la temperatura calculada y medida para una soldadura multipase de 28 pases [75].

La técnica de prescripción de la temperatura es más fácil de usar como medio para el aporte de calor. Sin embargo la fase de calentamiento no se puede modelar con precisión con esta técnica [27], pero tiene que ser simplificada en una fase de calentamiento, generalmente un aumento de temperatura lineal, seguido de una fase a temperatura constante. Se debe entregar un correcto aporte de energía total. El enfriamiento a partir de entonces se calcula correctamente porque la temperatura ya no está prescrita a continuación. Si la región cercana al arco es estudiada a detalle entonces el modelo de doble elipsoide para la prescripción del aporte de calor puede ser mejor. Ello debería combinarse con una fina malla con cerca de 10 elementos a través del eje de la zona del elipsoide de aporte de calor [25]. El aporte de calor se ajusta hasta obtener una buena concordancia con los datos experimentales. Esto puede ser en la zona de fusión, por ejemplo, pero la más alta precisión puede ser alcanzada si la temperatura transitoria ha sido medida. La coincidencia de los niveles de temperatura poco después de la temperatura máxima pueden ser más importantes que la coincidencia de la propia temperatura máxima. Entonces se obtiene la cantidad total correcta de aporte de calor neto.

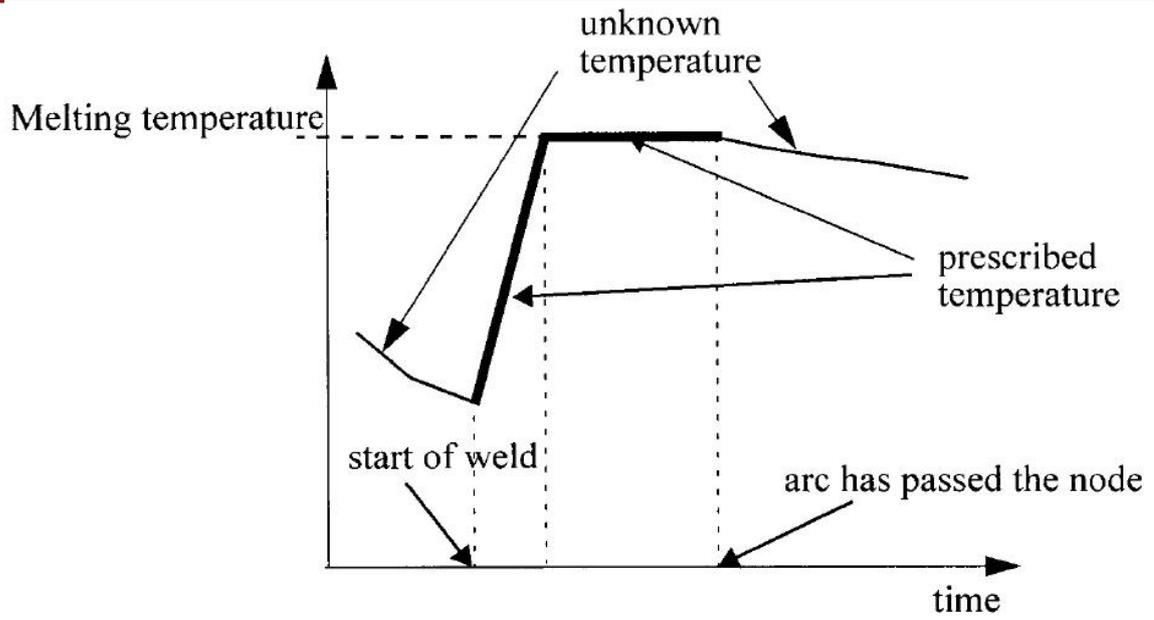
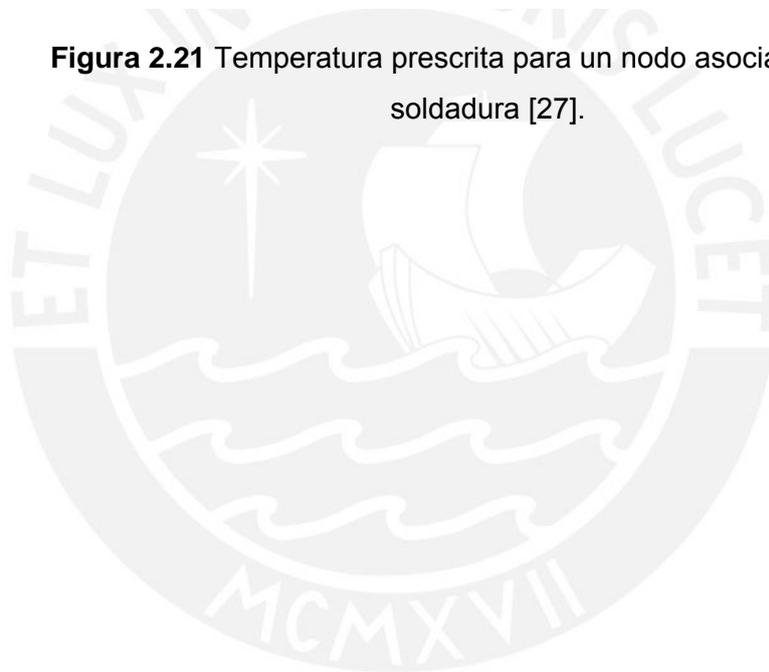


Figura 2.21 Temperatura prescrita para un nodo asociado con una soldadura [27].



CAPÍTULO 3

SIMULACIÓN NUMÉRICA DEL PROCESO DE SOLDADURA

3.1 Condiciones Preliminares

Simular un fenómeno físico se puede dividir en tres etapas, pre-proceso, proceso y post-proceso.

El pre-proceso, etapa en la cual se establece el modelo, se construye la geometría del problema, se establecen las condiciones de borde o contorno, se establecen las cargas, se define el material y sus propiedades. Sobre el modelo se establecerá la malla, lo cual consiste en discretizar el modelo en base a o nodos puntos, estos nodos se conectan para formar los elementos finitos, los que luego formaran el volumen del material.

El proceso, etapa en la que se realizan todos los cálculos y por ende, se obtienen la solución del problema.

El post-proceso, etapa que permite visualizar los resultados del problema en forma de gamas de colores o listas numéricas.

En el presente estudio se utiliza el programa SolidWorks, que en su versión 2009 SP2.1 trae integrada consigo la herramienta para simulación numérica SolidWorks Simulation (antes denominada CosmosWorks). Con el SolidWorks únicamente se construye el modelo geométrico (es decir se realiza parte del pre-proceso), el resto de operaciones se realiza con la ayuda del SolidWorks Simulation (parte del pre-proceso, proceso y post-proceso).

Si bien el programa SolidWorks no es un programa destinado exclusivamente a simulación numérica de procesos de soldadura, nos permite a través de su herramienta SolidWorks Simulation realizar estudios de frecuencia, estáticos, de pandeo, térmicos, de fatiga, no lineales, etc., además de poder vincular entre sí estos estudios. El proceso de soldadura se trata como un problema termo-mecánico, para tal fin es necesario realizar un estudio o modelo térmico (estudia la distribución de temperatura y el flujo de calor debido a la conducción, la convección y la radiación) y un estudio o modelo no lineal. En el análisis no lineal se supone que las relaciones entre las cargas y la respuesta inducida es no lineal. Ver figura 3.1.

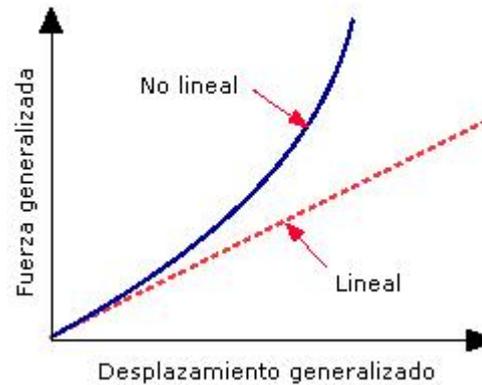


Figura 3.1 Relaciones lineal y no lineal entre fuerza y desplazamiento.

En la realidad todas las estructuras se comportan de forma no lineal para algún nivel de carga. Solamente en algunos casos el análisis lineal puede ser adecuado, en la mayoría puede producir resultados erróneos debido a que se violan las suposiciones sobre las que se basa. La no linealidad puede ser causada por el comportamiento del material, los grandes desplazamientos y las condiciones de contacto.

Basado en la hipótesis de desacople del proceso de soldadura en tres grandes campos planteada por Karlsson [83], se desarrolla el modelo termo-mecánico tridimensional con prescripción de temperatura, en el que no se considera la influencia del campo de estado microestructural sobre los otros campos, debido a que el presente estudio trata el problema desde un punto de vista termo-mecánico enfocado a estudiar las tensiones residuales, se simplifica el modelo no incluyendo el efecto microestructural, ya que el hecho de hacerlo supone el desarrollo de un modelo complejo y costoso.

El acero elegido es el DILLIDUR 400 V, según denominación del fabricante Dillinger Hütte GTS. La elección se basa en: i) La amplia utilización de este tipo de aceros (acero resistente a la abrasión) en actividades mineras, principalmente para la extracción y movimiento de tierras, y ii) En los problemas de fisuración que se presentan durante su soldadura [13].

3.2 Modelación

Un modelo representa un proceso, o parte de él, mediante una serie de ecuaciones diferenciales o algebraicas derivadas, las cuales se basan en las leyes físicas y químicas que rigen el proceso.

El interés de realizar la modelación de un proceso radica en la posibilidad de predecir en la fase de diseño el comportamiento del proceso bajo distintos escenarios (diferentes condiciones), sin tener que recurrir a la experimentación (bancos de pruebas, ensayos, etc.), lo cual resultaría arduo y costoso, así se podría determinar la influencia de las variables en cuestión y su importancia.

Esto tiene una especial aplicación en la automatización de procesos, donde es necesario un diseño previo, que reproduce las condiciones de trabajo lo más fielmente posible, y en el desarrollo de procesos de control, donde se precisa conocer la influencia de las variables y su importancia en la calidad final del producto.

En el presente estudio, la obtención del ciclo térmico en diferentes zonas de la unión soldada (zona fundida, ZAC y metal base) es el paso inicial del análisis, ya que a partir de la historia térmica se pueden obtener esfuerzos residuales, deformaciones resultantes, etc.

Con un modelo de estas características podría saberse si los parámetros y condiciones del proceso son los más adecuados según los resultados obtenidos en la modelación.

En el caso de que no lo fueran, no habría más que repetir la simulación con otras condiciones y repetir proceso automáticamente hasta la consecución de mejores resultados.

Procesos térmicos han sido ampliamente desarrollados empíricamente, pero las múltiples limitaciones y simplificaciones de estos métodos no permiten una correcta caracterización de este tipo de procesos [11].

3.2.1 Modelación por el Método de los Elementos Finitos

El método de los elementos finitos es el más adecuado, pues permite una discretización espacial de la pieza y la construcción de funciones para la solución numérica. [29]

El dominio Ω se particiona en una serie de elementos, que constituyen la malla de elementos finitos para el problema.

La gran ventaja de este método es que permite introducir condiciones de contorno y condiciones iniciales del proceso, realizar una integración en el tiempo y resolver problemas no lineales, lo cual es importante, dada la dependencia de las propiedades físicas, químicas y mecánicas de los materiales con la temperatura.

Se debe tener en cuenta que si bien los programas son capaces de realizar los cálculos (además, a un nivel de resolución impensable hace algunos años atrás, ya que de hecho se consigue integrar las ecuaciones diferenciales que describe los fenómenos físicos), es absolutamente imprescindible un íntimo conocimiento del proceso físico que se está modelando.

Otra aplicación nada desdeñable de la modelación por elementos finitos es que ayuda a desarrollar expresiones sencillas para cálculos previos, no sólo de ciclos térmicos, sino incluso de crecimiento de grano, disolución de carburos, etc.

Para conseguir resultados representativos, fiables y, en definitiva, con los que se pueda trabajar, es necesario partir de un buen modelo, y podríamos decir incluso que es la fase más importante y más complicada de todo el proceso. De hecho, suele decirse que, mientras con un buen modelo pueden obtenerse malos resultados, es seguro que con un mal modelo nunca se conseguirán buenos resultados.

Una metodología [11] que nos permitiría llegar a un buen modelo podría ser:

- 1) Determinar los objetivos de nuestro trabajo. Es decir, hay que saber muy bien que resultados buscamos y que intentamos conseguir. Con esto sabemos que variables vamos a analizar y su significado.
- 2) Detallar las hipótesis de partida que van a tomarse para analizar el proceso físico.
- 3) Definición del dominio. Una de las conclusiones que indica la experiencia es que sin duda es fundamental llegar a un soporte geométrico del proceso adecuado para lo que pretende conseguirse. Esta sola fase ya puede ser por si misma objeto de varias pruebas previas, no solo en su forma global sino en la forma de definir los elementos de la malla.
- 4) Introducir las propiedades físicas del material que atañen a nuestro proceso. Cada caso particular puede requerir distinta precisión en su definición.
- 5) Hay que materializar las condiciones de contorno y las condiciones iniciales del problema.
- 6) Definir las entradas de energía o "input" que existen en nuestro proceso físico.
- 7) Hay que ejecutar el proceso físico a través de sus ecuaciones y leyes.

3.3 Parámetros del Proceso de Soldadura

Para el estudio en cuestión se establecen los siguientes parámetros:

Tipo de Junta: A tope

Material Base: DILLIDUR 400V

Composición química del material según análisis químico:

%C	%Mn	%Si	%Ni	%Cr	%Mo	%Cu	%Ti	%V	%P	%S
0.102	1.298	0.354	0.054	0.546	0.000	0.036	0.017	0.000	0.007	0.001

Tabla 3.1 Composición química del acero DILLIDUR 400V.

Proceso de soldadura: GMAW.

Dimensiones de planchas: 150 x 200 mm c/u

Espesor de planchas: 6.5 mm.

Voltaje promedio: 30 V.

Amperaje promedio: 250 A.

Velocidad promedio: 4 mm/seg.

Rendimiento del proceso: 80 %

Tiempo aproximado: 85 segundos.

3.4 Modelo Geométrico

El modelo geométrico se desarrolla en el programa SolidWorks. Ver figura 3.2.

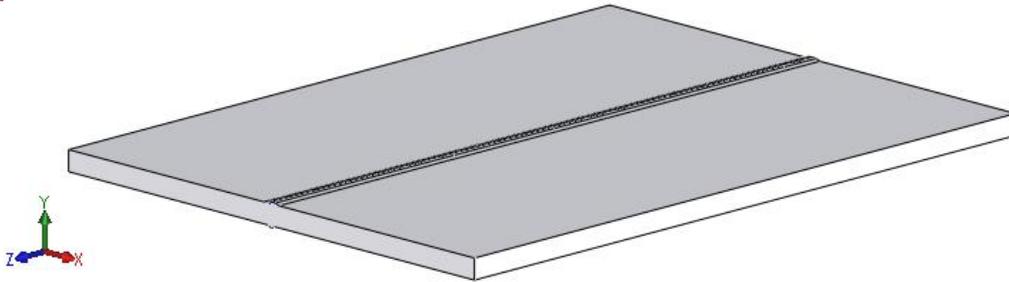


Figura 3.2 Modelo geométrico

3.5 Modelo Térmico

3.5.1 Prescripción de Temperatura

La figura 3.3 muestra un enfoque bidimensional para la temperatura prescrita como medio de aporte de calor, éste enfoque puede usarse también para un modelo tridimensional.

Se puede observar una sección transversal de soldadura denotada por Ω_w (será un volumen en el caso de un modelo tridimensional), donde el material de aporte se añade previamente, en la que un conjunto de elementos conforman el material de aporte, el cual se activa con cada incremento de tiempo (intervalo de tiempo o paso de tiempo) progresivamente. El límite interno entre el material de aporte y el material base está denotado por Γ_{iw} y la superficie libre por Γ_{ew} , la intersección entre Γ_{iw} y Γ_{ew} está denotada por Γ_{iew} .

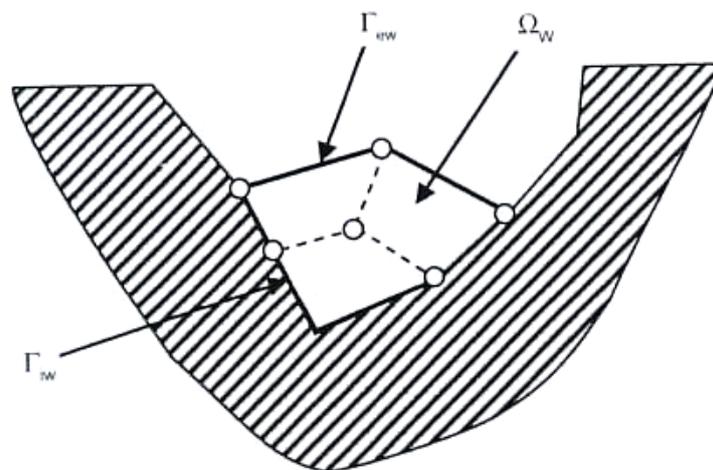


Figura 3.3 Notación utilizada para la definición de la geometría de la soldadura [28].

La temperatura se eleva primero en Γ_{iw} desde la temperatura ambiente hasta la temperatura prescrita T_{weld} . Esto está representado por la línea creciente con pendiente positiva en el diagrama superior de la figura 3.4. Esto comienza en el instante de tiempo t_{start} y el calentamiento del límite es alcanzado durante una fracción del tiempo total, denotado por f_{tweld} y es estimado mediante:

$$t_{weld} = \frac{l_{weld}}{v}$$

donde l_{weld} es la longitud estimada del charco de soldadura, sin embargo, el periodo de tiempo en el que el metal permanece en estado líquido es muy breve, además en el presente estudio no se considera las transformaciones en el campo metalúrgico, por lo tanto el periodo de tiempo $t_{weld} \approx ft_{weld}$.

La fracción de tiempo f , para el aumento gradual de la temperatura superficial es un valor pequeño y elegido según conveniencia numérica. El material de aporte (los elementos que lo conforman) es térmicamente activado durante cada incremento de tiempo, y sus nodos pertenecientes a Ω_w también tienen la temperatura prescrita T_{weld} . Esta temperatura se mantiene durante un instante determinado y luego ya no se prescribe temperatura alguna, sino es calculada de acuerdo a las leyes de conducción de calor.

Tomando como referencia el estudio realizado por Jones y otros [80], se asume la temperatura prescrita $T_{wel} = T_{liquidus} = 1520 \text{ }^\circ\text{C}$.

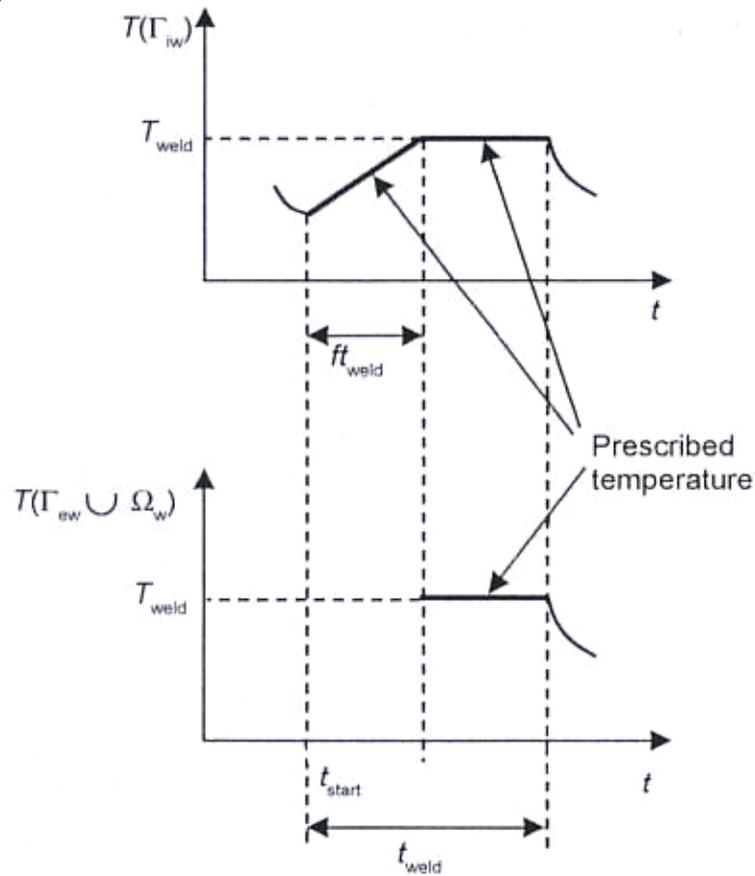


Figura 3.4 Temperatura prescrita en la soldadura [28].

Se considera que la transmisión de calor en el material es por conducción, en tanto que el flujo térmico desde las caras exteriores del material al medio ambiente es por convección libre y radiación.

El flujo de calor por convección en el charco de soldadura no se toma en cuenta, ya que como se menciona líneas arriba, el periodo de tiempo en el que el metal permanece en estado líquido es muy corto, por lo que esta omisión no conduce a un error significativo en los resultados.

Basado en lo anterior, se crean dos modelos o estudios térmicos transitorios (el tipo de solución transitoria permite escoger un tiempo total de interés y especificar un incremento de tiempo), un primer estudio con temperatura prescrita (la carga térmica es la temperatura prescrita a lo largo del cordón de soldadura), básicamente de calentamiento, en el que también se transmite el calor mediante el mecanismo de conducción de calor a través del material, y un segundo estudio de enfriamiento (utiliza las temperaturas calculadas a partir del primer estudio transitorio como condición

inicial para el segundo estudio), donde no se prescribe temperatura, se deja que el calor se transmita por el material por conducción, como en el primer estudio, y que se enfríe mediante los mecanismos de convección y radiación.

El incremento de tiempo para el primer estudio es 0.5 segundos, esto debido a que se necesita una mayor precisión en esta etapa donde se dan los mayores gradientes de temperatura, se logra obtener la historia térmica de la unión soldada completa cada 0.5 segundos, para el segundo estudio se elige un incremento de tiempo de 5 segundos, a razón de que en esta etapa los gradientes de temperaturas son menores que en la primera.

El modelo térmico presenta como resultados la historia térmica completa de todos los nodos de la malla, a lo largo de todo el proceso de soldadura, tanto durante el ciclo de calentamiento, partiendo de la temperatura inicial, introducida como dato, como durante el ciclo de enfriamiento hasta el tiempo requerido.

3.6 Modelo Mecánico

Al igual que en el modelo térmico, se divide el proceso en dos etapas, una primera etapa en la que se utiliza la opción autoescalonamiento (incremento automático) o “autostepping”, que permite al programa determinar un incremento internamente para cada paso de la solución a fin de mejorar las probabilidades de convergencia, se deben ingresar como datos el incremento de tiempo inicial (el programa utiliza este incremento como especulación inicial para este incremento de tiempo) igual a 1 segundo, esto debido a que en esta primera etapa se generan los esfuerzos residuales de mayor magnitud, también el paso de tiempo mínimo (el valor predeterminado es de 10^{-8} segundos), el paso de tiempo máximo (el valor predeterminado es el tiempo final) y el número máximo de ajustes de paso para cada paso de la solución (en éste caso es 5).

En la segunda etapa también se utilizó la opción autoescalonamiento, con un incremento de tiempo inicial de 5 segundos, a razón de que en esta etapa los esfuerzos residuales disminuyen en magnitud, el resto de variables igual que para la primera etapa, excepto el paso de tiempo máximo, que es de 3000 segundos (tiempo final).

La carga de los modelos mecánicos no lineales son las respectivas historias térmicas, la particularidad en éste caso es que para cada intervalo no lineal, se utiliza la temperatura del correspondiente paso de tiempo del análisis térmico transitorio.

En el modelo mecánico se han tomado en cuenta lo siguiente:

- El material presenta un comportamiento elastoplástico, y sus propiedades son dependientes de la temperatura.
- Las propiedades mecánicas que se obtienen de un proceso de soldadura difieren en cada zona debido a que dependen del gradiente de temperatura alcanzado y de la velocidad de enfriamiento obtenida, por lo tanto las propiedades en la zona fundida, en la ZAC y en el material base son diferentes.
- Los esfuerzos resultantes al final del proceso se consideran como esfuerzos residuales de soldadura.
- No se consideran los efectos de los cambios de volumen por transformaciones microestructurales que se producen durante el enfriamiento.

El modelo mecánico proporciona como resultados los valores de los esfuerzos residuales y deformaciones en cada elemento de la malla y en cada instante de tiempo, esto permite determinar la distribución y magnitud de los esfuerzos residuales una vez enfriada la pieza soldada y la variación de los mismos a lo largo del proceso. De igual forma proporciona las deformaciones que sufre la pieza, tanto al final del proceso como a lo largo de éste.

3.7 Propiedades del Material

Las propiedades utilizadas en el presente estudio son las siguientes:

- Propiedades térmicas: conductividad térmica, calor específico, coeficiente de dilatación térmica.
- Propiedades mecánicas: límite de fluencia, resistencia a la tracción, módulo de elasticidad, densidad, coeficiente de Poisson.

3.7.1 Propiedades Térmicas

- Conductividad térmica: La conductividad térmica de un material mide su capacidad de conducción de calor (capacidad de transmisión de energía cinética de sus moléculas a otras moléculas adyacentes o a sustancias con las que está en contacto), es decir que nos indica la facilidad que tiene el material para realizar esta transmisión.

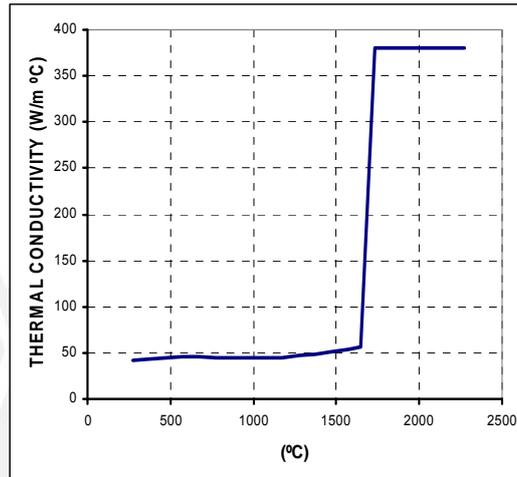


Figura 3.5 Conductividad Térmica vs. Temperatura [13].

- Calor específico: El calor específico de un material expresa la cantidad de energía que se debe suministrar a un material para que este aumente su temperatura, es decir que aumenta la vibración de los átomos (energía de los fonones).

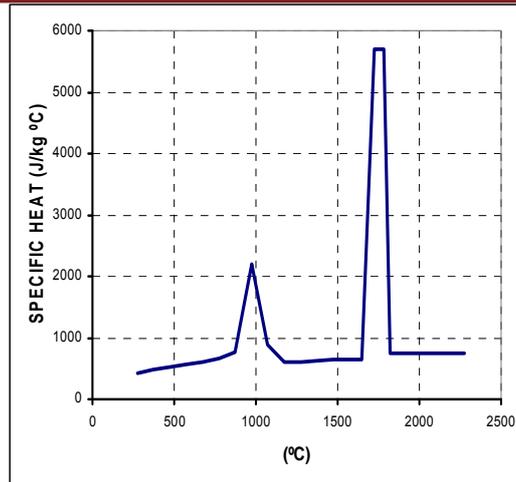


Figura 3.6 Calor Específico vs. Temperatura [13]

Coeficiente de dilatación térmica: $1.1 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$

3.7.2 Propiedades Mecánicas

- Límite elástico: Marca el inicio de la deformación plástica, se producirán deformaciones elásticas para esfuerzos menores o iguales al límite elástico.

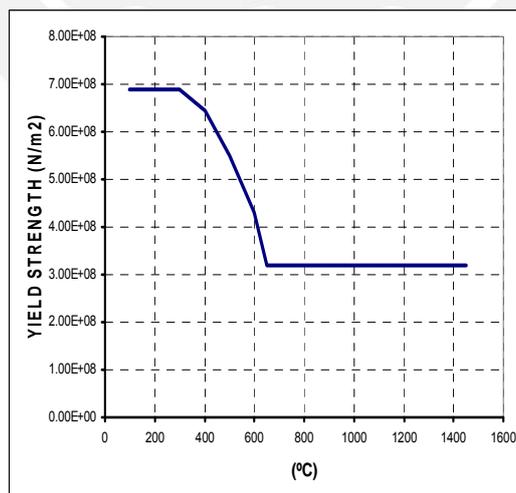


Figura 3.7 Límite Elástico vs. Temperatura. [13]

- Resistencia a la tracción: Es la máxima carga que soporta un material antes de su rotura.

Resistencia a la tracción: 1300 MPa.

- Módulo de elasticidad: También conocido como módulo de Young, es una constante de proporcionalidad entre los esfuerzos y deformaciones (en el caso de comportamiento bajo carga uniaxial), es una medida de la rigidez de un material, cuanto mayor es éste, más rígido es el material, es decir que menor es la deformación elástica que se origina al aplicarle una determinada fuerza.

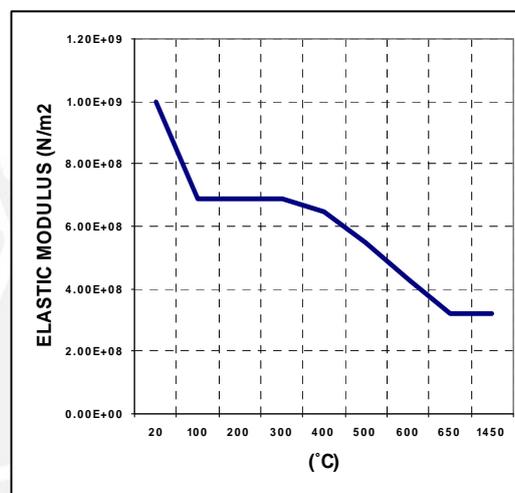


Figura 3.8 Módulo de Elasticidad vs. Temperatura [13]

- Coeficiente de Poisson: Es un parámetro característico de cada material que indica la relación entre las deformaciones relativas en sentido transversal que sufre el material y las deformaciones relativas en dirección de la fuerza aplicada sobre sí mismo.

Coeficiente de Poisson: 0.29

Resistencia a la tracción: 1300 MPa

Límite elástico: 1000 MPa

Además se considera:

Densidad: 7860 kg/m³

3.8 Mallado del Modelo

El mallado es un paso crucial en el análisis de diseño, a razón de que es uno de los factores primordiales de los que dependen los resultados finales que se obtendrán.

Inicialmente el software estima un tamaño de elemento global para el modelo tomando en cuenta su volumen, área de superficie y otros detalles geométricos. El tamaño de malla generada (número de nodos y elementos) depende de la geometría y las cotas del modelo, el tamaño del elemento, la tolerancia de la malla, el control de malla y las especificaciones de contacto.

En las primeras etapas del análisis del proceso donde los resultados aproximados pueden resultar suficientes, se puede especificar un tamaño de elemento mayor para una solución más rápida, luego para obtener una solución más precisa se utiliza un tamaño de elemento más pequeño.

Para el modelo se utiliza una malla de sólidos que genera elementos sólidos tetraédricos tridimensionales.

Un elemento tetraédrico lineal, ver figura 3.9 a), se define mediante cuatro nodos angulares conectados por seis aristas rectas. Un elemento tetraédrico parabólico, ver figura 3.9 b), mediante cuatro nodos angulares, seis nodos centrales y seis aristas.



Figura 3.9 a) Elemento sólido lineal, b) Elemento sólido parabólico

En general, para la misma densidad de malla (número de elementos), los elementos parabólicos brindan mejores resultados que los elementos lineales porque: 1) representan contornos curvos con mayor precisión y 2) producen mejores aproximaciones matemáticas. Sin embargo los elementos parabólicos requieren mayores recursos computacionales que los elementos lineales.

El software permite realizar un mallado más fino en las zonas de interés, es decir en las zonas donde el gradiente de temperatura es mayor, la zona de fusión y la zona afectada por el calor, lo que permitirá una mayor definición y detalle. Ver figuras 3.10 y 3.11.

Detalles de la Malla

- Tipo de malla: Malla sólida
- Mallador utilizado: Malla estándar
- Puntos jacobianos: 4 puntos
- Tamaño de elementos: 4.2 mm.
- Tolerancia: 0.21 mm.
- Calidad de la malla: Elementos cuadráticos de alto orden.
- Número total de nodos: 42696

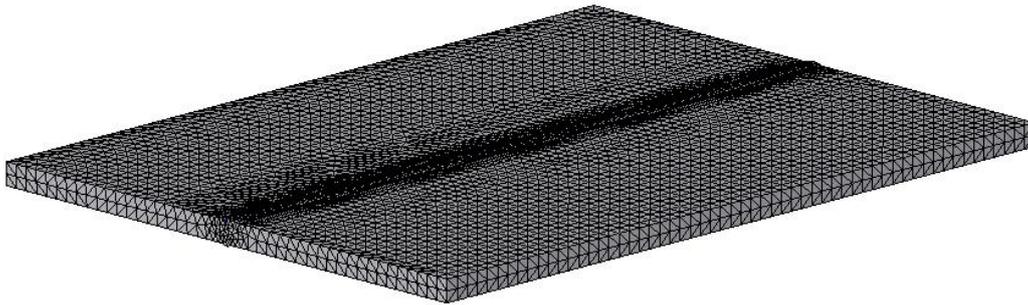


Figura 3.10 Modelo geométrico mallado.

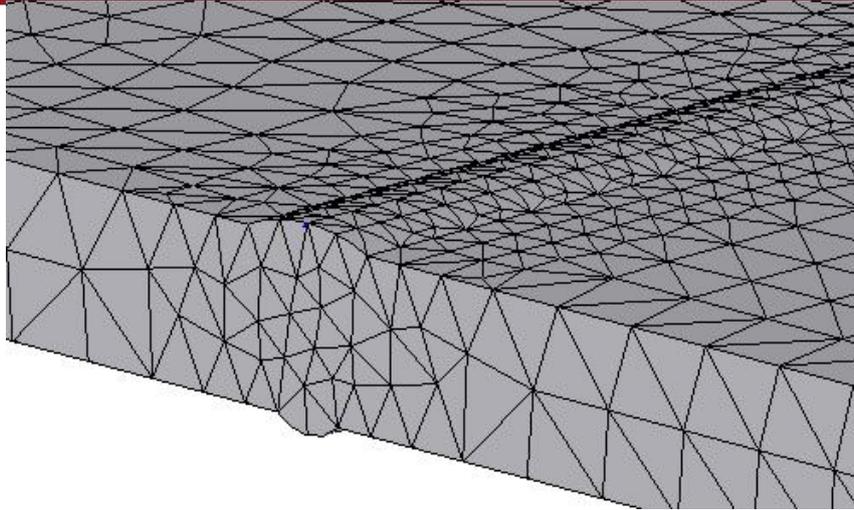


Figura 3.11 Detalle del modelo geométrico mallado.

3.9 Condiciones de Borde o Contorno

3.9.1 Condiciones de Borde Térmicas

- Transferencia de Calor por Convección

La ley de enfriamiento de Newton establece que la tasa de transferencia de calor que abandona una superficie a una temperatura T_s para pasar a un fluido del entorno a una temperatura T_f se establece por la ecuación:

$$Q_{\text{convección}} = h A (T_s - T_f)$$

donde h es el coeficiente de transferencia de calor ($\text{W}/\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$), que es una correlación simplificada entre el estado del fluido y las condiciones de flujo, por lo que generalmente se conoce le conoce como una propiedad de flujo.

En general el cálculo de h resulta muy difícil de realizar ya que depende de muchos factores: composición del fluido, temperaturas del fluido y la superficie, geometría de la superficie del sólido y la hidrodinámica del movimiento del fluido a lo largo de la superficie.

Todas las propiedades se evalúan a la temperatura media de película y se calcula como:

$$T_{\text{media}} = \frac{T_s + T_f}{2}$$

Los coeficientes de transferencia de calor por convección serán, por tanto:

Temperatura Media (°C)	Coefficiente de Convección (h)
10	2.2794
20	2.2761
30	4.0518
60	7.1718
260	10.9405
360	11.7435
510	12.6439
570	13.5499

Tabla 3.2 Valores de coeficientes de transferencia de calor por convección a diferentes temperaturas medias [11].

La temperatura ambiente utilizada para calcular las temperaturas medias es 20 °C.

Como se puede observar, el coeficiente de transferencia de calor por convección tiende de forma asintótica a 14 aproximadamente [11]. Ver figura 3.12.

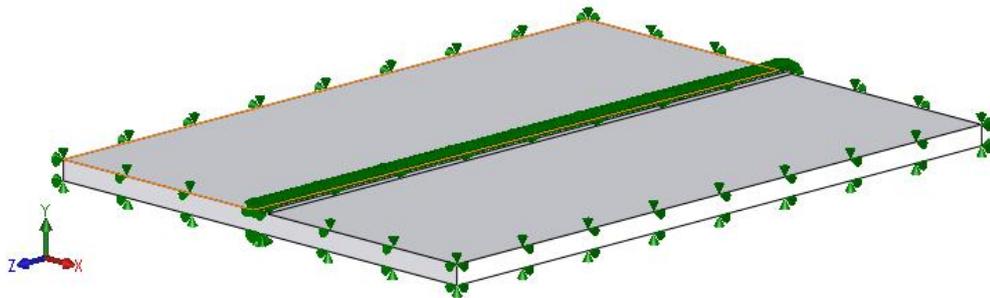


Figura 3.12 Detalle donde se muestra la condición de borde de convección.

- Transferencia de Calor por Radiación

La ley de transferencia de calor por radiación viene dada por la ley de Stefan-Boltzman modificada:

$$Q_{\text{radiación}} = \epsilon \sigma A (T_s^4 - T_a^4)$$

Donde ϵ es la emisividad de la superficie radiante que se define como la razón entre la potencia de emisión de la superficie y la potencia de emisión de un cuerpo negro a la misma temperatura. A los materiales se les asigna un valor de emisividad que varía entre 0 y 1,0. Un cuerpo negro, por lo tanto, tiene una emisividad de 1,0 y un reflector perfecto tiene una emisividad de 0. Ver figura 3.13.

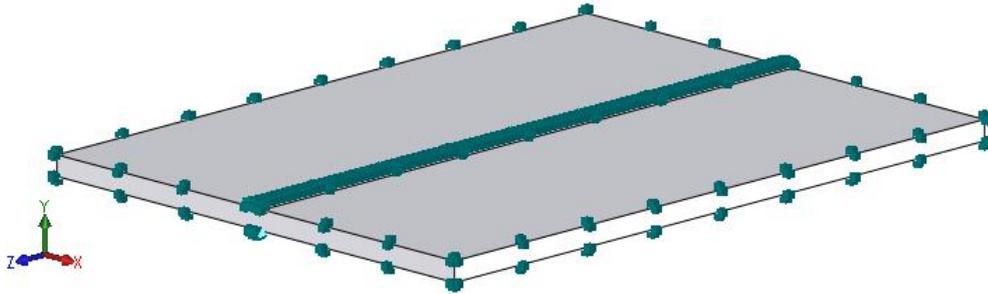


Figura 3.13 Detalle donde se muestra la condición de borde de radiación.

La emisividad es una propiedad del material que depende de la temperatura y del acabado de la superficie. La siguiente tabla enumera los valores de emisividad del acero bajo distintas condiciones:

Metal: Acero	Temperatura: °C	Emisividad
Superficie rugosa	50	0.95 – 0.98
Pulido	70 – 1050	0.52 – 0.56
Oxidado	200 – 600	0.8
No oxidado	100	0.08
Aleado	500	0.35

Tabla 3.3 Valores de emisividad según el tipo de acero y la temperatura.

El valor de la constante de Stefan-Boltzman (σ) es $5,67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ K}^4$, T_s es la temperatura absoluta del cuerpo y T_a es la temperatura absoluta del medio circundante (temperatura ambiente).

3.9.2 Condiciones de Borde Mecánicas

Definir las restricciones es tan importante como definir las cargas, anteriormente se ha definido las cargas presentes en el estudio (temperatura), por lo tanto quedaba pendiente definir las restricciones, a continuación se describe como.

Se debe suprimir el movimiento en las direcciones “X”, dirección transversal a la longitud del cordón de soldadura, “Y”, dirección saliente de el plano de la plancha soldada y “Z”, dirección paralela a la longitud del cordón de soldadura, mas no el giro, lo que en la realidad se conoce como embridar la pieza a soldar. Ver figura 3.14.

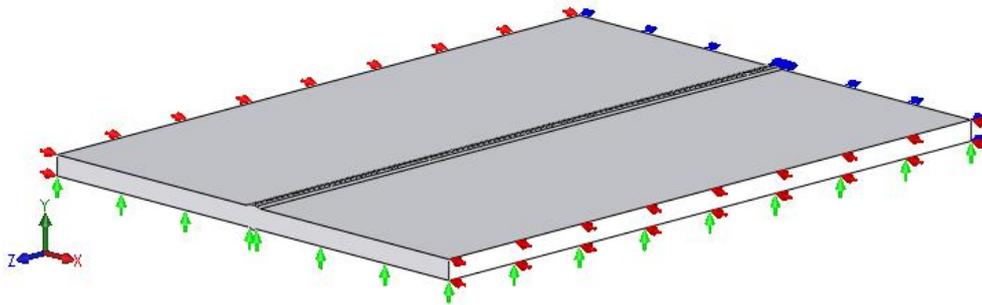


Figura 3.14 Detalle donde se muestra las condiciones de borde mecánicas.

3.10 Resultados y Análisis de Resultados

Luego de completar el pre-proceso, el software realiza los cálculos y se obtiene la solución del problema en cuestión, es decir realiza el proceso.

La etapa final viene a ser el post-proceso, es decir visualizar los resultados obtenidos, pero además se deben interpretar dichos resultados de manera adecuada, comparándolos con estudios y mediciones experimentales consultados en la bibliografía revisada.

3.10.1 En el Campo de Temperaturas

El resultado obtenido en el campo de temperaturas viene a ser la historia térmica completa de la unión soldada.

La primera etapa dura 400 segundos y la segunda 3000 segundos, lo que da un tiempo total de 3400 segundos, cabe señalar que el segundo 1 de la segunda etapa viene a ser el segundo 401 del tiempo total, y el segundo 3000 de la segunda etapa viene a ser el segundo 3400 del tiempo total y así para todos el período de tiempo.

En las figuras 3.16 y 3.17 se puede observar la historia térmica de algunos puntos ubicados en la sección transversal anterior de la unión soldada, lo que son listados a continuación:

La ubicación de los nodos se puede observar en el esquema (ver figura 3.15)

Nodo 171: ubicado en el centro de la zona de fusión

Nodo 41476: ubicado a 1.5 mm. de 171

Nodo 32970: ubicado a 5.9 mm. de 171

Nodo 1493: ubicado a 21.6 mm. de 171

Nodo 1389: ubicado a 100 mm. de 171

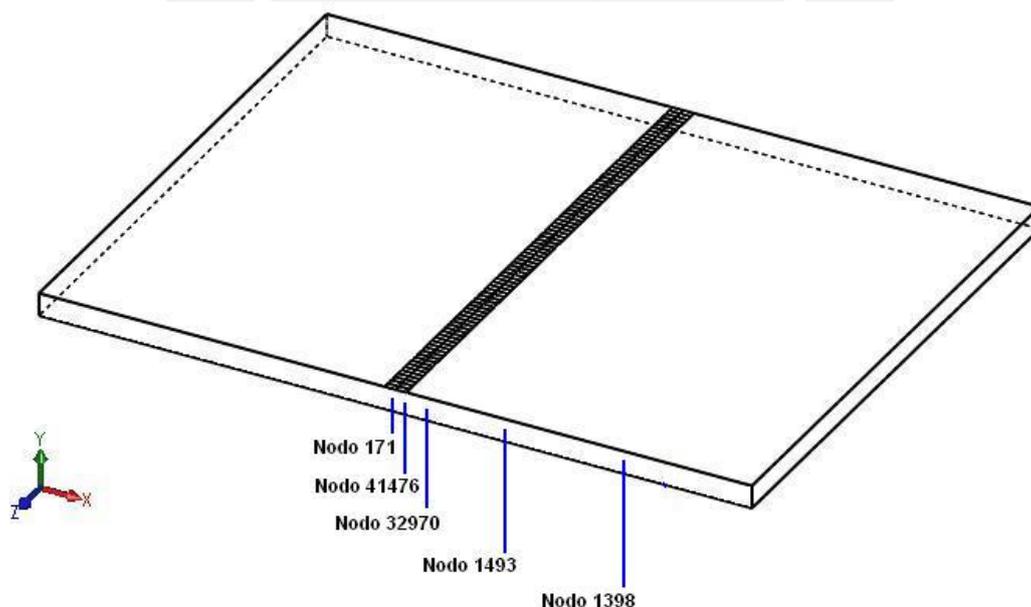


Figura 3.15 Esquema de ubicación de nodos en la sección transversal anterior de la unión soldada.

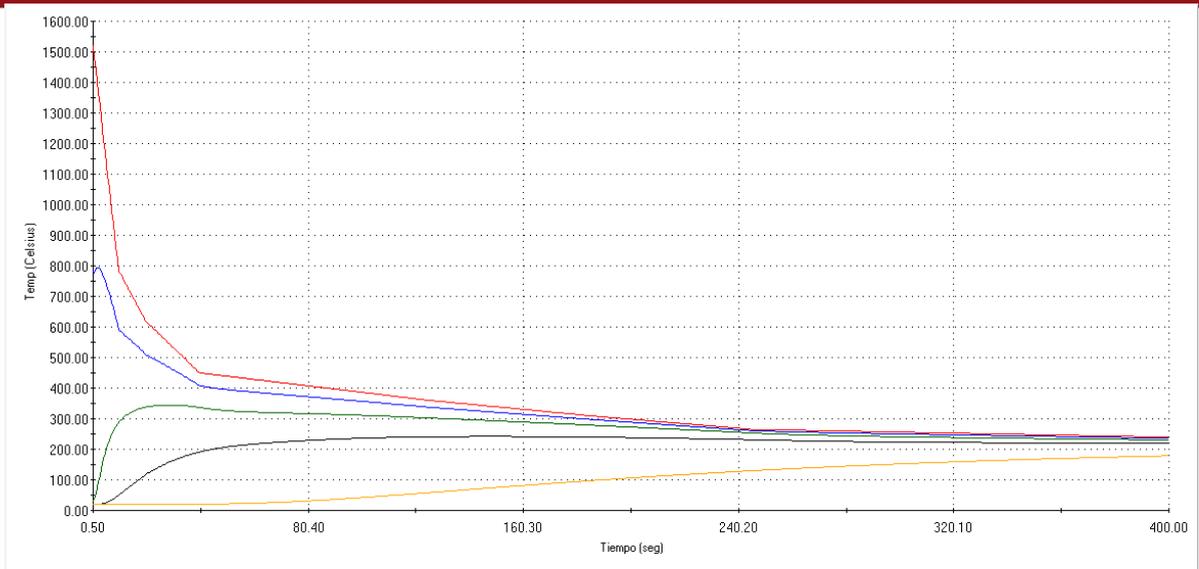


Figura 3.16 Primera etapa de la historia térmica de puntos ubicados en la sección transversal anterior de la unión soldada.

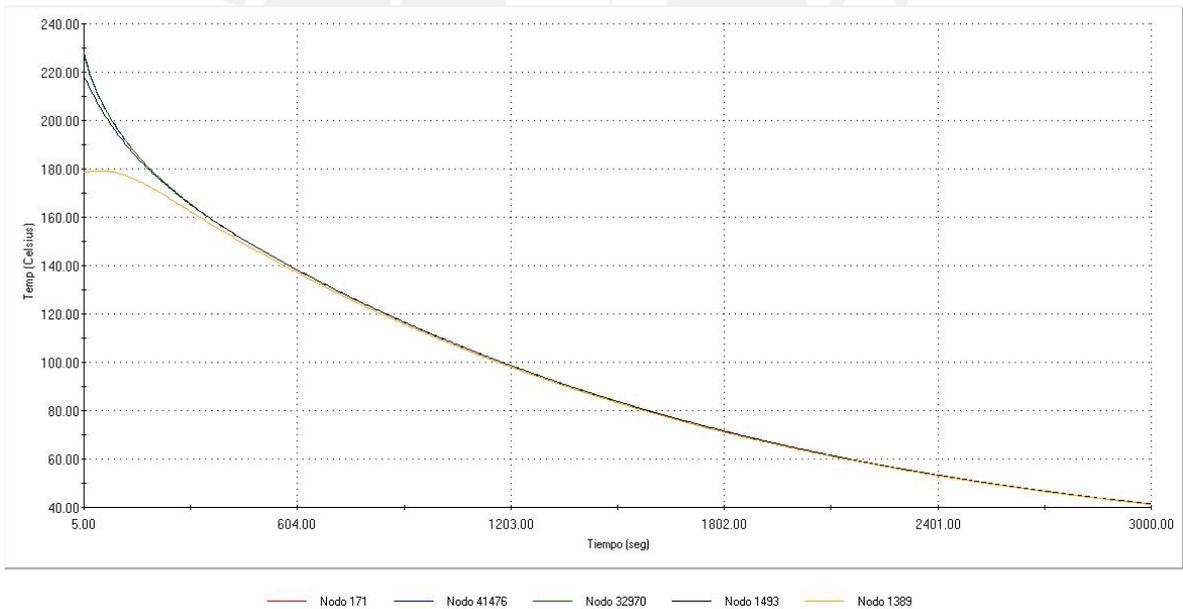


Figura 3.17 Segunda etapa de la historia térmica de puntos ubicados en la sección transversal anterior de la unión soldada.

En las figuras 3.19 y 3.20 se puede observar la historia térmica de algunos puntos ubicados en la sección transversal media de la unión soldada, lo que son listados a continuación:

La ubicación de los nodos se puede observar en el esquema (ver figura 3.18)

Nodo 42064: ubicado en el centro de la zona de fusión

Nodo 42057: ubicado a 1.5 mm. de 42064

Nodo 31487: ubicado a 5.8 mm. de 42064

Nodo 31499: ubicado a 22.3 mm. de 42064

Nodo 33630: ubicado a 100 mm. de 42064

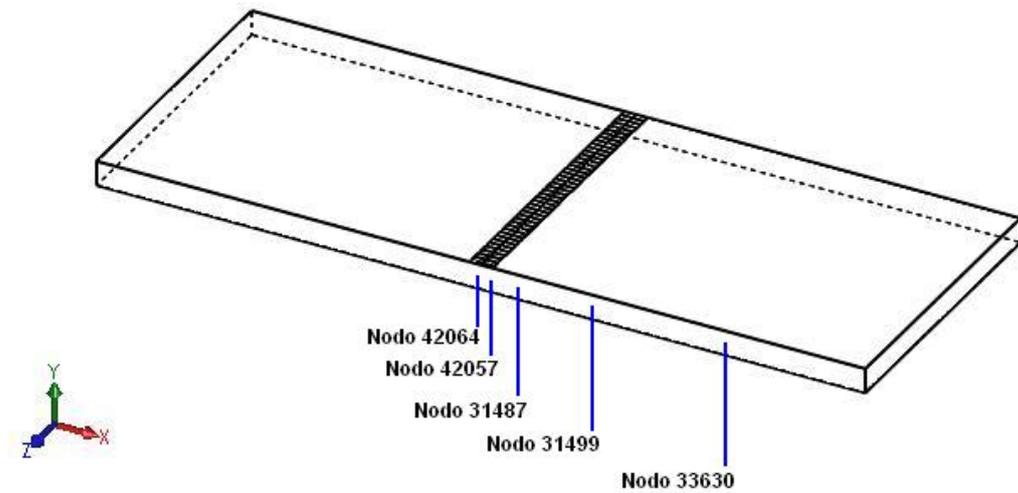


Figura 3.18 Esquema de ubicación de nodos en la sección transversal media de la unión soldada.

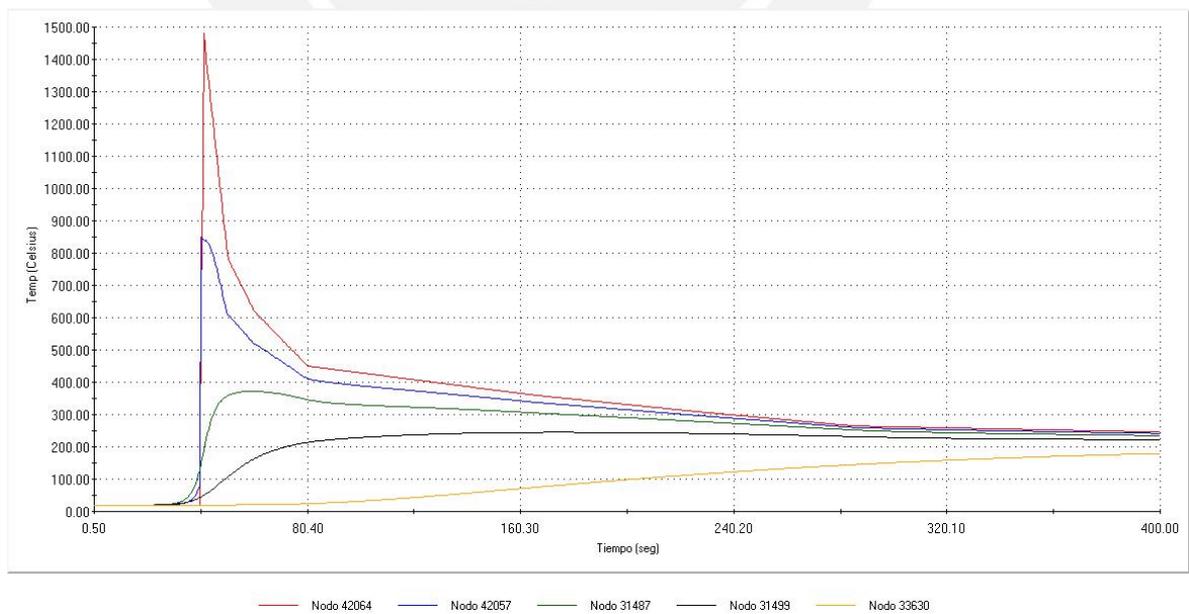


Figura 3.19 Primera etapa de la historia térmica de puntos ubicados en la sección transversal media de la unión soldada.

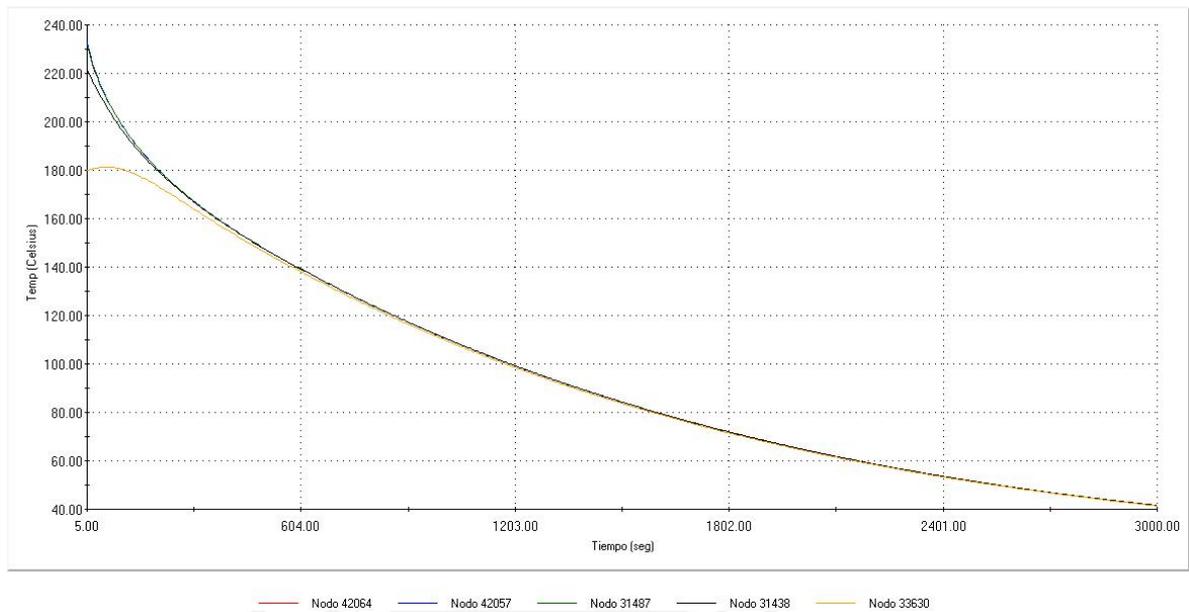


Figura 3.20 Segunda etapa de la historia térmica de puntos ubicados en la sección transversal posterior de la unión soldada.

En las figura 3.22 y 3.23 se puede observar la historia térmica de algunos puntos ubicados en la sección transversal posterior de la unión soldada, lo que son listados a continuación:

La ubicación de los nodos se puede observar en el esquema (ver figura 3.21)

Nodo 1: ubicado en el centro de la zona de fusión

Nodo 42695: ubicado a 1.5 mm. de 1

Nodo 32982: ubicado a 5.9 mm. de 1

Nodo 1482: ubicado a 21.6 mm. de 1

Nodo 1352: ubicado a 100 mm. de 1

En la figura 3.24 se puede observar la distribución de temperaturas en el segundo 30.5.

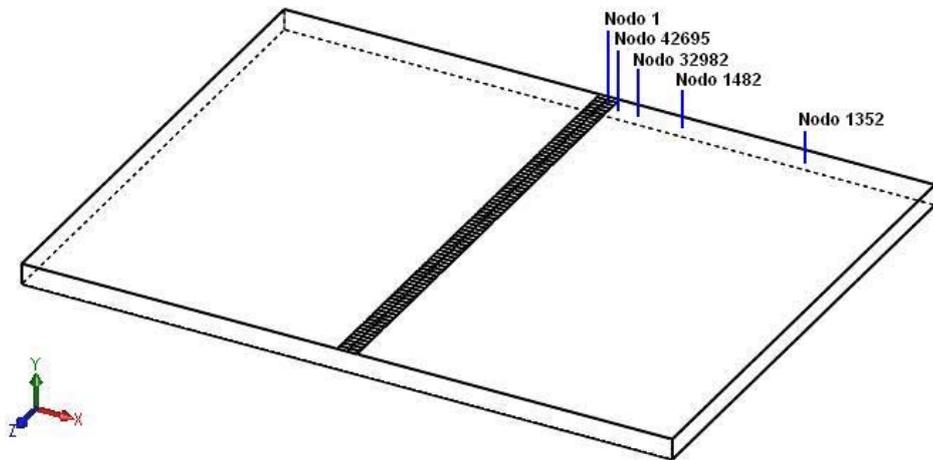


Figura 3.21 Esquema de ubicación de nodos en la sección transversal posterior de la unión soldada.

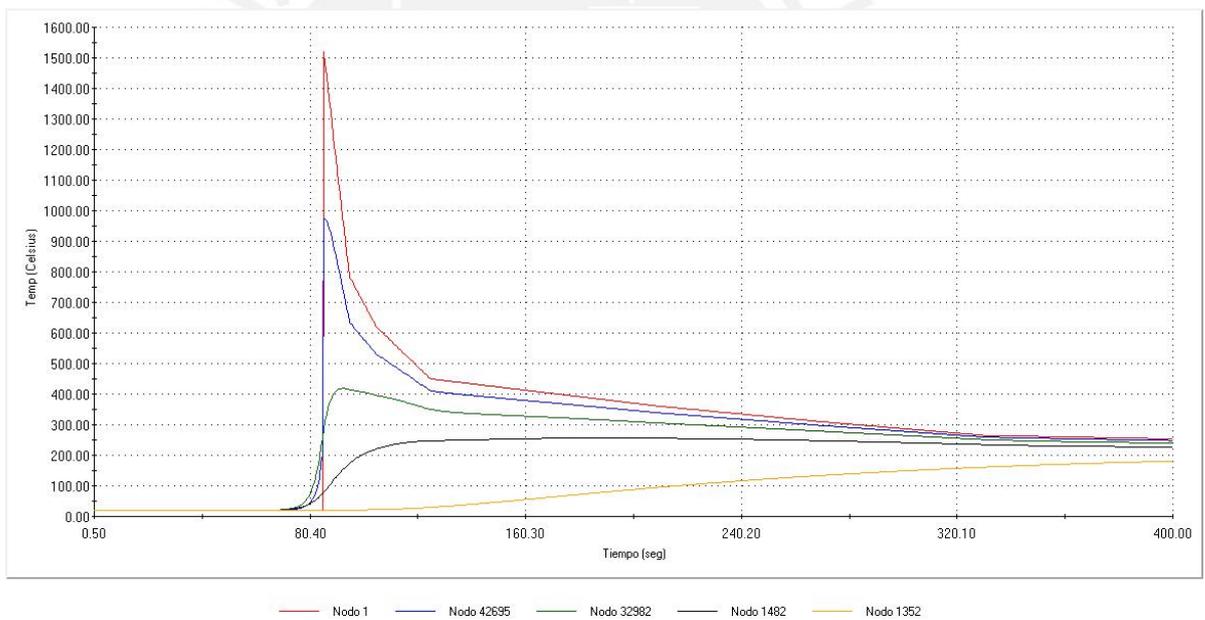


Figura 3.22 Primera etapa de la historia térmica de puntos ubicados en la sección transversal posterior de la unión soldada.

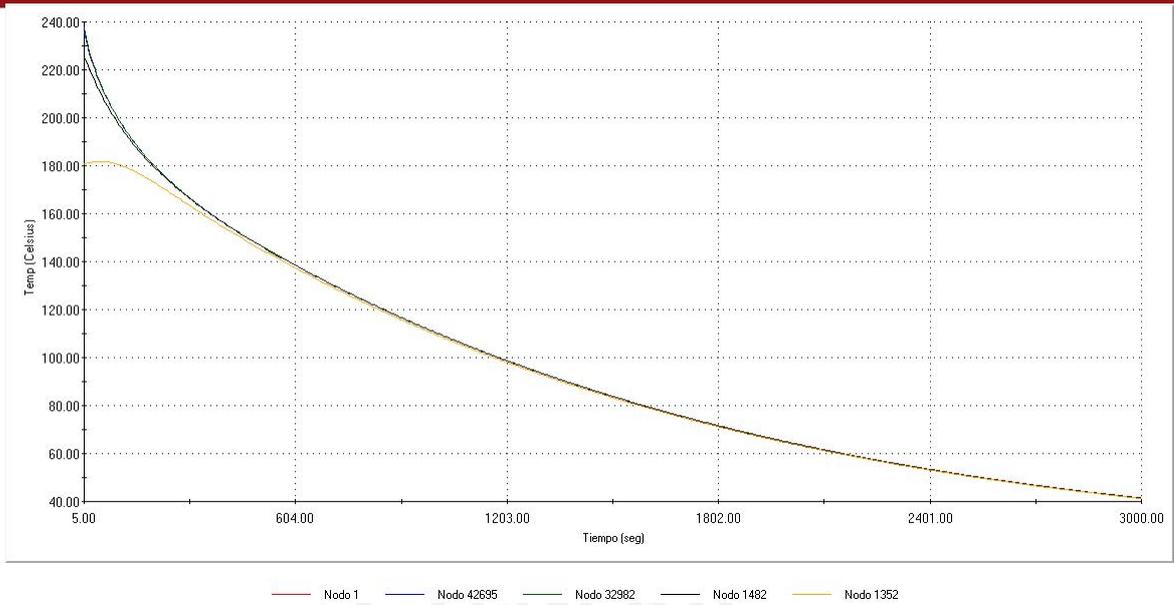


Figura 3.23 Segunda etapa de la historia térmica de puntos ubicados en la sección transversal posterior de la unión soldada.

Nombre de modelo: simulation 13.5
 Nombre de estudio: Estudio 1
 Tipo de resultado: Térmico Térmico1
 Paso de tiempo: 61 tiempo: 30.5 Segundos

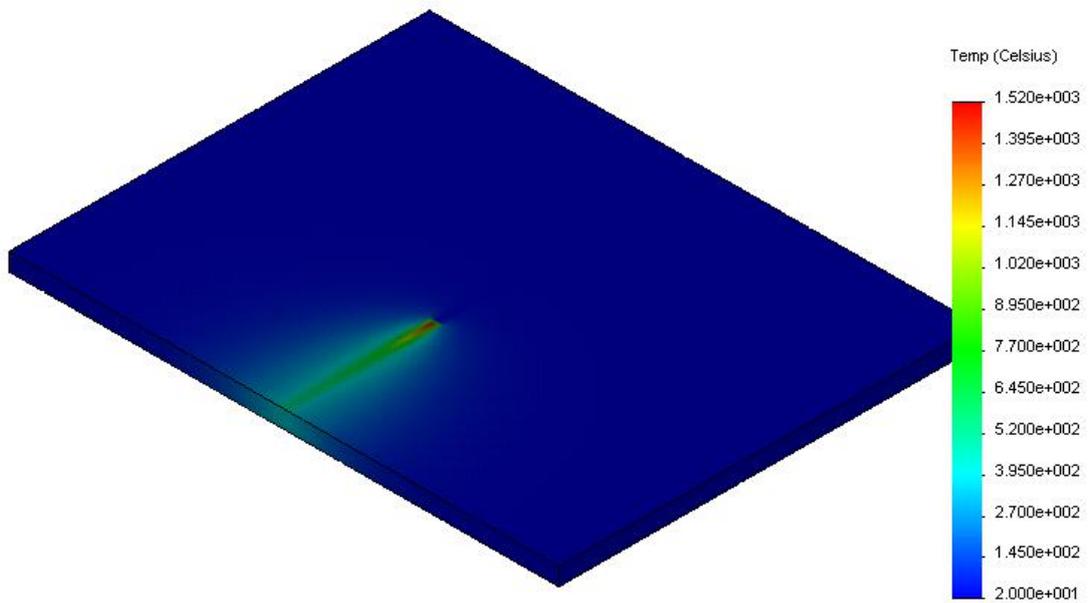


Figura 3.24 Distribución de temperaturas en el segundo 30.5

La historia térmica de la figura 3.25 se obtuvo como resultado de mediciones experimentales con termocuplas, en tanto que la historia térmica de la figura 3.26 es producto de una simulación termo-mecánica de un proceso de soldadura realizado por Carrión [13], en el que utiliza una fuente de calor de doble elipsoide, propuesto por Goldak [70] y un modelo bidimensional, además de características y parámetros similares a los del presente estudio.

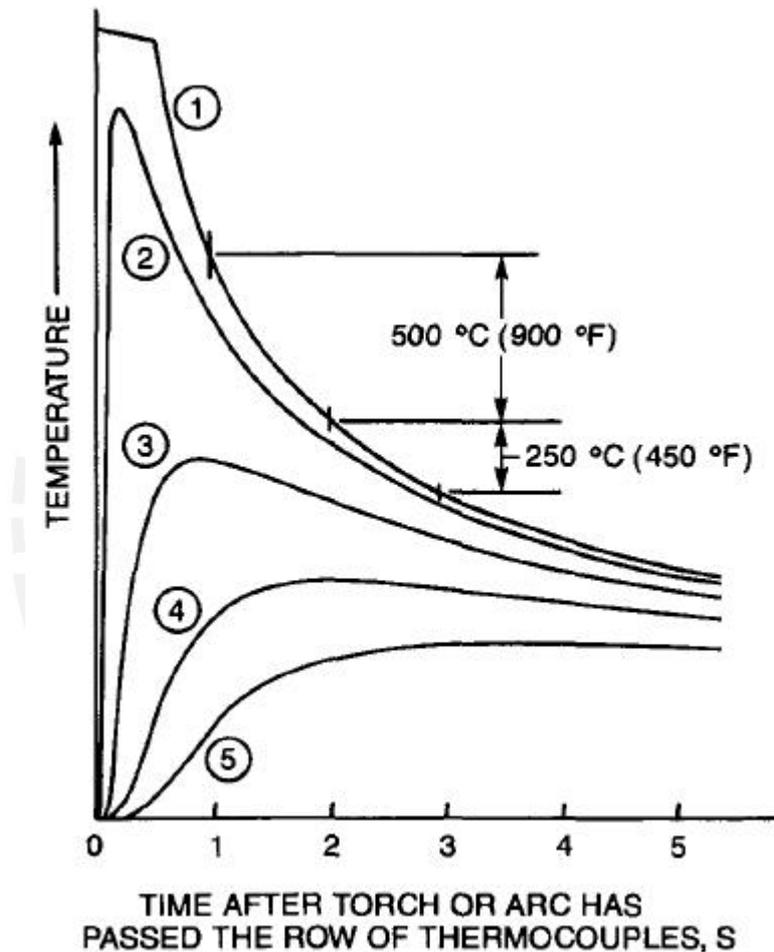


Figura 3.25 Las temperaturas representadas gráficamente en función del tiempo para cuatro diferentes puntos en el metal base alejados de la soldadura [3]

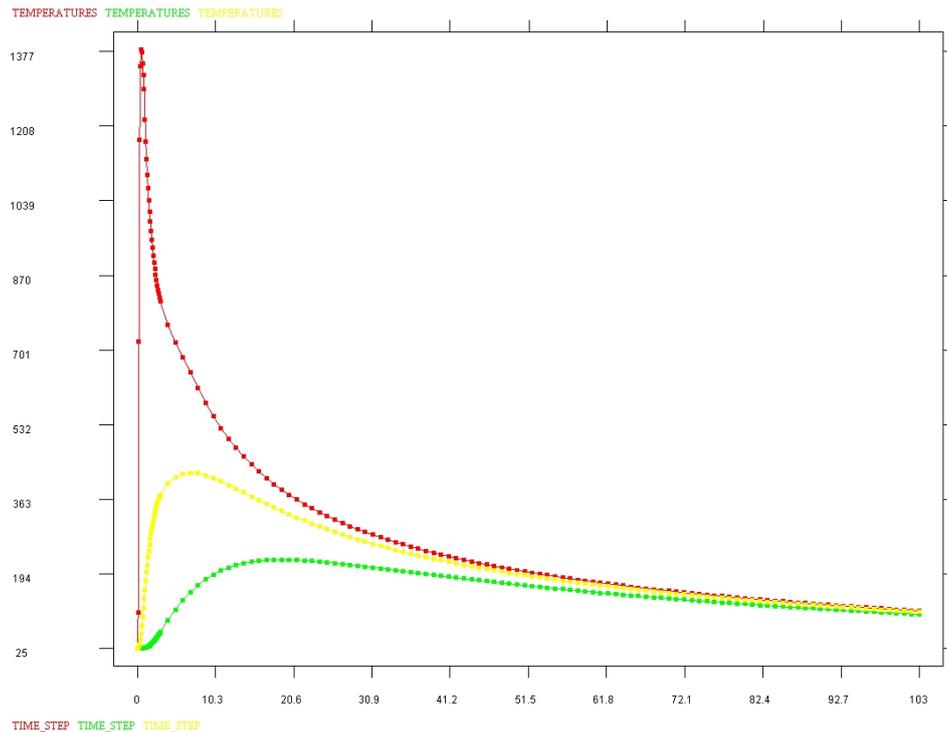


Figura 3.26 La historia térmica para diferentes puntos en una sección transversal de la unión soldada [13].

Como se puede observar, los resultados del presente estudio (historia térmica) tienen una tendencia en la forma de las curvas similar a las curvas que se toman como referencias (ver figuras 3.25 y 3.26).

La temperatura máxima alcanzada es la temperatura prescrita sobre el cordón, 1520 °C y a medida que la distancia respecto al cordón aumenta la temperatura máxima alcanzada en cada punto disminuye y se alcanza en un período mayor de tiempo.

Luego de analizar y comparar la historia térmica obtenida como resultado del estudio térmico transitorio con los resultados de la literatura consultada, es posible afirmar que existe una muy buena concordancia entre los resultados obtenidos y la realidad.

3.10.2 En el Campo de Esfuerzos

El resultado obtenido en el campo de esfuerzos viene a ser la distribución y magnitud de esfuerzos a lo largo del proceso.

Luego es posible graficar la historia de esfuerzos en cualquier sección transversal o sección longitudinal de la unión soldada en cualquier instante de tiempo.

Así como en el estudio térmico transitorio, el estudio mecánico no lineal también se divide en dos etapas, la primera etapa dura 400 segundos y la segunda etapa dura 3000 segundos.

En las figura 3.27 y 3.28 se puede observar la historia de esfuerzos de algunos puntos ubicados en la sección transversal anterior de la unión soldada, lo que son listados a continuación:

La ubicación de los nodos se puede observar en el esquema (ver figura 3.15)

Nodo 171: ubicado en el centro de la zona de fusión

Nodo 41476: ubicado a 1.5 mm. de 171

Nodo 32970: ubicado a 5.9 mm. de 171

Nodo 1492: ubicado a 17.5 mm. de 171

Nodo 32931: ubicado a 27.8 mm. de 171

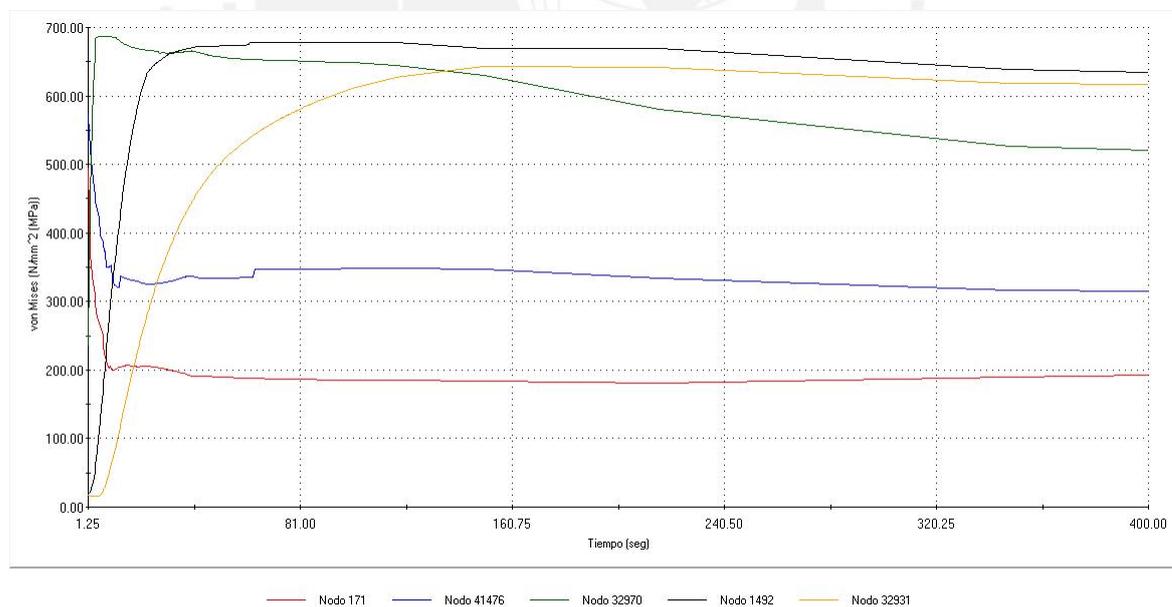


Figura 3.27 Primera etapa de la historia de esfuerzos de puntos ubicados en la sección transversal anterior de la unión soldada.

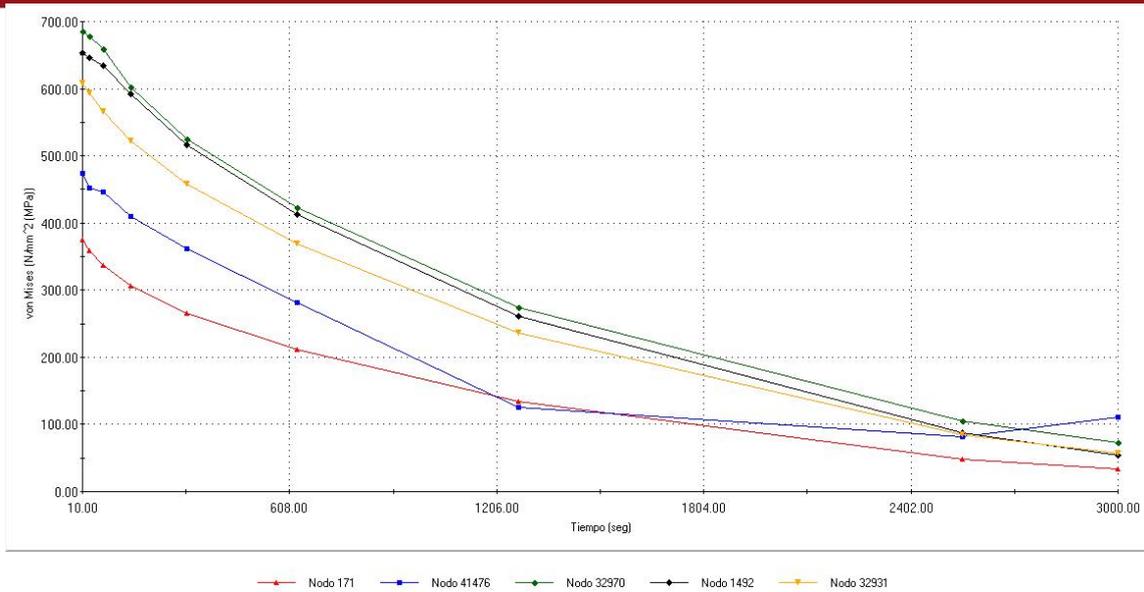


Figura 3.28 Segunda etapa de la historia de esfuerzos de puntos ubicados en la sección transversal anterior de la unión soldada.

La curva de esfuerzos residuales obtenidos a lo largo de una sección transversal de la unión soldada, ver figura 3.29, tiene una tendencia similar a la curva de esfuerzos residuales de la figura 3.31, esta curva fue extraída de Computacional Welding Mechanics de Lars-Erik Lindgren [28].

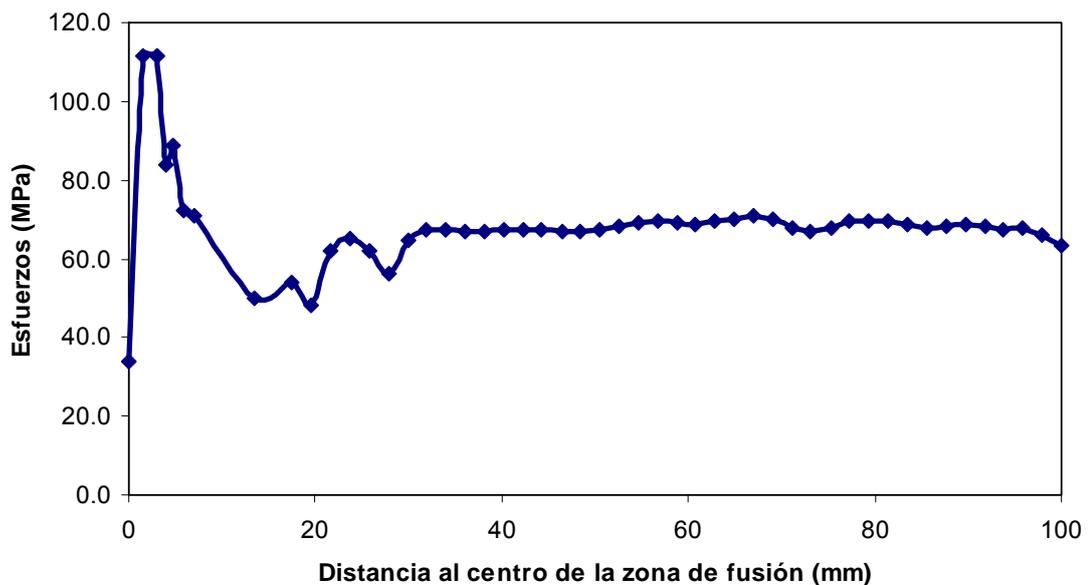


Figura 3.29 Esfuerzos residuales de puntos ubicados en la sección transversal anterior de la unión soldada.

La curva de esfuerzos residuales de la figura 3.31 [28] se obtuvo como resultado de una unión soldada a tope de dos planchas de acero, el mallado es una combinación de elementos superficiales y elementos sólidos, ver figura 3.30. En el cordón de soldadura y en zonas cercanas a éste se utilizan elementos superficiales pequeños, y a medida que la distancia aumenta respecto al cordón, los elementos van aumentando en tamaño y cambian de superficiales a sólidos progresivamente.

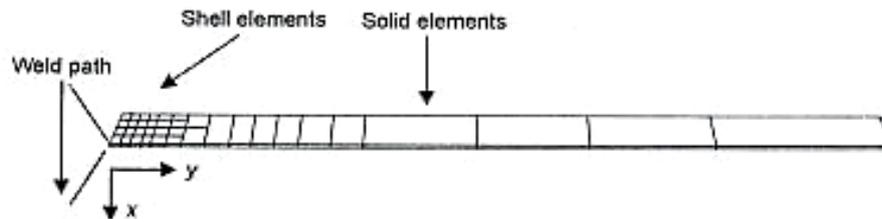


Figura 3.30 Elementos sólido-superficiales de la malla [28].

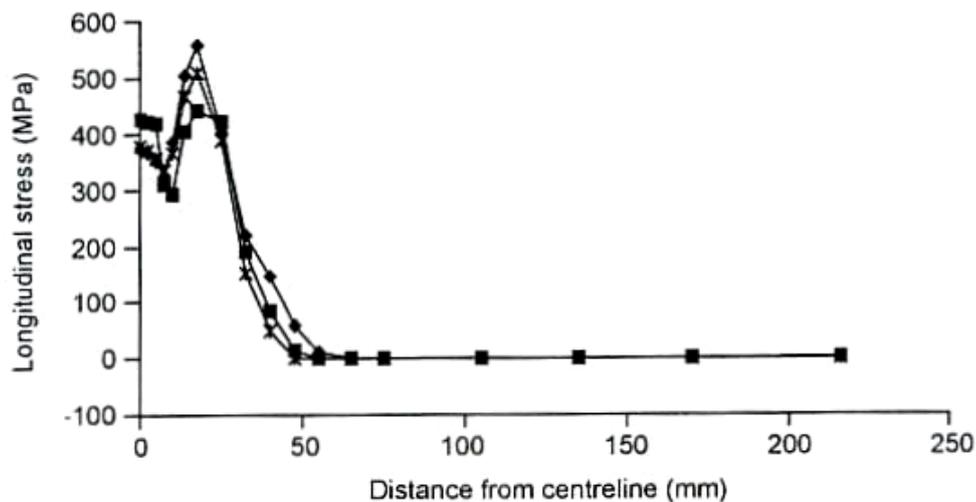


Figura 3.31 Esfuerzos residuales usando elementos sólido-superficiales [28].

Lo curva de esfuerzos residuales obtenidos a lo largo del cordón de soldadura, ver figura 3.32, tiene una tendencia similar a la curva de esfuerzos residuales de la figura 3.33, esta curva fue extraída de Heat Effects of Welding de Dieter Radaj [11].

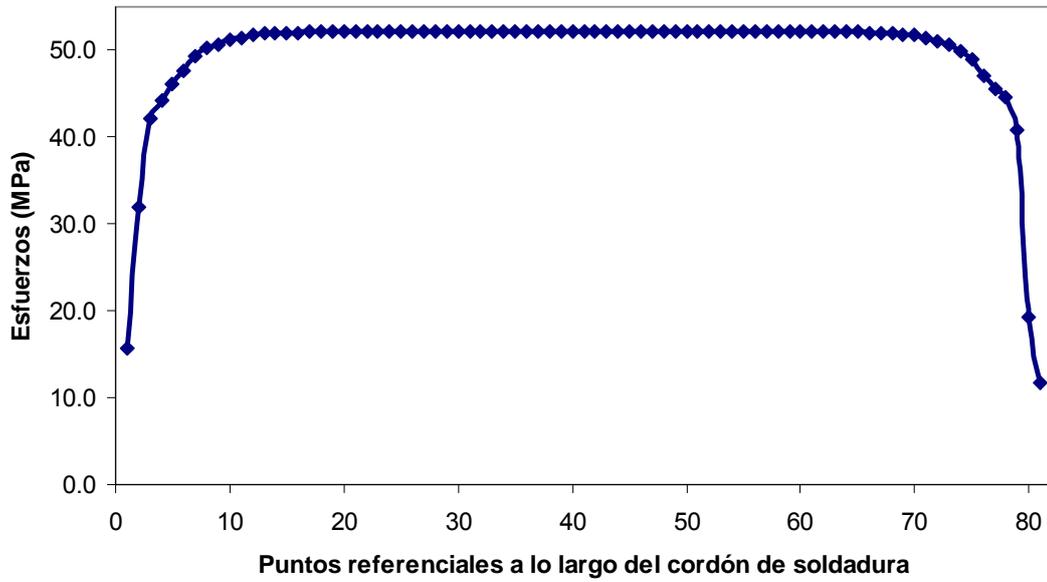


Figura 3.32 Esfuerzos residuales a lo largo del cordón de soldadura.

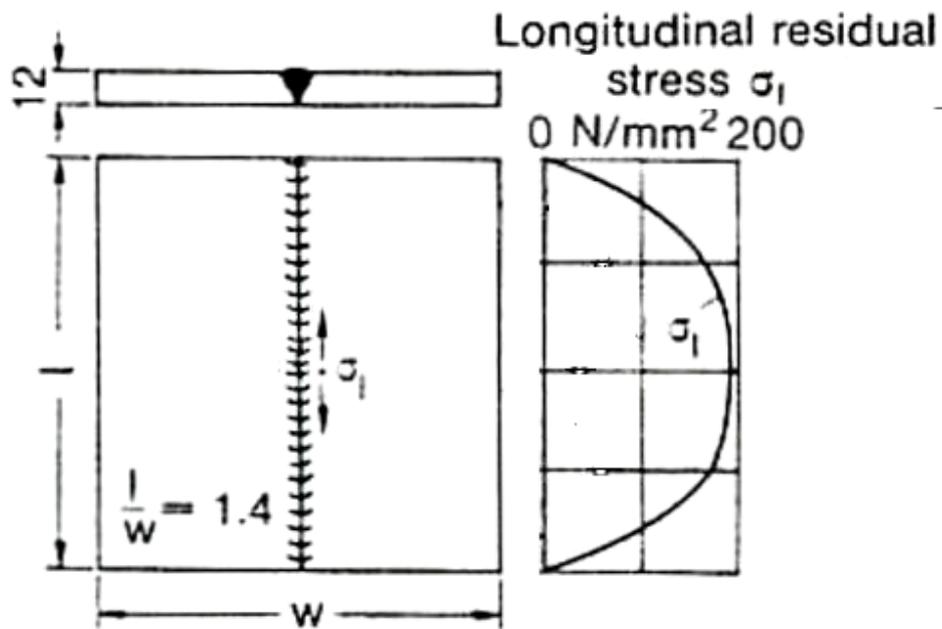


Figura 3.33 Esfuerzos residuales a lo largo del cordón de soldadura [10].

En la figura 3.34 se puede observar la distribución de esfuerzos en el segundo 30.2.

Nombre de modelo: simulation 13.5
 Nombre de estudio: Estudio 3
 Tipo de resultado: Non lineal tensión nodal Tensiones1
 Intervalo: 81 tiempo: 30.2035 Segundos
 Escala de deformación: 1

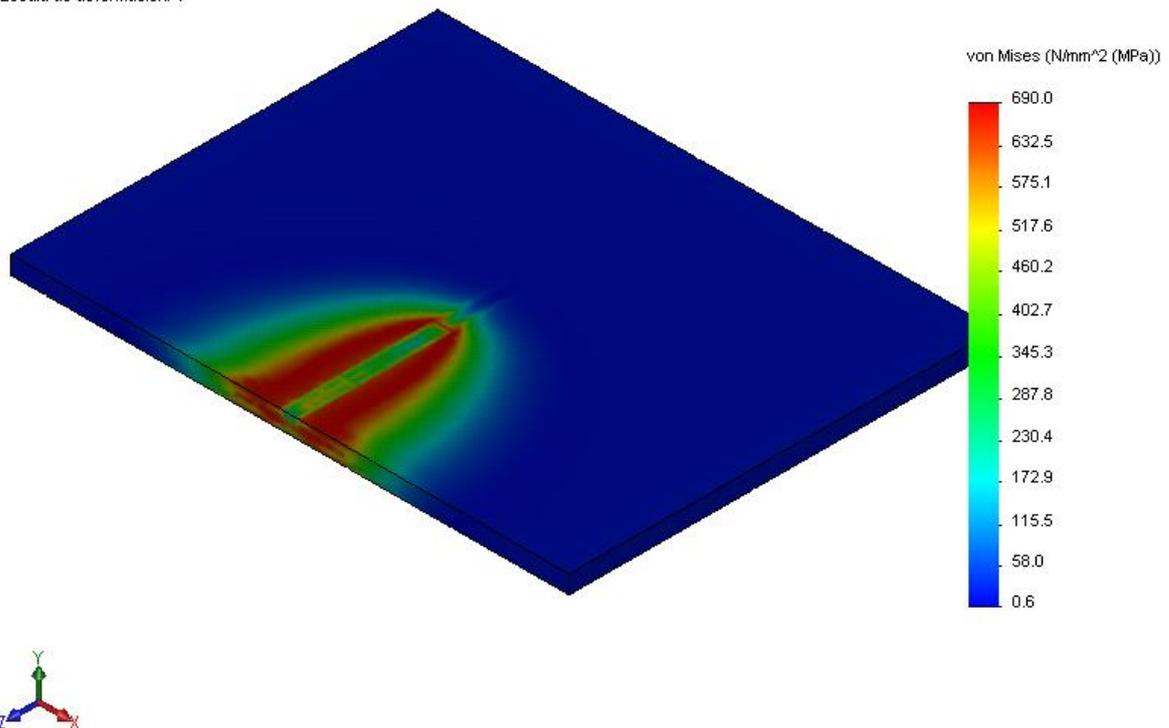


Figura 3.34 Distribución de esfuerzos en el segundo 30.2

El valor máximo de esfuerzo alcanzado durante el proceso es 690 MPa, que viene a ser el valor máximo de esfuerzo transitorio, el valor máximo de esfuerzo residual en sentido transversal al cordón de soldadura es 112 MPa y en sentido longitudinal es de 52 MPa.

Si se comparan estos valores con el límite elástico, el valor máximo de esfuerzo transitorio alcanza el 69% del valor del límite elástico y el máximo valor de esfuerzo residual alcanza el 11% del valor del límite elástico.

Clarín [9] en su trabajo cuestiona al límite elástico de un material como una referencia apropiada para calcular los esfuerzos residuales. A pesar de que se han desarrollado extensos trabajos con el fin de establecer normas para la estimación de esfuerzos residuales, el tema aún no está del todo definido; además Masubuchi [8] reportó que algunos investigadores encontraron que la aproximación del límite elástico puede ser menos adecuada para aceros con un alto límite elástico (como es el caso del presente estudio) que para aceros convencionales, en algunos reportes los niveles de esfuerzos medidos fueron considerablemente menores que el límite elástico (que también es el caso del presente estudio).

Luego de analizar y comparar la historia de esfuerzos obtenida como resultado del estudio mecánico no lineal, es posible afirmar que existe una buena concordancia entre los resultados obtenidos y la realidad.



CAPÍTULO 4

CONCLUSIONES

4.1 Síntesis

- Uno de los objetivos planteados en este trabajo es obtener la historia térmica de la unión soldada durante todo el proceso e inclusive durante la etapa de enfriamiento, el objetivo principal es obtener la magnitud y distribución de esfuerzos residuales una vez enfriada la unión soldada y la variación de esfuerzos a lo largo del proceso. La soldadura es en la actualidad uno de los procesos de fabricación más ampliamente usados, por tal motivo surge el gran interés en incrementar la calidad y prevenir fallas. Una forma de incrementar la calidad es mediante la elaboración y posterior calificación de un WPS (especificación de proceso de soldadura). Gran parte de las fallas producidas, que ocasionan muertes y grandes pérdidas económicas, en su mayoría son causadas por: la presencia de fases frágiles en la ZAC, absorción de hidrógeno y presencia de esfuerzos residuales, de los tres factores mencionados los esfuerzos residuales no se pueden evitar, pero si mitigar, hasta ahora se han desarrollado métodos empíricos para tal fin, básicamente por desconocimiento de la distribución y magnitud de los esfuerzos residuales. A partir de la hipótesis de desacople del proceso de soldadura en: campo de temperaturas, campo de esfuerzos y deformaciones y campo de estado microestructural; y de la influencia mutua que existe entre ellos, se desarrolla un modelo termo-mecánico tridimensional con prescripción de temperatura, con el cual se llevan a cabo dos estudios. Un primer estudio térmico transitorio para obtener la historia térmica de la unión soldada, a lo largo de todo el proceso e inclusive durante la etapa de enfriamiento. La historia térmica sirve como información de entrada para el estudio mecánico no lineal, que finalmente permite obtener la historia de esfuerzos a largo del proceso.

4.2 Conclusiones

Las principales conclusiones del trabajo se pueden resumir en los siguientes puntos:

- La técnica o método de prescripción de temperatura resulta satisfactoria y sobretodo eficiente para obtener la historia térmica y esfuerzos residuales, además de la historia de esfuerzos a lo largo del proceso; se resalta la

eficiencia del presente estudio ya que anteriormente se llevaron a cabo estudios similares empleando técnicas más complejas para obtener los mismos resultados.

- Se comprueba la hipótesis planteada por Karlsson [4], la influencia que ejerce el campo de temperaturas sobre el campo de esfuerzos y deformaciones es significativa. La variación de los esfuerzos a lo largo del proceso y la magnitud de los esfuerzos residuales obtenidos, a causa de los elevados gradientes de temperatura y las dilataciones que ocurren durante el proceso, así lo demuestran. Por otro lado se comprueba que la influencia que ejerce el campo de esfuerzos y deformaciones sobre el campo de temperaturas no es significativa. Esto se debe a que el aumento de temperatura, a causa de la variación de esfuerzos y deformaciones, es irrelevante en comparación a los gradientes de temperatura alcanzados durante el proceso.
- La simulación del proceso de soldadura se lleva a cabo dividiendo el problema en dos estudios. Primero un estudio térmico transitorio, del cual se obtiene la historia térmica, que viene a ser el dato de entrada o carga externa para el estudio mecánico no lineal. A partir del conocimiento de los ciclos térmicos en cualquier punto de la unión soldada durante proceso de soldadura e inclusive durante el enfriamiento se pueden determinar lo variación de esfuerzos a lo largo del proceso y los esfuerzos residuales resultantes.
- El estudio térmico transitorio es un paso crítico en la simulación del proceso de soldadura, debido a que el resultado de este estudio servirá como dato de entrada para el estudio mecánico no lineal, además viene a ser más complejo y de mayor influencia en los resultados, pues depende de una mayor cantidad de parámetros como: temperatura, geometría, propiedades térmicas variables en función de la temperatura y condiciones de borde térmicas, en cambio el estudio mecánico no lineal depende una menor cantidad de parámetros como: propiedades mecánicas variables con la temperatura y condiciones de borde mecánicas.

- Para obtener resultados cercanos a la realidad es imprescindible realizar una adecuada modelación del material, es decir, se debe contar con información a cerca de la dependencia de las propiedades térmicas y mecánicas del material base y material de aporte en función de la temperatura.
- Otros aspectos importantes para obtener resultados satisfactorios en la simulación vienen a ser: el afinamiento de la malla de elementos finitos en el la zona correspondiente al cordón de soldadura (área donde se prescribe la temperatura) y zonas adyacentes próximas a este, así mismo utilizar un paso de tiempo pequeño, especialmente en el estudio térmico transitorio, para mayor precisión en los resultados.
- El hecho de emplear la técnica de prescripción de temperatura en lugar de la técnica de fuente de generación de calor (modelo más complejo) utilizado por Carrión [13], se traduce en un ahorro en el costo computacional. Para obtener esfuerzos residuales la técnica de prescripción de temperatura resulta satisfactoria, es decir no hay necesidad de utilizar un modelo más complejo, además la técnica de fuente de generación de calor debe ser empleada en caso se requiera estudiar el charco de soldadura o la fase de calentamiento del proceso de manera exhaustiva.
- A partir del conocimiento de la magnitud y distribución de los esfuerzos se puede realizar un mejor control de estos. Los esfuerzos residuales pueden ocasionar fragilidad en la zona afectada por el calor. No obstante se han desarrollado métodos empíricos (básicamente por desconocimiento de la magnitud y distribución de los esfuerzos residuales) para mitigarlos y controlarlos.
- A partir de la historia térmica obtenida es posible determinar la velocidad de enfriamiento de cualquier punto, dicha velocidad tiene un efecto significativo sobre la estructura metalúrgica y las propiedades mecánicas de la ZAC y es considerada por Fosca [5] como el segundo aspecto más importante del ciclo térmico ciclo térmico, el primer aspecto viene a ser el ancho de la ZAC.

4.3 Recomendaciones

Las principales recomendaciones del trabajo se pueden resumir en los siguientes puntos:

- Es posible hacer extensiva la metodología usada en el presente estudio para geometrías más complejas, ya que ha quedado demostrada la efectividad para obtener la historia térmica y la historia de esfuerzos y deformaciones en la unión soldada.
- Incluir en futuros estudios el efecto del campo de estado microestructural, según la hipótesis de Karlsson [4] el campo de estado microestructural ejerce una influencia significativa sobre el campo de esfuerzos y deformaciones, de este modo se podrían resolver muchos problemas de soldabilidad que se presentan en la práctica.
- Dar un mayor énfasis a la modelación del material, algo que por lo general resulta inexacto, como la han expresado diversos investigadores, a razón de que la información en cuanto a propiedades térmicas y mecánicas dependientes de la temperatura es escasa, esta deficiencia es una de las principales causas de error en las simulaciones.
- En caso se quiera estudiar aspectos como el proceso de calentamiento o el charco de soldadura, se recomienda utilizar una fuente de generación de calor en función del tiempo.
- Se deberían comparar los resultados obtenidos, tanto en el campo de temperaturas como los obtenidos en el campo de esfuerzos y deformaciones con resultados experimentales propios, lamentablemente no contamos con la tecnología para medir ciclos térmicos ni para medir esfuerzos y deformaciones, sin embargo es posible comparar los resultados obtenidos con los resultados de la bibliografía, además compararlos con mediciones experimentales también de la bibliografía consultada.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] T. Chandrupatla. **Introducción al Estudio del Elemento Finito en Ingeniería**. Segunda Edición. 1999.
- [2] G. Hernández Riesco. **Introducción General a la Tecnología de Soldeo – Aspectos Generales**. Curso de Formación de Ingenieros Europeos/Internacionales de Soldadura. 2005.
- [3] AWS. **Welding Metallurgy. Volume 1, Fundamentals**. American Welding Society. Cuarta Edición. 1994.
- [4] L. Karlsson. **Thermal Stresses in Welding**. In: Thermal stresses, Vol. 1 (Ed.: R. B. Hetnarski), pp. 299-389. Amsterdam: North-Holland 1986.
- [5] C. Fosca. **Introducción a la Metalurgia de la Soldadura**. Séptima Edición. Pontificia Universidad Católica del Perú, 2007.
- [6] G. Alpsten. **Egenspänigar i Varmvalsade Stålprofiler**. Institutionen för Brobyggnad, Kungliga Tekniska Högskolan, Sweden. 1967.
- [7] AWS. **Welding Handbook. Volume 1, Fundamentals of Welding**. American Welding Society. Séptima Edición. 1976.
- [8] K. Masubuchi. **Thermal Stresses and Metal Movement during Weld Structural Materials, Especially High Strengths Steels**. Proceedings International Conference in Welded Construction and their Effects, Vol 1, pp 1-10. 1977.
- [9] M. Clarin. **High Strength Steel. Local Buckling and Residual Stress**. Licentiate Thesis. 2004.
- [10] D. Radaj. **Heat Effects of Welding. Temperature Field, Residual Stresses, Distortion**. Editorial Springer Verlag. 1992.
- [11] A. García Portoles. **Metalurgia de Uniones Soldadas. Modelización**. Universidad Politécnica de Madrid.
- [12] N.N. Rykalin. **Berechnung der Wärmevergänge beim Schweißen**: VEB Verlag Technik 1957.
- [13] V. Carrión. **Análisis Térmico-Mecánico de Soldadura mediante el Método de los Elementos Finitos**. Tesis para optar por el título de ingeniero mecánico. 2005.
- [14] D. Radaj. **Welding Residual Stresses and Distortion. Calculation and Measurement**. Editorial DVS Verlag. 2003.
- [15] L-E. Lindgren. **Numerical Modelling of Welding**. Comput. Methods. Appl. Mech. Engrg. 2006.

- [16] M. Muruganath y H.K.D.H. Badeshia. **Mathematical Modelling of Weld Phenomena 6**. Editado por H. Cerjak y H.K.D.H. Badhesia. Londres, Inglaterra, Maney Publishers.
- [17] S. A. David, T. Debroy, J.C. Lippold y H.B. Smart. **Trends in Welding Research: Proceedings of the 6th International Conference**. Novelty, Ohio, EE.UU., ASM International.
- [18] R. B. Hetnarsky. **Thermal Stresses (Mechanics and Mathematical Methods: a Series of Handbooks)**. Noth-Holland.
- [19] C. Mendez Herrera. **Análisis de Tensiones Residuales y Predicción de Inestabilidad en Chapas Soldadas**. Universidad de Sevilla. 2007
- [20] E. Hedblom y L-E. Lindgren. **Modelling the Addition of Filler Material in Large Deformation Analysis of Multipass Welding**. Communications in Numerical Methods in Engineering, 17, 647-657, 2001.
- [21] K. Masubuchi. **Analysis of Welded Structures**. Pergamon Press, 1980.
- [22] V. J. Papazoglou y K. Masubuchi. **Numerical Analysis of Thermal Stresses During Welding Including Phase Transformation Effects**. ASME J. Pressure Vessel Technology, vol. 104, August, pp. 198-203, 1982.
- [23] P. Marcal. **Weld Problems, Structural Mechanics Programs**. Charlottesville, University Press, pp. 191-206, 1974.
- [24] J. Goldak, B. Patel, M. Bibby y J. Moore. **Computational Weld Mechanics, AGARD Workshop-Structures and Materials 61st Panel meeting**. 1985.
- [25] H. D. Hibbitt y P. V. Marcal. **A Numerical Thermo-Mechanical Model for the Welding and Subsequent Loading of a Fabricated Structure, Computers & Structures**. vol. 3, pp. 1145-1174, 1973.
- [26] L-E. Lindgren. **Finite Element Modeling and Simulation of Welding Part 1: Increased Complexity**. Journal of Thermal Stresses Vol. 24, pp 141-192. 2001.
- [27] L-E. Lindgren. **Computational Welding Mechanics. Thermomechanical and Microstructural Simulations**. Woodhead Publishing Limited, 2007.
- [28] L-E. Lindgren. **The Use of Simulations and the Need of Experiments in Material Processing**. The sixth Cairo Int. MDP Conf., p. 149, 1996
- [29] J.M.J. McDill, A.S. Oddy, J.A.Goldak y S. Bennisson. **Finite Element Analysis of Weld Distortion in Carbon and Stainless Steels**. Journal of Strain Analysis for Engineering Design, vol. 25, no. 1, pp. 51-53, 1990.
- [30] L-E. Lindgren. **Finite Element Modeling and Simulation of Welding Part 2: Improved Material Modeling**. Journal of Thermal Stresses Vol. 24, pp 195-231. 2001.
- [31] J. Dike, C. Cadden, R. Corderman, C. Schultz y M. McAninch. **Finite Element Modeling of Multipass GMA Welds in Steel Plates**. Proc. of the 4th Int. Conf. on Trends in Welding Research, p. 57, 1995.

- [32] P. Michaleris y A. DeBicari. **Prediction of Welding Distortion.** Welding Journal, vol. 76, no 4, pp. 172s-181s, 1997.
- [33] M. G. Yuan y Y. Ueda. **Prediction of Residual Stresses in Welded T- and I-Joints using Inherent Strains.** ASME J. Engineering Materials and Technology, vol. 118, pp. 229-234, 1996.
- [34] J. Wang, H. Lu, H. Murakawa y Y. Luo. **Prediction of Welding Deformations by FEM Based on Inherent Strains.** Proc. of the 8th Int. Conf. Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes, p. 803, 1998.
- [35] D. Deng, H. Serizawa, H. Murakawa. **Theoretical Prediction of Welding Distortion Considering Positioning and the Gap between Parts.** Trans. JWRI 30 (2): 89-86. 2001.
- [36] L. Tall. **Residual Stresses in Welded Plates - a Theoretical Study.** Welding Journal, vol. 43, no. 1, pp. 10s-23s, 1964.
- [37] T. Iwaki y K. Masubuchi. **Thermo-elastic Analysis of Orthotropic Plastic by the Finite Element Method.** J. Soc. Naval Arch. Japan, vol. 130, pp. 195-204, 1971.
- [38] Y. Fujita, Y. Takeshi y T. Nomoto. **Studies on Restraint Intensity of Welding.** IIW Doc X-573-70, 1970.
- [39] J. M. J. McDill, A. S. Oddy y J. A. Goldak. **Comparing 2-D Plane Strain and 3-D Analyses of Residual Stresses in Welds.** Proc. of the 3rd Int. Conf. on Trends in Welding Research, p. 105, 1992.
- [40] B. A. B. Andersson. **Thermal Stresses in a Submerged-Arc Welded Joint Considering Phase Transformations.** ASME J. Engineering Materials and Technology, vol. 100, pp. 356-362. 1978.
- [41] A. S. Oddy, J. A. Goldak y M. McDill. **Transformation Effects in the 3D Finite Element Analysis of Welds.** Proc. of the 2nd Int. Conf. on Trends in Welding Research, p. 97, 1989.
- [42] J. Cañas, R. Picón, F. Paris y J. C. Marin. **Experimental and Numerical Analysis of Residual Stresses in Welded Al-5083-0 Aluminium Plates.** Computers & Structures, vol. 58, no. 1, pp. 59-69, 1996.
- [43] T. Muraki, J.J. Bryan y K. Masubuchi. **Analysis of Thermal Stresses and Metal Movement During Welding.** ASME J. Eng. Mater. Technol., vol. 97, no. 1, pp. 85-91, 1975.
- [44] Y. Fujita, T. Nomoto y H. Hasegawa. **Thermal Stress Analysis Based on Initial Strain Method.** IIW Doc X-926-79, 1979.
- [45] E. F. Rybicki y R. B. Stonesifer. **An Analysis for Predicting Weld Repair Residual Stresses in Thick-walled Vessels.** ASME J. Pressure Vessel Technology, vol. 192, August, pp. 323-331, 1980.
- [46] P. Michaleris, Z. Feng y G. Campbell. **Evaluation of 2D and 3D FEA Models for Predicting Residual Stresses and Distortion.** Proc. of ASME Pressure Vessels

and Piping Conf., Approximate Methods in the Design and Analysis of Pressure Vessels and Piping Components, PVP-Vol. 347, p. 91, 1997.

- [47] L-E. Lindgren y L. Karlsson. **Deformations and Stresses in Welding of Shell Structures**. Int. J. for Numerical Methods in Engineering, vol. 25, pp. 635-655, 1988.
- [48] R. I. Karlsson y B. L. Josefson. **Three-Dimensional Finite Element Analysis of Temperatures and Stresses in a Single-Pass Butt-Welded Pipe**. ASME J. Pressure Vessel Technology, vol. 112, pp. 76-84, 1990.
- [49] C. T. Karlsson. **Finite Element Analysis of Temperatures and Stresses in a Single-pass Butt-welded Pipe - Influence of Mesh Density and Material Modelling**. Eng. Comput., vol. 6, June, pp. 133-142, 1989.
- [50] B. L. Josefson. y C. T. Karlsson. **Transformation Plasticity Effects in Residual Stresses in a Butt-welded Pipe**. ASME J. Pressure Vessel Technology, vol. 114, pp. 376-378, 1992.
- [51] Y.V.L.N. Murthy, G. Venkata Rao y P. Krishna Iyer. **Numerical Simulation of Welding and Quenching Processes Using Transient Thermal and Thermo-elasto-plastic Formulations**. Computers & Structures, vol. 60, no. 1, pp. 131-154, 1996.
- [52] M. Näsström, L. Wikander, L. Karlsson, L-E. Lindgren y J. Goldak. **Combined 3D and Shell Modelling of Welding**. IUTAM Symposium on the Mechanical Effects of Welding, p. 197, 1992.
- [53] M. Gu y J. Goldak. **Mixing Thermal Shell and Brick Elements in FEA of Welds**. Proc. of 10th Int. Conf. on Offshore Mechanics and Arctic Eng. (OMAE), vol. III-A Materials Eng., p. 1, 1991.
- [54] Y. Dong, J. K. Hong, C. L. Tsai and P. Dong. **Finite Element Modeling of Residual Stresses in Austenitic Stainless Steel Pipe Girth Welds**. Welding Journal, pp. 442s-449s, 1997.
- [55] A. R. Ortega, J. F. Lathrop, R. E: Corderman, E.A: Fuchs, B.V. Hess, K.W. Mahin y A.F. Giamei. **Analysis of Buckling Distortion in Bead-on-plate Ti 6- \bar{Y} welds**. Proc. of the 7th Int.Conf. Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes, The Minerals, Metals & Materials Society, p. 249, 1995.
- [56] G. Ravichandran, V. P. Raghupathy, N. Ganesan y R. Krishnakumar. **Analysis of Transient Longitudinal Distortion in Fillet Welded T-beam Using FEM with Degenerated Shell Element**. Int. J for the Joining of Materials, vol. 8, no. 4, pp. 170-179, 1996.
- [57] J. Goldak, A. Oddy, M. McDill, A. Chakravarti, M. Bibby y R. House. **Progress in Computing Residual Stress and Strain in Welds**. Trends in Welding Research, p. 523, 1986.
- [58] N-X. Ma, Y. Ueda, H. Murakawa y H. Maeda. **FEM Analysis of 3-D Welding Residual Stresses and Angular Distortion in T-type Fillet Welds**. JWRI, vol. 24, no. 2, pp. 115-122, 1995.

- [59] L-E. Lindgren, H-Å. Häggblad, J. M. J. McDill y A. S. Oddy. **Automatic Remeshing for Three-dimensional Finite Element Simulation of Welding.** Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, vol. 147, pp. 401-409, 1997.
- [60] Y. Ueda, J. Wang, H. Murakawa y M. G. Yuan. **Three Dimensional Numerical Simulation of Various Thermomechanical Processes by FEM (Report IV).** JWRI, vol. 22, no. 2, pp. 289-294, 1993.
- [61] J. Choi y J. Mazumder. **Numerical and Experimental Analysis for Solidification and Residual Stresses in the GMAW Process for AISI 304 Stainless Steel.** Proc. of the 4th Int. Conf. on Trends in Welding Research, p. 75, 1995.
- [62] M. Gu, H. Murakawa, Y. Ueda, Y. Okumoto y M. Ishiyama. **Simulation of Out-of-plane Deformation in Butt Welding of Large Steel Plate.** in H. Cerjak (ed.) Mathematical Modelling of Weld Phenomena 3, The Institute of Materials, p. 689, 1997.
- [63] D. G. Atteridge, M. Becker, L., Meekisho, K., Owusu-Nelson, B., Tahmasebi y L. Zhang. **3D Eulerian Modeling of Electroslag Welding.** Proc. of the 5th Int. Conf. on Trends in Welding Research, p. 943, 1998.
- [64] Y. Chen y I. C. Sheng. **Residual Stress in Weldment.** J. of Thermal Stresses, vol. 15, no. 1, pp. 53-69, 1992.
- [65] L-E. Lindgren. **Temperature Fields in Simulation of Butt-welding of Large Plates.** Comm. in Appl. Numer. Methods, vol. 2, pp. 155-164, 1986.
- [66] Y. Shim, Z. Feng, S. Lee, D. Kim, J. Jaeger, J.C. Papritan. y C.L. Tsai. **Determination of Residual Stresses in Thick-section Weldments.** Welding Journal, Sep. , pp. 305s-312s, 1992.
- [67] R.E. Nickell y H.D. Hibbitt. **Thermal and Mechanical Analysis of Welded Structures.** Nuclear Eng and Design, vol. 32, pp. 110-120, 1975.
- [68] J. Goldak, A. Chakravarti y M. Bibby, **A New Finite Element Model for Welding Heat Sources.** Metallurgical Trans B, vol. 15B, June, pp. 299-305, 1984.
- [69] J. Zhang, Y. Dong y A. Nanjundan. **An Enhanced Heat Source Model for Gas Metal Arc Welding.** to appear in H. Cerjak (ed.), Mathematical Modelling of Weld Phenomena 5, Institute of Materials, 1999.
- [70] J. Goldak, J. Zhou, V. Breiguine y F. Montoya. **Thermal Stress Analysis of Welds: From Melting Point to Room Temperature.** JWRI, vol. 25, no. 2, pp. 185-189, 1996.
- [71] J. H. Argyris, J. Szimmat, y K. J. Willam. **Computational Aspects of Welding Stress Analysis.** Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, vol. 33, pp. 635-666, 1982.
- [72] B. K. Jones, A. F. Emery y J. Marburger. **Design and Analysis of a Test Coupon for Fusion Welding.** ASME J. Pressure Vessel Technology, vol. 115, pp. 38-46, 1993.

- [73] L-E. Lindgren, H. Runnemalm and M.O. Näsström. **Numerical and Experimental Investigation of Multipass Welding of a Thick Plate.** Int. J. for Numerical Methods in Engineering, vol. 44, no. 9, pp. 1301-1316, 1999.
- [74] AWS. **Residual Stress and Distortion.** American Welding Society. 2001
- [75] AWS. **Standard Welding Terms and Definitions AWS A3.0M/A3.0:2010.** American Welding Society. 2009.
- [76] L-E. Lindgren, H. Runnemalm y M.O. Näsström. **Simulation of Multipass Welding of a Thick Plate.** International Journal for Numerical Methods in Engineering. 1999
- [77] L-E. Lindgren. **Finite Element Modeling and Simulation of Welding Part 3: Efficiency and Integration.** Journal of Thermal Stresses Vol. 24, pp 305-334. 2001.
- [78] E. Oñate. **Cálculo de Estructuras por el Método de Elementos Finitos – Análisis Estático Lineal.** Primera Edición. 1992.
- [79] T.J.R. Hughes. **The Finite Element Method – Linear Static and Dynamic Finite Element Análisis.** Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jearsey.
- [80] L. Espinoza. **Simulación del Ciclo Térmico de una Unión Soldada Mediante el Método de los Elementos Finitos.** Tesis para optar por el título de ingeniero mecánico. 2002.
- [81] C. Zuñiga. **Simulación del Ciclo Térmico en Soldaduras Multipase por Arco por el Método de los Elementos Finitos.** Tesis para optar por el título de ingeniero mecánico. 2003.
- [82] Y. V. L. N. Murthy, G. Venkata Rao y P. Krishna Iyer. **Analysis of Residual Stresses in Hemispherical Head to Cylindrical Shell Joints of Steam Generator by Weld Cycle Simulation.** J of Materials Processing Technology, vol. 44, no. 3-4, pp. 273^280, 1994.
- [83] J. E. Moore, M.J. Bibby y J. A. Goldak. **A comparison of the point source and Finite Element Schemes for Computing Weld Cooling.** Welding Research: The State of the Art, Proc. of 1985 Int. Welding Congress in junction with ASM Materials Week'85, p. 1, 1985.