

CORPORACIÓN MEXICANA DE INVESTIGACIÓN EN MATERIALES

DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POST-GRADO



**SIMULACIÓN DEL PROCESO DE SOLDADURA POR ARCO SUMERGIDO
(SAW) PARA LA MANUFACTURA DE TUBERÍA DE ACERO AL CARBONO
DE ALTA RESISTENCIA PARA LA INDUSTRIA PETROLERA**

POR

LOURDES SANTIAGO BAUTISTA

MONOGRAFÍA

**EN OPCIÓN COMO ESPECIALISTA EN TECNOLOGÍA
DE LA SOLDADURA INDUSTRIAL**

SALTILLO COAHUILA, MÉXICO, MAYO DEL 2010

CORPORACIÓN MEXICANA DE INVESTIGACIÓN EN MATERIALES

DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POST-GRADO



**SIMULACIÓN DEL PROCESO DE SOLDADURA POR ARCO SUMERGIDO
(SAW) PARA LA MANUFACTURA DE TUBERÍA DE ACERO AL CARBONO
DE ALTA RESISTENCIA PARA LA INDUSTRIA PETROLERA**

POR

LOURDES SANTIAGO BAUTISTA

MONOGRAFÍA

**EN OPCIÓN COMO ESPECIALISTA TECNOLOGÍA
DE LA SOLDADURA INDUSTRIAL**

SALTILLO COAHUILA, MÉXICO, MAYO DEL 2010

AGRADECIMIENTO

Agradezco a la Gerencia de Ingeniería de Materiales de la Corporación Mexicana de Investigación en Materiales S. A. de C. V., la oportunidad y facilidad otorgada para cursar la Especialidad en Soldadura Industrial y de esa forma poder realizar esta monografía.

ÍNDICE

	Síntesis	
Capítulo 1	Introducción	1
1.1	Planteamiento del problema	1
1.2	Objetivo	1
1.3	Justificación	2
1.4	Beneficios del proyecto	2
1.5	Alcances del proyecto	3
Capítulo 2	Estado del Arte	4
2.1	Proceso de manufactura de la tubería de conducción	4
2.1.1	Metalúrgia de la tubería	5
2.1.2	Endurecimiento del acero	7
2.1.3	Tamaño de grano	9
2.1.4	Endurecimiento por dispersión	10
2.1.5	Soldabilidad	10
2.1.6	Producción de placas	12
2.2	Efecto de los parámetros del proceso de soldadura por arco sumergido (SAW) sobre el cordón de soldadura	24
2.3	Esfuerzos residuales y distorsión durante el proceso de soldadura por arco sumergido (SAW)	30
2.3.1	Esfuerzos residuales y distorsión	32
2.4	Estudios de simulación en soldadura	40
2.4.1	Método de los elementos finitos	40
2.5	Fundamentos esenciales en el uso del programa de simulación SYSWELD® en una tubería soldada	43
2.5.1	Ventajas del modelo de simulación	44
2.5.2	Desventajas del programa de simulación	46
2.5.3	Elementos de la operación de soldadura dentro del programa de simulación	46

2.5.4	Estructura de la malla	49
2.5.5	Cargas mecánicas	50
2.5.6	Consideraciones generales	51
2.5.7	Consideraciones mecánicas	53
2.5.8	Propiedades del material	55
2.5.9	Datos de operación	57
2.5.10	Presentación de los resultados	58
Capítulo 3	Discusión de los resultados	61
Capítulo 4	Conclusiones	66
	Bibliografía	68
	Lista de tablas	72
	Lista de figuras	74
	Resumen autobiográfico	75

SÍNTESIS

La fabricación de tubería de acero de alta resistencia para la conducción de hidrocarburos se ha convertido en una disciplina con una tecnología propia debido a los requerimientos cada mas estrictos que incluyen: alta resistencia, ductilidad y tenacidad, así como resistencia a la corrosión y buena soldabilidad (Craig, 1993), debido al cambio que ha experimentado a nivel mundial el crudo procesado. Es por esto, que las propiedades requeridas se logran controlando cuidadosamente la aleación y la transformación termo-mecánica durante la producción de las placas.

Las tuberías se manufacturan a partir de placas individuales mediante el proceso UOE, el cual consiste en sujetar los bordes de la placa en arcos circulares y someterlas a un conformado en forma de "U ". A continuación se pasa a una prensa en forma de "O". La costura es posteriormente soldada mediante el proceso de soldadura por arco sumergido (SAW). El paso final consiste en la expansión mecánica de la tubería soldada con el fin de mejorar su circularidad. Este último paso genera un aumento en el esfuerzo de cedencia debido al endurecimiento por deformación en frío, llegando a exceder en algunos casos la relación entre el esfuerzo de cedencia y el esfuerzo máximo especificado por API 5L que es del 93% (Fruehan, 1998).

El proceso de soldadura por arco sumergido (SAW) se opera de manera automática para el caso de las tuberías de conducción de hidrocarburos. Durante el proceso, el operador no puede observar el charco de soldadura y no interfiere directamente con el proceso. Por lo que, a fin de obtener soldaduras de alta calidad, la selección de parámetros óptimos debe realizarse de acuerdo con factores importantes de ingeniería. Por consiguiente, el uso de un sistema de predicción por modelación matemática o simulación, que determine el efecto de los cambios mínimos en los parámetros de diseño o de proceso es de suma importancia. Serdar (2008) junto con otros investigadores coinciden en que las

variables de diseño principales que impactan sobre la calidad de soldadura corresponden a: el ancho, altura y penetración en el cordón de soldadura y en el caso de los parámetros del proceso, los que más impactan son: la corriente, voltaje y velocidad de soldadura.

Conocer las variables de proceso durante la soldadura ayuda a comprender los efectos que tienen sobre los esfuerzos residuales y la distorsión que esta presenta, ya que los esfuerzos residuales son promotores de las fracturas frágiles, reducen la resistencia a la tensión y la vida por fatiga y son promotores del agrietamiento por corrosión bajo esfuerzo en los diferentes medios en los que se utilicen. Por otra parte la distorsión en la soldadura resulta en problemas como dimensiones inexactas durante el tendido o reemplazo de las líneas de conducción (Cho, 2004). Ya que los cambios dimensionales no son muy visibles durante el proceso de fabricación de la tubería se utiliza de igual forma la modelación matemática y la simulación.

El programa de simulación SYSWELD® ofrece una alternativa para poder predecir los esfuerzos residuales, la deformación y las transformaciones de fase que ocurren durante el proceso de soldadura, pero antes de aplicarlo, es importante conocer como es que estas propiedades se generan en el interior de la soldadura afectando en gran medida su vida útil y ocasionando enormes pérdidas para la industria petrolera, (ESI GROUP, 2008). Sin embargo, este programa no contempla la simulación del proceso de soldadura por arco sumergido (SAW).

CAPÍTULO 1

INTRODUCCIÓN

1.1 Planteamiento del problema

Los cordones de soldadura de oleoductos o gasoductos constituyen una de las zonas críticas más susceptibles donde puede originarse una falla en operación. El proveer a la industria manufacturera de tubería de conducción y de variables de proceso confiables para la aplicación de la soldadura, garantizará la operación eficiente y segura dentro de las instalaciones petroleras.

1.2 Objetivo

El objetivo de este estudio es la revisión del estado del arte del proceso de fabricación de las tuberías de conducción de hidrocarburos, así como de la obtención de variables óptimas de proceso por medio de la simulación de los

efectos provocados por la aplicación de soldadura bajo el proceso de arco sumergido (SAW), para aceros de alta resistencia dentro de la industria petrolera, por medio de simulación; para de esta manera predecir el grado de distorsión, esfuerzos residuales y transformaciones de fase ocurridos durante el proceso.

1.3 Justificación

Los procesos y materiales de aplicación industrial exigen cada vez mayor eficiencia y seguridad, además de minimizar los gastos aplicados en ellos. La industria petrolera ha tenido grandes cambios en un tiempo relativamente corto, principalmente por la variación en las características del crudo que procesa. La simulación, es una herramienta que permite predecir el comportamiento de los materiales durante un proceso en específico, principalmente en el de soldadura, en donde suceden cambios importantes en los metales; por lo que la aplicación de esta herramienta permitirá, no sólo beneficios en la productividad de la industria manufacturera de tubería, sino que además en la de los procesos en donde se aplique.

1.4 Beneficios del proyecto

Se podrán obtener parámetros de operación óptimos para el proceso de soldadura por arco sumergido (SAW) de una manera rápida y confiable, evitando eventos inesperados y costosos en operación, que puedan traer consecuencias fatales o daño al medio ambiente.

1.5 Alcances del proyecto

Se podrán conocer las variables óptimas del proceso de soldadura por arco sumergido para obtener un rendimiento máximo, así como también, los parámetros más favorables de fabricación para la simulación de tubería de acero de alta resistencia para conducción de hidrocarburos.

CAPÍTULO 2

ESTADO DEL ARTE

2.1 Proceso de manufactura de la tubería de conducción

Los aceros al carbono y, en mucha menor medida, los aceros inoxidable son los materiales de elección para la manufactura de tuberías que se utilizan en la gran mayoría de los gasoductos y oleoductos en tierra y en altamar. Las necesidades son tales que durante los últimos 30 años, la fabricación de tubería se ha convertido en una disciplina con una tecnología propia. La producción industrial de tubería de conducción y de perforación de pozos asciende a varios miles de millones de dólares por año (Craig, 1993).

Los requerimientos de propiedades mecánicas en las tuberías varían con la aplicación. Estos requerimientos suelen ser cada vez más estrictos, ya que incluyen alta resistencia, ductilidad y tenacidad, así como resistencia a la corrosión y buena soldabilidad (Craig, 1993); además, de proporcionar un espesor de pared que resista el colapso debido a la presión externa.

Las propiedades requeridas se logran controlando cuidadosamente la aleación y la transformación termo-mecánica durante la producción. Todo tramo de la tubería, se monitorea en cada etapa de fabricación por medio de una cantidad significativa de ensayos no destructivos, incluyendo ultrasonido, partículas magnéticas y radiografía, para identificar los defectos de la soldadura, además de aplicar pruebas mecánicas. Cada tubería es identificada individualmente y se expide un certificado que incluye su historia exacta a través de cada paso de fabricación. Con la excepción de la industria aeroespacial, muy pocos fabrican piezas con un control tan amplio y con el mantenimiento de estos registros (Tamehiro, 1991).

Las tuberías para la conducción de hidrocarburos pueden ser con o sin costuras. Aún cuando los tubos sin costura se pueden hacer de diámetros grandes, normalmente se hacen con diámetros exteriores de hasta 16". Las tuberías con costura a partir de placas individuales mediante los procesos UOE y JCO (las siglas corresponden al proceso de conformado en U y en O), se manufacturan con placas de 16" a 64" (el diámetro y el espesor de pared varían entre los fabricantes).

2.1.1 Metalurgia de la tubería

La producción de acero se inicia con la fundición de mineral de hierro, coque, piedra caliza y mineral de manganeso en un alto horno (Tamehiro, 1991). A continuación (Figura 1), se muestra esquemáticamente los pasos de este proceso.

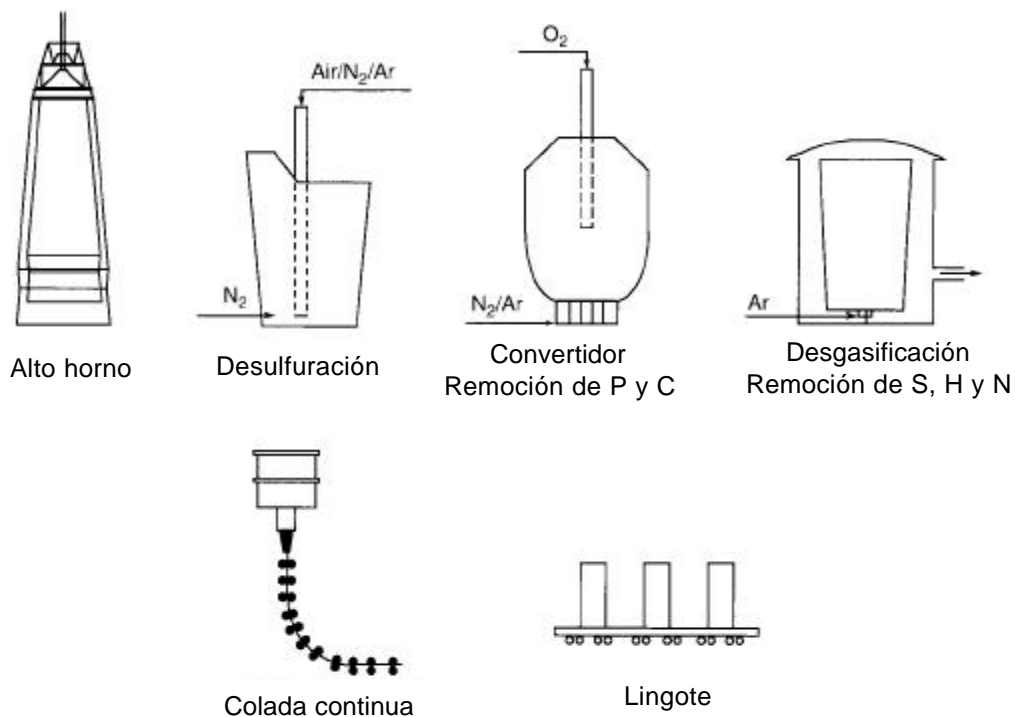


Figura 1.- Etapas de la producción de acero (Wakelin, 1999).

La línea de acero se produce con bajas cantidades de C, S, P, O, H y N. Estas se retiran en las diferentes etapas de la fabricación (Wakelin, 1999). Lo primero que se realiza es la desulfuración, después de esto el metal es transferido a un convertidor de oxígeno básico con agitación en el fondo, utilizando N₂ y Ar, donde los niveles de C y P se ajustan a los valores requeridos (Fruehan, 1998).

El acero líquido se transfiere a un convertidor de vacío en donde es posible eliminar las impurezas restantes no deseadas (N, O, H, S). Los elementos de aleación se añaden al baño. El proceso toma alrededor de 35 minutos y termina con el acero a 1700 °C (Fruehan, 1998). El acero va a la fundición en una cuchara cerámica. Las placas suelen ser fabricadas en máquinas de colada continua como se muestra esquemáticamente en la Figura 1.

2.1.2 Endurecimiento del Acero

El acero es un material policristalino. Los pequeños cristales o granos, contienen defectos conocidos como dislocaciones, lo que limita su fuerza y en consecuencia, la de los materiales. El movimiento de dislocaciones provoca la deformación plástica del cristal. Cada defecto macroscópico es el efecto acumulativo del nivel de deformación plástica de los granos. La deformación adicional se lleva a cabo por la interacción de los límites de granos. El acero es reforzado de diferentes formas con el objetivo de aumentar la resistencia a la movilidad de las dislocaciones. Algunos de los principales procesos de endurecimiento que se aplican, se describen brevemente a continuación (Honeycombe, 1981).

El hierro existe en dos formas cristalinas: en forma de ferrita (cúbica centrada en el cuerpo (BCC) y austenita, cúbica centrada en la cara (FCC). La ferrita es estable a temperaturas de hasta 912 °C, véase el diagrama de fase en la Figura 2 (Honeycombe, 1981).

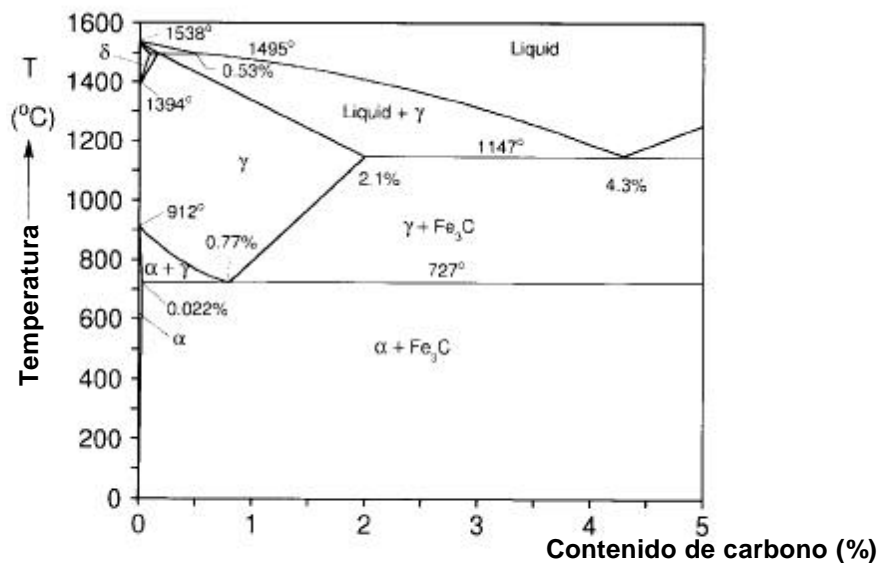


Figura 2.- Diagrama de fases Hierro- Carbono. (Honeycombe, 1981).

A una temperatura mayor de 912 °C, la fase ferrita se transforma en austenita la cual permanece estable hasta 1394 °C. La presencia de la fase austenita genera condiciones adecuadas para la forja y la laminación ya que es blanda y dúctil. Así, la mayoría de estos procesos se llevan a cabo a temperaturas iguales o superiores de 1100 °C (Hawkins, 1972).

La más antigua y simple forma de endurecimiento se realiza mediante la adición de impurezas para formar una aleación. Las impurezas forman obstáculos para el movimiento de las dislocaciones, aumentando la tensión necesaria para que se muevan. El C y N son las opciones más antiguas de impurezas para la fabricación de acero. Estos forman soluciones sólidas intersticiales (la red tiene espacios vacíos de átomos), (Honeycombe, 1981). La solubilidad de estos dos elementos en la austenita (hasta el 2.1% en peso de C) es superior al de la ferrita (hasta el 0.022% en peso de C) debido a la mayor cantidad de intersticios (distancias interatómicas) precipitando en forma de una fase de carburo de hierro (cementita Fe_3C) (Hawkins, 1972).

Las pequeñas partículas de carburo tienen un efecto de refuerzo sobre la aleación. Alternativamente, la austenita se transforma rápidamente en una estructura tetragonal denominada martensita. Una solución sólida sobresaturada de C está atrapada en la red tetragonal, resultando en un aumento muy significativo de la dureza. La martensita es muy dura, quebradiza y es propensa a agrietarse. Estas características no deseadas pueden cambiarse mediante un revenido (calentamiento en un rango de temperaturas 150 a 700 °C) (Honeycombe, 1981).

Muchos otros elementos (Si, Al, Cr, Cu, Ca, Mn, Mo, Ni, V, Ti) forman soluciones sustitucionales. En la práctica, varios de estos elementos de aleación también son necesarios para otros fines, tales como la desoxidación (Si), la promoción de la dureza (Mo), la promoción de la dispersión, o para combinar con azufre (Mn). Por lo tanto, la contribución al endurecimiento por

solución sólida puede ser considerada como un elemento adicional (Honeycombe, 1981).

2.1.3 Tamaño de grano

El refinamiento del tamaño de grano por tratamiento térmico y por trabajo mecánico es uno de los métodos más importantes para el endurecimiento del acero. Esto se debe al esfuerzo de cedencia de los policristales, ya que se ha demostrado que es inversamente proporcional a la raíz cuadrada del diámetro del grano (d) como se muestra en la fórmula 1:

$$\sigma_0 = \sigma_1 + \frac{k}{\sqrt{d}} \quad \dots\dots\dots(1)$$

donde s_0 es el esfuerzo de fricción y K es la constante del material. La tensión causada por la fricción depende de la temperatura, y es considerado como el límite de elasticidad de los monocristales. Los tamaños de grano ASTM comunes en los aceros son de 5 a 10 (Honeycombe, 1981).

Otro método de refinamiento del tamaño de grano se logra mediante la adición de elementos tales como Ni, Ti, V y Al, mientras que el C se encuentra en el rango de 0.03-0.08% y el Mn de hasta 1.5%. El refinamiento de grano de estos aceros aleados se realiza por recristalización de la austenita durante la laminación en caliente. Esto está influenciado por la temperatura y el grado de deformación aplicada en cada paso. Los elementos de aleación mejoran la formación de precipitados de carburo y nitruro. La laminación controlada en determinados niveles de temperatura se llama procesamiento termomecánico controlado (TMCP) (Honeycombe, 1981).

2.1.4 Endurecimiento por dispersión

Los aceros normalmente tienen más de una fase, de hecho, varias fases pueden coexistir. La matriz ferrítica o austenítica, puede ser reforzada por solución sólida y por refinamiento del grano, mediante el control de la dispersión de las otras fases en la microestructura. Las fases más comunes son carburos, nitruros y otros compuestos intermetálicos. Una estructura común es la perlita eutectoide, que suele ser una mezcla de láminas de ferrita y cementita.

El endurecimiento y otras propiedades de los aceros se derivan de los efectos combinados de varios fenómenos. El tratamiento térmico tiene como objetivo adaptar estas contribuciones al alcanzar las propiedades requeridas. Los cambios de fase permiten un gran número de variaciones en la microestructura, dando lugar a una amplia gama de propiedades. Los elementos metálicos a través de su influencia en la transformación, proporcionan un mayor control sobre la microestructura y por lo tanto en las propiedades (Honeycombe, 1981).

2.1.5 Soldabilidad

La fabricación de tuberías de conducción de gran diámetro se realiza mediante soldadura, ya que se emplea una placa rolada para su manufactura. Por lo tanto, una buena soldabilidad es otra característica necesaria de estos aceros. El riesgo principal en la soldadura es la formación de martensita en la zona afectada por el calor (ZAC), que puede conducir a la aparición de microgrietas (Craig, 1993).

Esto puede evitarse mediante el control de la dureza y con el precalentamiento de la zona de soldadura, para asegurar el enfriamiento lento después de la aplicación de la misma. Otro aspecto que debe ser controlado es la absorción de hidrógeno durante la soldadura, lo que puede conducir a la

fragilidad del acero. Esto puede evitarse mediante el uso de electrodos de hidrógeno muy bajo, que se secan antes de su uso para asegurar la exposición mínima a la humedad. Como se indicó anteriormente, la reducción del contenido de C, junto con elementos microaleantes (Mo, Ti, V, Nb) aumenta la dureza y la resistencia a la fractura del acero (Craig, 1993).

Por otra parte, la reducción del C y el contenido de Mn tienen el beneficio adicional de mejorar la soldabilidad. Existen dos fórmulas principales que se utilizan para determinar la soldabilidad. La fórmula de carbono equivalente (2) por el Instituto Internacional de la Soldadura (IIW), y esta, dada por:

$$CE_{IIW} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{(Cr + Mo + V)}{5} + \frac{(Ni + Cu)}{15} \dots\dots\dots(2)$$

en donde los elementos están en % peso. Esta fórmula se aplica a los aceros con contenido de carbono de más de 0.12%, (API Specification 5L, 2005). En general, cuanto menor sea el carbono equivalente (CE), existen menos posibilidades de que se generen grietas en la soldadura. Los valores típicos de CE están entre 0.32% (Tamehiro, 1991). La segunda fórmula de carbono equivalente (3) se usa estrictamente para aceros con contenidos de carbono $C < 0.12\%$ (API Specification 5L, 2005):

$$PCM = C + \frac{Si}{30} + \frac{(Cu + Cr + Mn)}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B \dots\dots\dots(3)$$

Tamehiro (1991) señala que los valores de PCM están en el rango de 0.18 a 0.20%.

2.1.6 Producción de placas

Las tuberías con un diámetro mayor de 16" por lo general son fabricados por el proceso UOE (las siglas corresponden a la manufactura de la placa en U), tanto para las que se usan en tierra, así como para aplicaciones marinas. Un paso esencial para este método de fabricación es la producción de placas de alta calidad. Los requisitos combinados de alta resistencia, de alta dureza, alta ductilidad, resistencia a la corrosión y buena soldabilidad en la tubería, han dado lugar a procesos especiales para la fabricación de placas. (Fruehan, 1998). La creciente demanda de tubería de pared más gruesa, que se instala cada vez a más profundidad en el mar, ha hecho más estrictos los requisitos para la producción mediante laminación en caliente. Para tuberías más gruesas y de mayor diámetro, el primer paso es la producción de placas de alta calidad. Como la calidad de las placas se rige por la limpieza del acero se abordaron los temas anteriores (Fruehan, 1998).

La fabricación del acero es capaz de producir un acero altamente limpio bajo estrictas especificaciones sobre el contenido de aleación. (Tamehiro, 1991). La colada continua, junto con la reducción suave durante la solidificación ha demostrado ser el mejor método de producción de placas con espesores de 400 mm con poca segregación, agrietamiento interno y poca porosidad en el centro (Harste, 2000). Las propiedades de la placa exigidas pueden ser alcanzados durante la laminación mediante el procesamiento de control termomecánico (TMCP) (Cramb, 2003).

La temperatura con la que se obtiene cada placa, su uniformidad a través del espesor y hacia los bordes de la placa, la cantidad de la reducción de espesor en cada paso de laminación, la temperatura a la que tiene lugar, la reducción del espesor total y el tiempo total de rolado pueden afectar las propiedades mecánicas. Por lo tanto, son variables importantes para cada espesor de placa en específico (Streisselberger, 1999). Los datos que Streisselberger (1999) muestran el apoyo de la premisa de que el aumento de la cantidad de la

reducción total, así como la cantidad de la reducción en cada paso aumenta la ductilidad del material en el centro de la misma (generalmente es la zona más débil).

Lo que hace a la producción de las placas una tecnología avanzada, es la comprensión significativa de la función de los parámetros clave del proceso para decidir las propiedades de la placa. Las especificaciones estrictas y exigentes en las propiedades requieren lo siguiente:

- Un acero limpio, libre de impurezas y bajo en C y S.
- Microaleantes.
- Rolado del material en un rango de temperatura muy controlado, que esté influenciado por el contenido y limpieza de la aleación.
- La uniformidad en la temperatura durante la laminación.
- Enfriamiento acelerado aplicado de manera uniforme a la placa.

A pesar de que a nivel industrial se tiene un nivel de comprensión elevado de los efectos en las propiedades de proceso, las variaciones dentro de un programa de producción son inevitables. Como resultado, algunas variaciones en impurezas y en el contenido de aleación también son inevitables. Además, cuando la temperatura varía dentro de los límites elegidos, tiene un efecto negativo sobre las propiedades de la aleación (Bauer, 2002).

Pese a los esfuerzos, algunas variaciones de temperatura a través de la superficie y el espesor de la placa, así como entre el centro y los bordes, está siempre presente. Debido a esto una variación de 100 MPa (14.5 ksi) en el límite elástico y resistencia a la tracción para las placas, se considera normal, según lo investigado por Streisselberger (1999).

Debido a la deformación inducida durante el rolado a lo largo de la longitud de la placa, el material desarrolla una textura especial (alineación preferencial de los granos en la dirección de la laminación). Esto se traduce en el límite de

elasticidad axial siendo sistemáticamente inferior al esfuerzo de cedencia en la dirección transversal. Para los aceros API 5L X65, hay diferencias de 20 a 40 MPa (3 a 6 ksi) en el valor del esfuerzo a la cedencia en las dos direcciones (axial y transversal). También, hay algunas diferencias en el esfuerzo a la cedencia a través del espesor de la placa debido a las variaciones en la velocidad de enfriamiento. Normalmente, el límite de elasticidad es más elevado en la superficie superior de la placa, debido a que se enfría más rápido. El esfuerzo de cedencia es más bajo a la mitad del espesor (Streisselberger, 1999).

La Tabla 1 enumera los valores del esfuerzo de cedencia en la posición: arriba (T), centro (C) y abajo (B) en espesores de placa de 1.625" (41.3 mm) y en la dirección transversal (T) y axial (A) para una placa API 5L X65.

Tabla 1.- Esfuerzo de cedencia en la dirección transversal y axial en una placa API 5L X65 de 1.625" (41.3 mm) de espesor.

Dirección y ubicación de la cedencia	s_0 ksi (MPa)
T-B	71.91 (496)
T-C	66.54 (418)
T-T	70.73 (508)
A-B	67.80 (468)
A-C	65.16 (415)
A-T	67.54 (466)

En primer lugar se observa que el esfuerzo a la cedencia en la dirección transversal fue 70.73 ksi (488 MPa), mientras que en la dirección axial fue 65.16 ksi (449 MPa). En segundo lugar, se observa que el centro de la placa es más débil en las dos direcciones, mientras que la parte superior es más fuerte en la dirección transversal. En este caso las diferencias son más pronunciadas debido a la pared más gruesa de la placa (Streisselberger, 1999).

El efecto del contenido de aleación y del procesamiento termomecánico en las propiedades mecánicas es bien entendido por los fabricantes. Sin embargo, quizá debido a la naturaleza de la competencia en la industria del acero, la información esta muy limitada. Un fabricante muy importante a nivel mundial

(Nipón) publicó siete composiciones químicas para placas de acero, junto con el procesamiento básico seguido (Tamehiro, 1991), las cuales se muestran en la Tabla 2.

Tabla 2.- Composición química en % peso para placas con proceso UOE (Tamehiro, 1991).

Acero	Grado	C	Si	Mn	P	S	Mo	Nb	V	Ti	Al	B	Otros	CE	PCM
1	X80	0.058	0.25	1.61	130	16	0.17	0.051	---	0.015	0.027	--	Ni	0.378	0.16
2	X80	0.081	0.25	1.86	120	15	0.09	0.045	---	0.016	0.025	--	Ni	0.422	0.19
3	X80	0.062	0.23	1.86	100	27	---	0.045	---	0.014	0.003	--	Ni,Cu	0.399	0.18
4	X80	0.080	0.28	1.79	150	20	---	---	---	0.077	0.028	--	--	0.378	0.17
5	X80	0.039	0.20	1.55	170	20	---	0.042	---	0.015	0.024	13	Ni	0.311	0.13
6	X65	0.052	0.22	1.59	180	46	0.27	---	0.069	0.015	0.021	--	Ni	0.415	0.17
7	X70	0.055	0.33	1.54	240	36	0.27	0.044	0.068	0.014	0.025	--	Ni	0.407	0.17

El comportamiento de las propiedades mecánicas correspondientes para cada aleación se enumera en la Tabla 3.

Tabla 3.- Propiedades mecánicas para placas con proceso UOE en la dirección transversal (Tamehiro, 1991).

Acero	Proceso	D in (mm)	t in (mm)	YS ksi (MPa)	TS ksi (MPa)	YS/TS	CVN				BDWTT	
							Elong %	T °C	Cv J	Tv °C	Area %	85° °C
1	ACC	40 (1016.0)	0.591 (15.0)	85.3 (588)	93.7 (646)	0.91	37	-20	252	<-80	100	-35
2	ACC	36 (914.4)	0.630 (16.0)	87.7 (605)	98.2 (677)	0.89	33	-20	168	<-80	100	-52
3	ACC	30 (762.0)	0.591 (15.0)	83.8 (578)	97.0 (669)	0.86	35	-46	163	<-80	100	-60
4	ACC	30 (762.0)	0.591 (15.0)	85.1 (587)	100.6 (694)	0.85	31	-20	115	<-80	100	-53
5	ACC	36 (914.4)	0.591 (15.0)	85.0 (586)	100.8 (695)	0.84	33	-20	334	<-80	100	-35
6	CR	36 (914.4)	1.063 (27.0)	70.0 (483)	84.4 (582)	0.83	43	-45	164	<-100	100	-73
7	CR	42 (1066.8)	1.260 (32.0)	75.1 (518)	90.0 (621)	0.83	44	-60	159	<-120	100	<-80

ACC: Enfriamiento acelerado; CR: Rolado controlado; CVN: Ensayo Charpy; BDWTT: Prueba de caída con peso.

Cinco de las placas X80 fueron producidas por enfriamiento acelerado. Una placa de X65 y X70 fueron producidas por rolado controlado. Las placas varían en cuanto al espesor de 15 a 32 mm y el diámetro de la tubería varía entre 30 y

42". La tubería se conformó a partir de placas mediante el proceso UOE. Las propiedades mecánicas citadas en la Tabla 3, se midieron en la dirección circunferencial de las tuberías. Con base a los resultados vertidos en las tablas se puede decir:

- a) El contenido de C de los aceros es inferior al 0.1% en todos los casos, mientras que el S es muy bajo. Los rangos de carbono equivalente (CE) son de 0.31 a 0.42% y los rangos de P_{CM} están entre 0.13 y 0.19%.
- b) Todos los valores de límite elástico son superiores a la designación de grado por más de 5.7 ksi (34-48 MPa), de acuerdo a los requerimientos de API 5L. Esta es una práctica común de seguirse a fin de proteger la variabilidad en los puntos fuertes en placas laminadas.
- c) El esfuerzo máximo a la cedencia (final) varía entre 0.83 a 0.91.
- d) El alargamiento varía entre 31% y 37% para los aceros grado X80, de 43% para el caso del grado X65 y el 44% para los materiales con grado X70 (calculado en una longitud de 2 pulgadas).
- e) Las temperaturas de transición de todos los grados X80 son inferiores a -80 °C y más baja para los grados X65 y X70.
- f) La baja temperatura de impacto en las pruebas indican que absorben un nivel de energía alto, que a su vez indican una resistencia adecuada para el material base. La prueba de caída de peso indica suficiente tenacidad previniendo el agrietamiento.

El procesamiento termomecánico, así como la composición química exacta de los aceros, varía en cierta medida entre los fabricantes, ya que sus trenes de laminación y los sistemas de enfriamiento difieren (Streisselberger, 1999). El procesamiento y el contenido de aleación también varían por los fabricantes, dependiendo del espesor de la placa necesaria, así como en los requerimientos que el cliente especifique en cuanto a la resistencia a la corrosión. Por lo tanto, los datos indicados en las Tablas 2 y 3 deben ser considerados solamente como un ejemplo. (Tamehiro, 1991),

Las tuberías de diámetros más grandes de 16" se forman en frío a partir de placas a través del proceso UOE . Se forman a partir de cuatro pasos mecánicos los cuales se muestran esquemáticamente en la Figura 3.

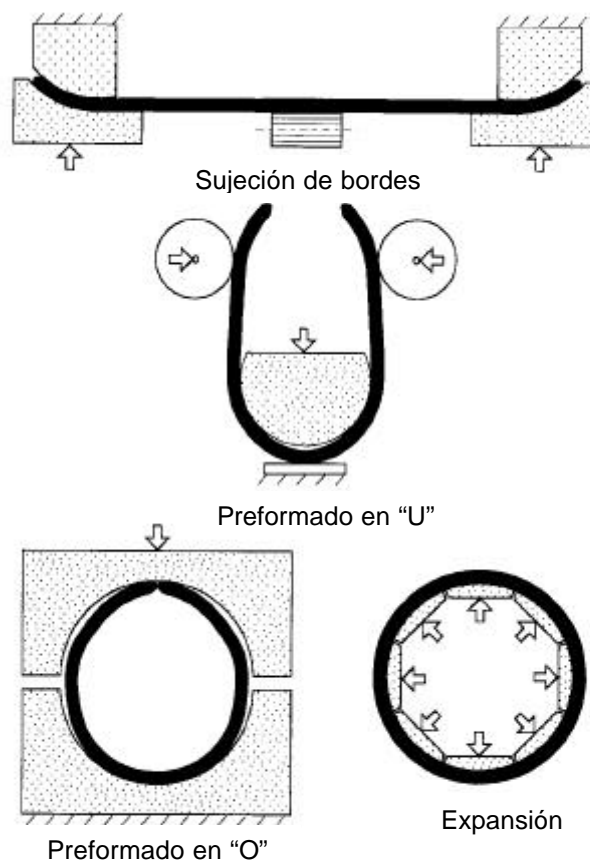


Figura 3. Esquema de los cuatro pasos para el formado en frío del proceso UOE (Tamehiro, 1991).

Los bordes de la placa se sujetan en arcos circulares, y se someten a un conformado en forma en una "U ". En la Figura 4a se observa este paso del proceso. A continuación se pasa a una prensa en forma "O" (véase la Figura 4b y 4c. La costura es posteriormente soldada mediante soldadura por arco sumergido (SAW). El paso final consiste en la expansión mecánica de la tubería soldada con el fin de mejorar su circularidad (Figura 4d).

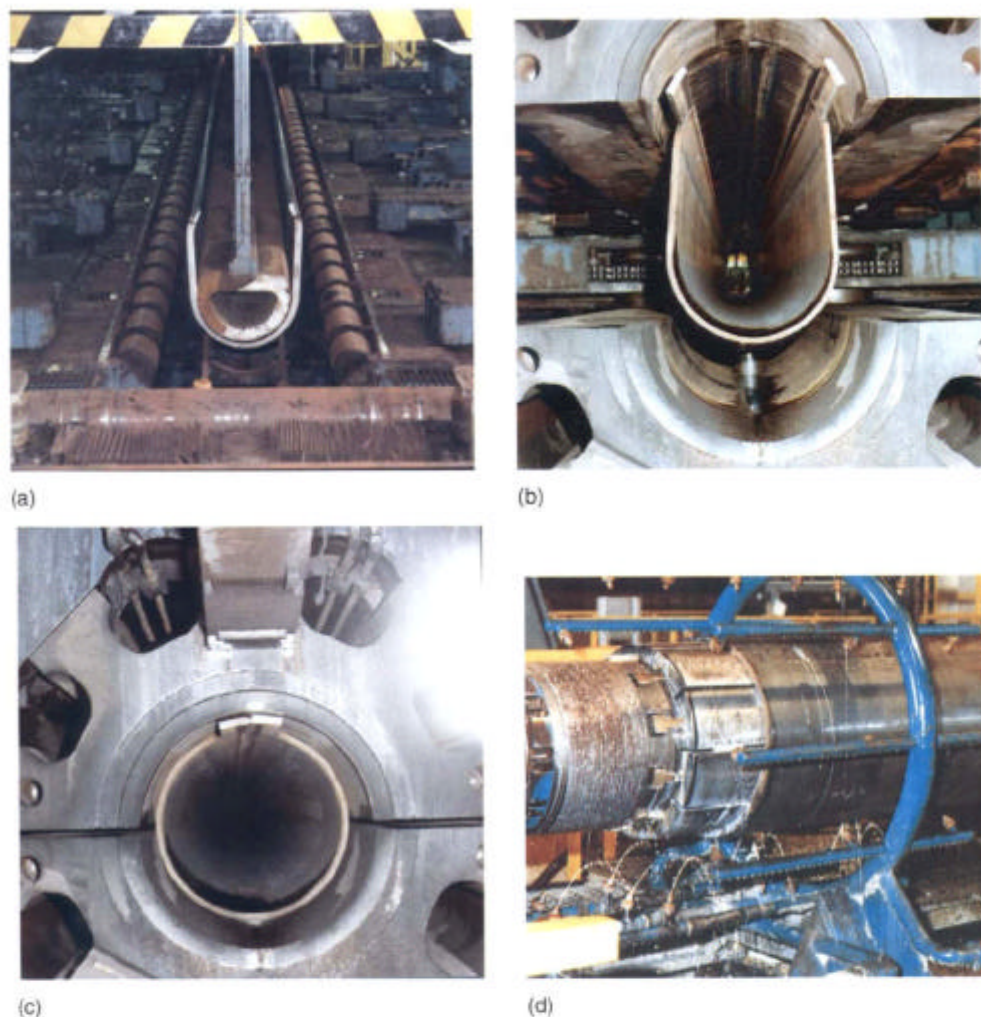


Figura 4.- a) Formado en “U”, b) y c) Formado en “O” y d) Expansión mecánica (Corus Tubes, UK).

Las siglas UOE provienen de las iniciales de estos tres pasos mecánicos. La tubería es a veces también llamada SAW debido a la forma en que se suelda. Los tubos UOE están disponibles hasta un diámetro de 64” y en longitudes de 40 o 60 pies (12.2 o 18.3 m). La capacidad de espesor de pared varía con el grado de acero y el diámetro. En la actualidad, para el acero de grado X65, el espesor máximo de la pared es de 1.75 (45 mm) y se encuentra disponible en la industria a nivel mundial (Herynk, 2007).

El proceso UOE fue desarrollado inicialmente por la empresa Kaiser Steel Co. de California. Hoy en día, el proceso se utiliza en todo el mundo. En la figura 5 se muestra un diagrama de flujo más detallado de los pasos seguidos en la fabricación de tubos UOE (Herynk, 2007).

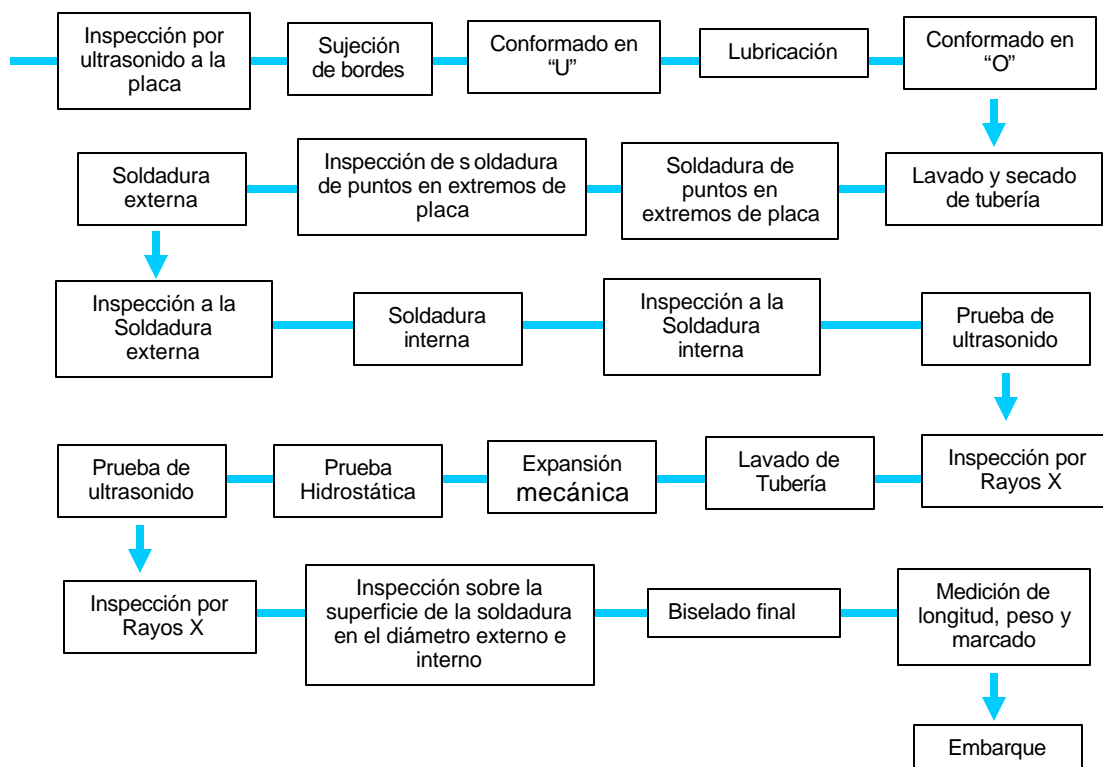


Figura 5.- Diagrama de flujo de la manufactura de tubería por el proceso UOE (Kaiser Steel Co.).

La expansión se realiza de forma lineal, esto hace que la longitud de esta tubería mediante el proceso UOE sea de hasta 1 km de largo. Los procesos están altamente automatizados mediante el control por medio de una computadora, y pueden funcionar en tres turnos al día para aumentar la productividad. A pesar de la inspección exhaustiva de las placas a la que se somete en la fabricación, el proceso comienza con la inspección ultrasónica de la placa para la detección de defectos de espesor. En este paso las placas son soldadas (por puntos) en las cuatro esquinas. Posteriormente se utiliza para iniciar la soldadura fuera de la tubería, a fin de garantizar la continuidad de la soldadura en el cuerpo del tubo. Los bordes de la placa se recortan por fresado,

con el ancho requerido. Al mismo tiempo, los extremos son biselados para formar ranuras en V. El primer paso es sujetar mecánicamente los bordes de la placa en arcos circulares alrededor del radio en cada lado. Esto se consigue presionando los extremos entre dos matrices como se muestra en la Figura 3. Se sujeta envolviendo toda la longitud en un solo paso (dependiendo del espesor de la placa) (Herynk, 2007). La placa se mueve junto a la prensa en forma de U, donde inicialmente se centra entre un par de rodillos laterales que corren a lo largo de toda su longitud. La "U" se mueve hacia abajo y se dobla la placa entera a través de tres puntos de flexión. El golpe en "U" se detiene cuando los contactos de la placa llegan a una altura determinada. La posición vertical y hacia adentro de viaje de los rodillos son seleccionados de tal manera que la posición final de los brazos derechos de la U sean en forma casi vertical (Kyriakides, 1991).

Posteriormente pasa a la prensa en forma de "O", que consta de dos dados semi-rígidos circulares como se muestra en la Figura 4. Se aplica un lubricante para reducir la fricción durante la operación, y el dado superior se acciona hacia abajo. Esto obliga a la placa a tener una forma circular. Una vez que la tubería se ha formado, la placa se presionan aún más, produciendo un esfuerzo de compresión neto de 0.1-0.2%. Se pueden producir tuberías más largas de 40 pies (12.2 m) de longitud (Herynk, 2007). Después de dejar la prensa "O", el tubo se lava y se seca para preparar a la tubería para la soldadura. El tubo se pasa a través de una serie de rodillos que presionan para lograr que los bordes estén alineados, y es soldado automáticamente a lo largo de toda su longitud. Después de que se inspeccionaron los puntos de soldadura, la tubería se hace llegar a las máquinas de soldadura por arco sumergido primero por la parte interna y después por la superficie externa (Kyriakides, 1991).

La Figura 6 muestra una micrografía de una soldadura de este tipo. El interior y el exterior de las soldaduras se ven con su característico sombrero "hongo". La zona afectada por el calor (ZAC) se puede ver en la interfase entre el material base y la soldadura. Los defectos situados en la interfase entre las

dos soldaduras o entre las soldaduras y el material base son detectados mediante ultrasonido y comprobados por radiografía y, en caso de que aplique se repara (Herynk, 2007). La soldadura y la zona afectada por el calor (ZAC) también son evaluadas mediante dureza y pruebas de impacto (Kyriakides, 1991).

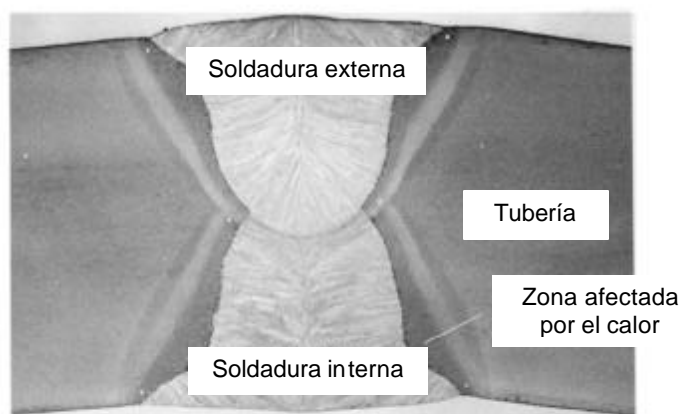


Figura 6.- Micrografía de una soldadura en una tubería de 30" Ø y 1.575" (40 mm) de espesor con un proceso UOE (Corus Tubes,).

La expansión se lleva a cabo por un mandril interior como se muestra en la Figura 4. El mandril consta de 8, 10 o 12 segmentos. Los segmentos son elegidos de manera que sus campos se encuentran cerca del interior de la tubería. Uno de los segmentos del mandril tiene una ranura para acomodar la soldadura de las tuberías. El mandril es de accionamiento hidráulico y en un paso se puede expandir hasta una longitud de la mitad de diámetro (según el espesor de la pared). El mandril es insertado en el tubo y se expande radialmente mientras que un lubricante se aplica simultáneamente. La expansión mejora la redondez y la rectitud de la tubería y la lleva al tamaño final deseado. Para lograr baja ovalidad, la tubería es ampliada 0.8-1.3% de su diámetro después del paso por la O. El tubo se lava una vez más y se somete a la prueba hidrostática a la presión interna especificada por el cliente o por la norma aplicable, en este caso API 5L. La costura es inspeccionada una vez más por ultrasonido y radiografía. La inspección final tanto de la parte interior y

externa de la tubería es manual. Los extremos son entonces biselados, la tubería se pesa, se marca con su número individual y se envía para su uso.

Las tuberías obtenidas mediante el proceso UOE han sido ampliamente utilizadas para el tendido de líneas en Alaska y gasoductos y oleoductos en Siberia. En los últimos 15 años, también han sido cada vez más utilizadas en aplicaciones en altamar donde el colapso bajo la presión externa es una consideración principal de diseño. En la Figura 7 se muestra la sección transversal de una tubería de 24" mediante el proceso UOE. Las variaciones de desplazamiento radial se amplifican 20 veces. Las tuberías UOE por lo general tienen un espesor casi uniforme. La forma casi circular, tiene algunas imperfecciones, que dependen de cada uno de los cuatro pasos mecánicos. La excentricidad se encuentra en el rango de 0.1-0.3%, pero puede ser ligeramente superior en un tubo de pared más gruesa. La rectitud está generalmente dentro de los valores que la norma API 5L especifica de 0.2% de longitud. La desviación puede ser mayor para tuberías de espesores más gruesos.

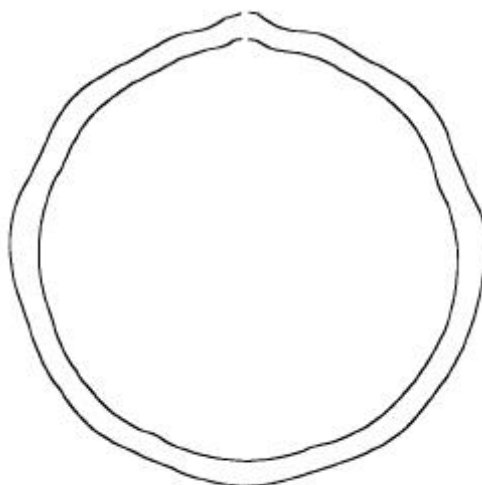


Figura 7.- Sección transversal de una tubería de 24"Ø y 1.250" (31.75 mm) de espesor bajo el proceso UOE (Corus Tubes,UK).

Una consideración importante de la sensibilidad al colapso de tuberías es la respuesta a la compresión del material. En particular, el trabajo en frío a través del cual se forma la tubería UOE introduce los cambios en el esfuerzo a la tensión y a la compresión como respuesta a la dirección circunferencial de la tubería. El esfuerzo a la tensión en la placa es responsable del esfuerzo a la cedencia lineal (Kyriakides, 1991), por lo que, posteriormente se desarrolla el endurecimiento. El trabajo en frío, y en particular en la etapa de expansión, propicia una disminución en el esfuerzo de cedencia durante la compresión (Herynk, 2007), como consecuencia, la presión de colapso de la tubería de la UOE es menor que el de las tuberías sin costura del mismo grado.

Las tuberías de acero de alta resistencia producidas mediante el proceso UOE se encuentran con nuevos problemas con los que no se habían encontrado las tuberías de acero de bajo resistencia. Uno de ellos es el aumento de la relación entre el límite de elasticidad y la resistencia a la tracción.

Las tuberías de acero de alta resistencia de calidad X80 o superior llegan a presentar elevada relación entre el límite de elasticidad y la resistencia a la tracción y es difícil conseguir un relación entre el límite de elasticidad y la resistencia a la tracción no mayor que el límite de tolerancia prescrito en la especificación API 5L, y porque resulta tecnológicamente difícil establecer características básicas de tuberías, incluyendo la resistencia, la dureza, etc. Además, para disponer tuberías de acero de calidad X80 o superior en uso práctico, se requiere una evaluación de la seguridad de dicho acero de alta resistencia en la aplicación real en tuberías (Kyriakides, 1991). API 5L prescribe por motivos de seguridad, que la relación entre el esfuerzo de cedencia y el esfuerzo máximo, no tiene que ser mayor de un 93%.

2.2 Efecto de los parámetros del proceso de soldadura por arco sumergido (SAW) sobre el cordón de soldadura

El proceso de soldadura por arco sumergido (SAW) es un proceso de alta calidad con una velocidad de depósito muy elevada. Es comúnmente usado para unir placas de diferente espesor en la posición horizontal. Este proceso generalmente se opera de manera automática para el caso de las tuberías de conducción de hidrocarburos; como se analizó en la sección anterior. Durante el proceso, el operador no puede observar el charco de soldadura y no interfiere directamente con el proceso. A fin de obtener soldaduras de alta calidad, la selección de parámetros óptimos debe realizarse de acuerdo con factores importantes de ingeniería. Generalmente, los parámetros de soldadura están determinados a base de prueba y error, basado en los valores guía, así como en las recomendaciones del fabricante. Sin embargo, esta selección no tiene resultados óptimos en la cercanía del cordón de soldadura. Además, puede causar que se consuma un excedente de energía, resultando una soldadura de baja calidad. El mecanismo automatizado que se utiliza para la manufactura de tubería de conducción es muy sensible a los cambios, por muy pequeños que estos sean, de los parámetros del proceso de soldadura por arco sumergido (SAW) causando un inesperado rendimiento (bajo) de deposición de soldadura. Por lo tanto, es importante conocer la estabilidad de los parámetros de soldadura para lograr una soldadura de alta calidad (Serdar, 2008).

La selección de los parámetros óptimos del proceso ya han sido investigados ampliamente a través de modelos matemáticos que establecen la correlación de los parámetros de soldadura con características de calidad, utilizando diferentes enfoques. Empezando por la geometría del cordón de soldadura, ya que es una de las propiedades que garantizan la calidad de la misma, principalmente debido a su influencia en el consumo de energía y el consumo de electrodos. La determinación de los parámetros del proceso para lograr la geometría y la predicción de las características del cordón de soldadura, como el ancho, la altura y la penetración, junto con los parámetros

de entrada han sido investigados ampliamente por Tarng (2000 y 2002), Chandel (1988), Gupta (1989), Chan (1994), Guanaraj (2000), Kim (2003). Además, el área de la zona afectada por el calor también se ha utilizado como característica de rendimiento en estudios de optimización de los parámetros de proceso (Guanaraj, 2002; Lee, 2000).

Predecir los efectos de pequeños cambios en los parámetros de diseño aporta información muy importante en el diseño de ingeniería. Por consiguiente, el uso de un sistema de predicción por modelación matemática o simulación, que determine el efecto de los cambios mínimos en los parámetros de diseño o de proceso es de suma importancia. Este tipo de análisis se conoce como análisis de sensibilidad. Básicamente, el análisis de sensibilidad proporciona información sobre la tendencia de incremento y decremento de la función objetivo con respecto a los parámetros de diseño (Serdar, 2008). Son muy pocos los estudios realizados de sensibilidad utilizando un modelo matemático para diferentes métodos de soldadura. Kim (2003), llevó a cabo un análisis de sensibilidad para comparar el impacto relativo de los parámetros del proceso sobre la geometría de cordón de soldadura en el proceso GMAW (Gas arco metal) utilizando un modelo matemático. Encontrando que la anchura y altura de cordón de soldadura son más sensibles a los cambios en los parámetros del proceso en relación con la penetración. Guanaraj (2000) llevó a cabo un procedimiento diferente para optimizar el volumen del cordón de soldadura formado mediante el análisis de sensibilidad del proceso.

Serdar (2008), calculó basándose en datos experimentales las relaciones matemáticas (ecuaciones empíricas) entre los parámetros del proceso de soldadura por arco sumergido (SAW) y las características del cordón de soldadura (modelos matemáticos) obtenidos por los tres parámetros importantes (corriente del arco, voltaje y velocidad de soldadura) en tres niveles de análisis factorial. Las ecuaciones empíricas simulando el proceso de soldadura por arco sumergido (SAW), se llevaron a cabo mediante análisis de regresión múltiple y ecuaciones de sensibilidad.

La función objetivo (función de calidad) fue elegida como característica principal: el cordón de soldadura (el ancho, altura y penetración), en caso de los parámetros del proceso (corriente del arco, voltaje y velocidad de soldadura) fueron seleccionadas como las variables de diseño. El estudio que realizó Serdar (2008), se centra principalmente en la determinación de las características de sensibilidad de los parámetros de diseño y la predicción de las necesidades de ajuste de estos parámetros en el proceso. Los resultados que obtuvo revelaron una considerable información sobre las tendencias y las condiciones de los parámetros del proceso para obtener una soldadura con buena calidad (Serdar, 2008). El análisis de sensibilidad es el primer paso importante en los problemas de optimización, ya que la información sobre la tendencia de incremento o decremento de la función objetivo del diseño con respecto a los parámetros son de vital importancia. El estudio realizado por Serdar (2008), está dirigido a predecir la tendencia de las características del cordón de soldadura, debido a un pequeño cambio en los parámetros del proceso (cambio en la corriente, voltaje y velocidad de soldadura de arco). Serdar (2008) representó gráficamente los resultados obtenidos del análisis de sensibilidad mediante barras sólidas que representan las condiciones de la soldadura obtenidas experimentalmente. Los valores de sensibilidad positiva implican un incremento en la función objetivo por un pequeño cambio en los parámetros de diseño, los valores negativos se encuentran en el lado opuesto.

Los resultados del estudio del análisis de sensibilidad en la Figura 8 muestran que la sensibilidad de la corriente con respecto al ancho del cordón y la penetración, es mayor que la sensibilidad de la corriente con la altura de éste. El tamaño del ancho del cordón y la penetración son más sensibles a las variaciones de corriente, la corriente del arco puede utilizarse eficazmente para cualquier tipo de ajuste en la anchura del cordón y la penetración. La sensibilidad de la corriente con respecto a las tres características anteriores del cordón de soldadura es de sentido positivo. Por lo tanto, cualquier aumento de la corriente, voltaje y velocidad de soldadura aumenta el ancho, altura, y la penetración en diferentes rangos dependiendo de sus valores de sensibilidad.

Como se muestra en la Figura 8a la sensibilidad de la corriente disminuye con el aumento del ancho del cordón y aumenta con el incremento del voltaje. En otras palabras, la sensibilidad de la corriente en el ancho del cordón es máxima con una corriente menor, voltaje alto y bajos valores de velocidad de soldadura. El aumento de todos los valores de los parámetros de soldadura disminuye la sensibilidad de la corriente en la altura del mismo (Figura 8b). Se muestra claramente de que Figura 8c, que la corriente y el voltaje tienen efectos positivos en la sensibilidad de la penetración, donde el efecto de la velocidad es negativa. La máxima sensibilidad de la corriente en la penetración que se observa se da en niveles altos de corriente y voltaje y en menor nivel, en la velocidad de soldadura (máximo nivel de entrada de calor) (Serdar, 2008).

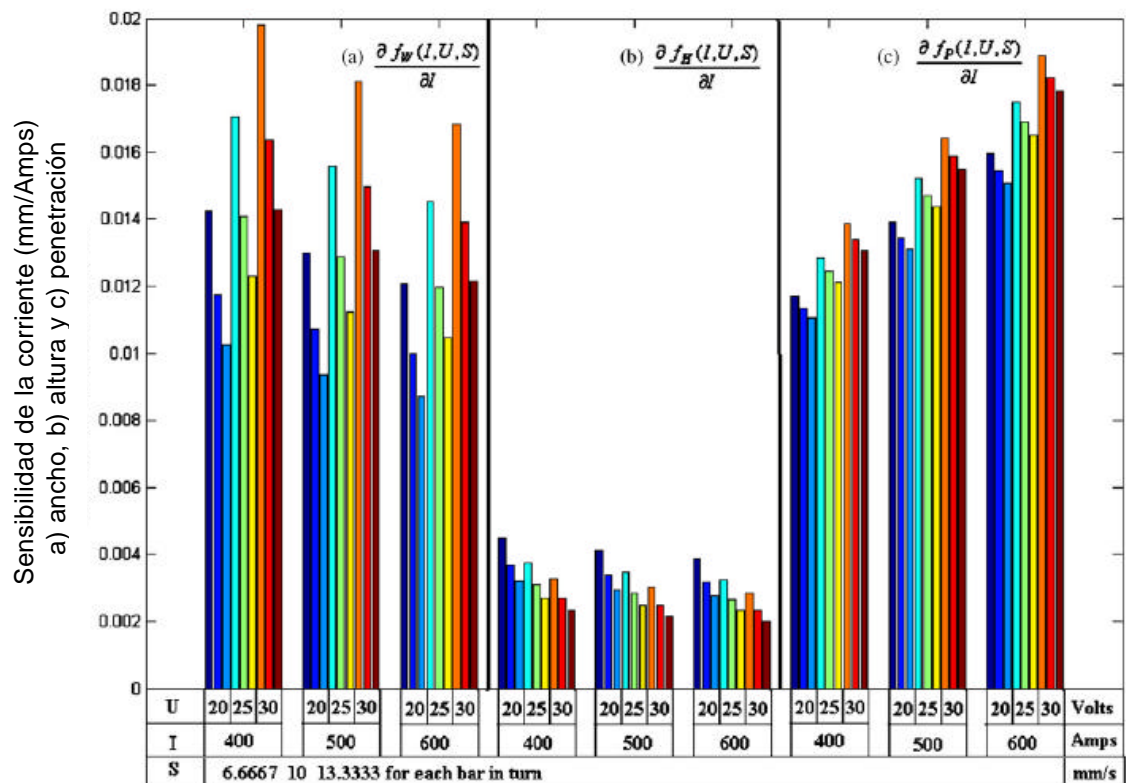


Figura 8.- Sensibilidad de la corriente con respecto a el: a) ancho, b) altura del cordón y c) penetración del mismo (Serdar, 2008).

Se muestra en la Figura 9, la sensibilidad de voltaje con respecto al ancho del cordón y la penetración en el sentido positivo, mientras que la sensibilidad de voltaje con respecto a la altura del mismo es negativo, lo que significa que

un aumento en los parámetros de proceso de soldadura crea un aumento en el ancho del cordón y la penetración y disminuye la altura de éste. El ancho del cordón parece ser más sensible a las variaciones del voltaje. Como se muestra en la Figura 9a, la sensibilidad de voltaje aumenta el ancho del cordón con el aumento de la corriente. La predicción del ancho del cordón es más sensible a las variaciones del voltaje a altas corrientes. La sensibilidad del voltaje disminuye cuando se incrementa la velocidad. La máxima sensibilidad del voltaje en el ancho del cordón se observa con corrientes altas, bajos voltajes y bajos valores de velocidad de soldadura. Los valores de sensibilidad de voltaje negativos en la altura del cordón (Figura 9b) implica un aumento del voltaje y la disminución de la altura del mismo. La sensibilidad de voltaje en la penetración (Figura 9c) es muy baja en comparación con el ancho del cordón, lo que indica un efecto limitado de las variaciones de voltaje en la penetración. Por lo tanto, se puede decir que el voltaje no es un parámetro efectivo para controlar la penetración (Serdar, 2008).

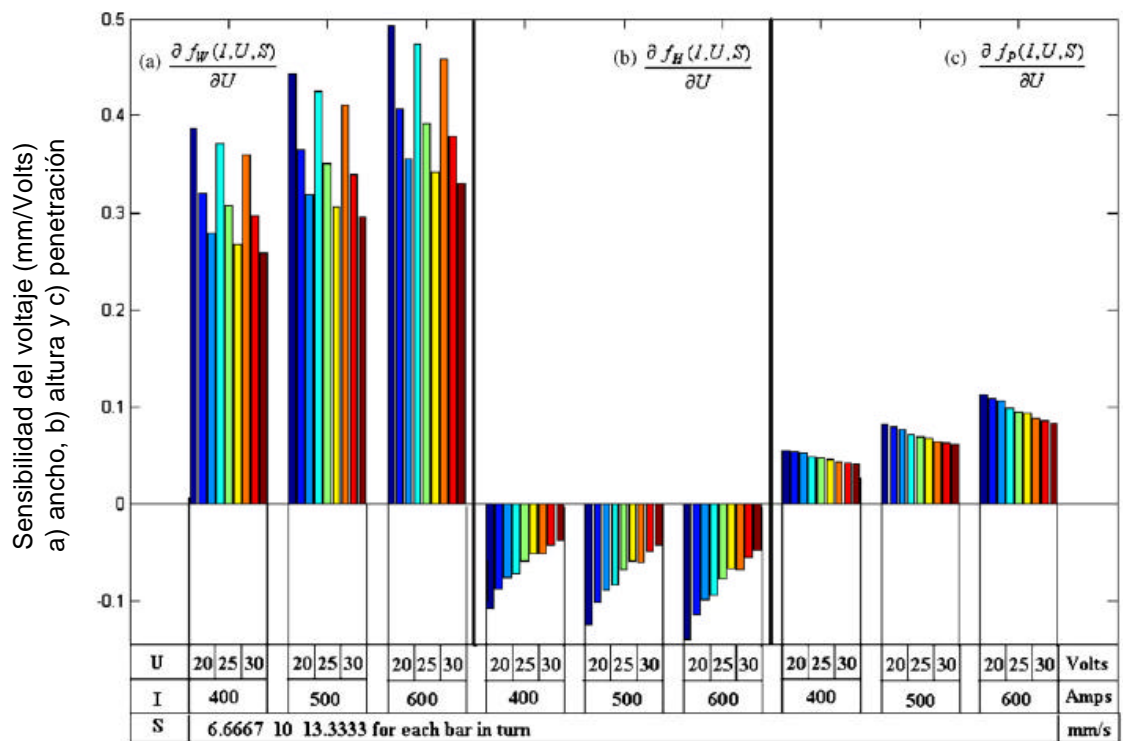


Figura 9.- Sensibilidad de la voltaje con respecto a el: a) ancho, b) altura del cordón y c) penetración del mismo (Serdar, 2008).

En la Figura 10, se muestra la sensibilidad de la velocidad de soldadura en el ancho de cordón, la altura y la penetración, los cuales son de sentido negativo. Esta sensibilidad implica la tendencia de decremento en el valor predictivo de estos factores. Se observa claramente que el ancho del cordón se ve muy afectado por las variaciones de velocidad de soldadura, mientras que la penetración parece ser no sensible. La sensibilidad negativa de la velocidad de soldadura en el ancho del cordón aumenta con el incremento de la corriente y el voltaje, en tanto que se reduce cuando se incrementa la velocidad (Figura 10a). El ancho del cordón es más sensible a la velocidad de soldadura con corrientes altas, altos voltajes y valores de velocidad más bajos. En la figura 10b, un ajuste de parámetros de corriente más alta, bajo voltaje y la combinación de velocidad más baja predice la altura mínima del cordón debido a la máxima sensibilidad negativa. La penetración no es sensible a las variaciones en la velocidad en todas las condiciones de soldadura. Por lo tanto, la velocidad de soldadura no puede ser eficaz para controlar la penetración (Serdar, 2008).

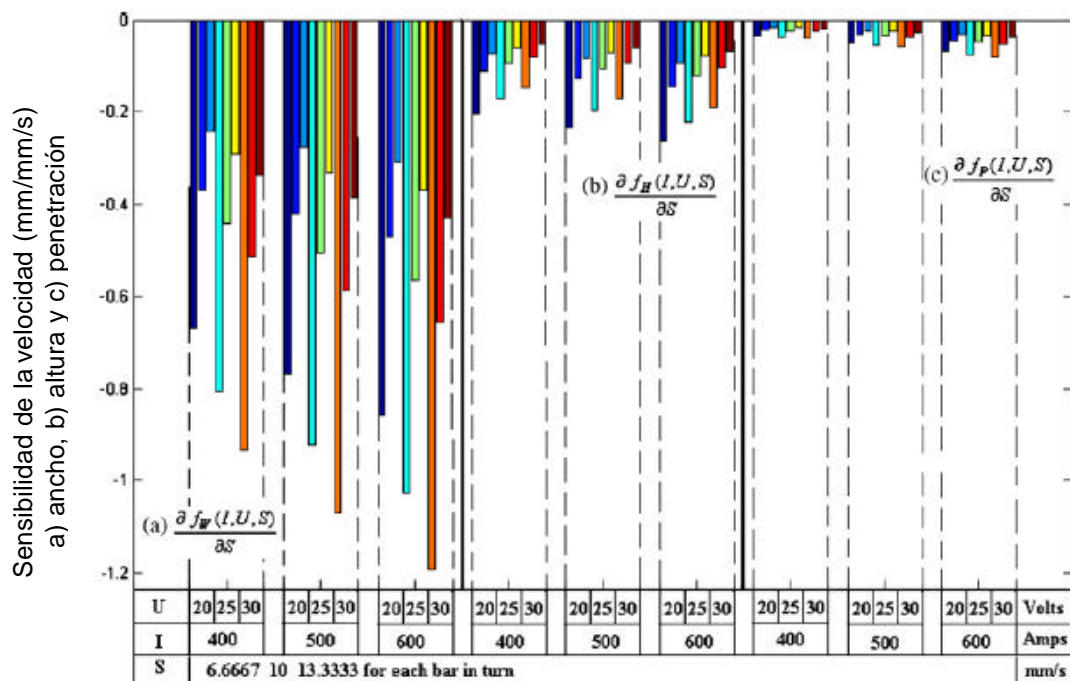


Figura 10.- Sensibilidad de la velocidad con respecto a el: a) ancho, b) altura del cordón y c) penetración del mismo (Serdar, 2008).

Los resultados obtenidos por Serdar (2008) coinciden con los de Kim (2003) y otros autores. Para el proceso de soldadura por arco sumergido (SAW) la penetración resultó muy sensible a las variaciones de la corriente (Serdar, 2008).

2.3 Esfuerzos residuales y distorsión durante el proceso de soldadura por arco sumergido (SAW)

El proceso de soldadura por arco sumergido (SAW) ha sido simulado previamente por el método de elemento finito (FEM) por Wen, (2001), señalando la importancia de comprender la interacción de los fenómenos fisicoquímicos, mecánicos y metalúrgicos que involucran este proceso, para de esta manera utilizar los programas de simulación como una herramienta para el desarrollo de futuros procesos y el control y optimización de los productos. El programa de simulación SYSWELD® ofrece una alternativa para poder predecir los esfuerzos residuales, la deformación y las transformaciones de fase que ocurren durante el proceso de soldadura, pero antes de aplicarlo, es importante conocer como es que estas propiedades se generan en el interior de la soldadura afectando en gran medida su vida útil y ocasionando enormes pérdidas para la industria petrolera (ESI GROUP, 2003).

Retomando el proceso de fabricación de la tubería de conducción para hidrocarburos; se observa en la Figura 11 una representación del preformado de la placa para obtener la junta a soldar y posteriormente la tubería, de igual forma se muestra un acercamiento de la junta, la cual está representada en este caso con un doble bisel, no siendo una condición esta preparación de

junta, ya que más bien está determinada por el espesor y el diámetro de la tubería (Dean, 2009).

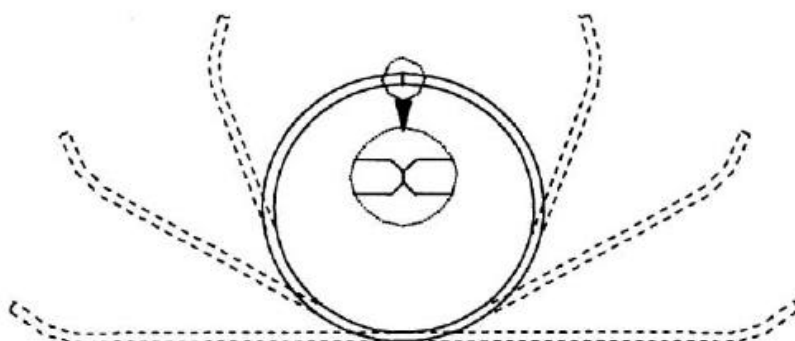


Figura 11.- Conformado de la línea de conducción (Wen, 2001).

Después de obtener la junta se procede a puntear los extremos, se aplica un cordón de soldadura interno y posteriormente un cordón externo, cuando la tubería ya ha sido soldada, se somete a una expansión mecánica para que alcance su diámetro final. Estas etapas del proceso son importantes ya que es cuando se generan la mayoría de las tensiones en la parte interna y externa del cordón (Anderson, 1998). En las Figuras 12 y 13 se observa esquemáticamente la aplicación de la soldadura y la expansión mecánica en frío por el proceso SAW.

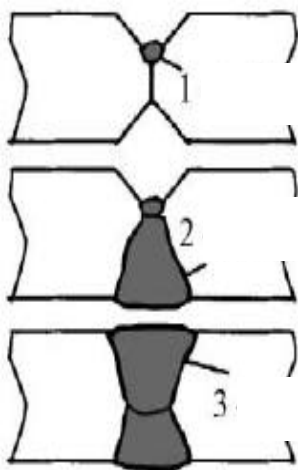


Figura 12.- Aplicación de soldadura. 1) Punteo, 2) Soldadura interna y 3) Soldadura externa (Wen, 2001).

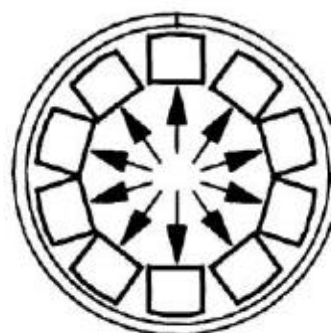


Figura 13.- Expansión mecánica (Wen, 2001).

Además de lo señalado anteriormente es necesario considerar la interacción que existe entre el arco-metal, gas/flux-metal, el flujo del charco de soldadura, la agitación electromagnética, la química del metal en el charco, la zona afectada por el calor (ZAC) (Wen, 2001), como se muestra en la Figura 14.

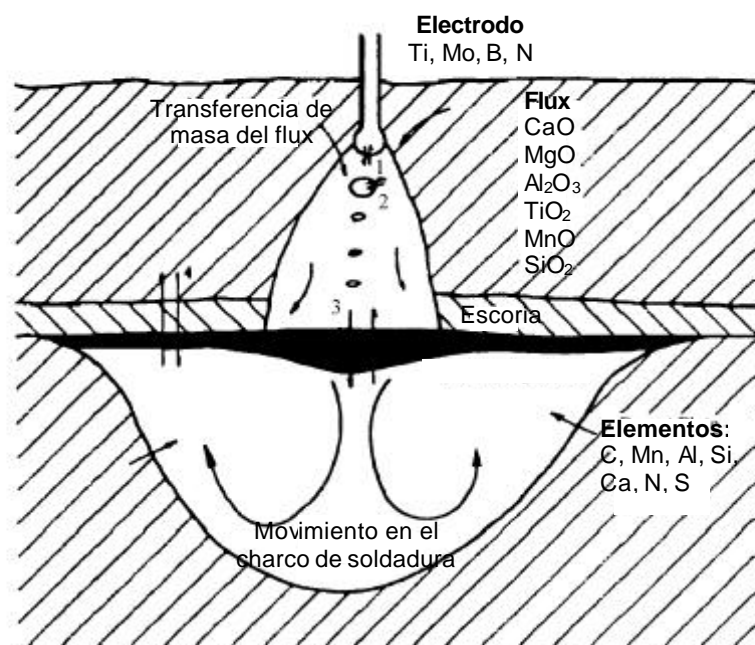


Figura 14.- Ilustración esquemática del proceso SAW para tubería de conducción (Centro Tecnológico del Acero Swinden, Gran Bretaña).

2.3.1 Esfuerzos residuales y distorsión

Uno de los mayores problemas en las tuberías soldadas son los esfuerzos residuales y la distorsión que se presentan en toda el área adyacente a la soldadura (Dean, 2009). Los esfuerzos residuales son promotores de las fracturas frágiles, reducen la resistencia a la tensión y la vida por fatiga y son promotores del agrietamiento por corrosión bajo esfuerzo en los diferentes medios en los que se utilicen. La distorsión en la soldadura resulta en problemas como dimensiones inexactas durante el tendido o reemplazo de las líneas de conducción (Cho, 2004).

Como ya se ha mencionado, el aplicar una soldadura implica adicionar una cantidad de calor el cual es capaz de afectar su estructura generando un aumento de volumen, siendo esto como lo menciona Masubuchi, (1998) una función directa del gradiente de temperatura y del coeficiente de dilatación del material.

Para explicar los esfuerzos de tensión y compresión generados Masubuchi, (1978) divide a la soldadura en cuatro secciones, como se muestra en la Figura 15. Se observa que la línea A-A se encuentra adelante del frente de soldadura, sin embargo, todavía no ha experimentado ningún fenómeno, por lo que su temperatura es T_0 y el metal se encuentra libre de tensiones residuales que puedan atribuirse a la pequeña nariz del frente de soldadura de la línea B. La línea B-B se encuentra en el centro del charco de la soldadura y experimenta un incremento súbito de temperatura hasta alcanzar un máximo, es en este momento cuando se produce la elevación de la temperatura en las zonas adyacentes. Este aumento de temperatura provoca la dilatación en el material y empiezan a aparecer los esfuerzos de compresión en las zonas adyacentes al charco de soldadura. Esto ocurre en las zonas más alejadas y frías, como una respuesta de los esfuerzos de tensión para mantener el equilibrio en el material: debido a esto, el charco de soldadura no presenta resistencia mecánica por lo que el centro de la misma tendrá un valor de cero. La línea C-C se encuentra en una zona que se está enfriando, tan pronto como pasa el charco de soldadura comienza la transferencia del calor hacia el resto de la pieza debido al efecto de la conductividad térmica, por lo que la temperatura bajará. Al enfriarse las zonas dilatadas surgen esfuerzos de tensión en la zona de la soldadura y en la ZAC y, en las zonas alejadas aparecen esfuerzos de compresión para que se cumpla nuevamente la condición de equilibrio. En la línea D-D de la Figura 15, la zona ya se encuentra muy alejada del charco de soldadura por lo que se encontrará nuevamente con la temperatura inicial de la pieza, y los esfuerzos tendrán su valor máximo que corresponde a su estado permanente.

Es importante señalar que Masubuchi (1998), señala en diversos artículos que durante los estados transitorios dentro de un proceso de soldadura, se deben satisfacer las condiciones de equilibrio, para que la sumatoria de estos esfuerzos residuales sea nula. Cuando esta sumatoria presenta valores diferentes a cero es cuando ocurre la deformación en los materiales.

La Figura 16 muestra la distribución longitudinal y transversal de los esfuerzos residuales de tensión y compresión con respecto al cordón de la soldadura.

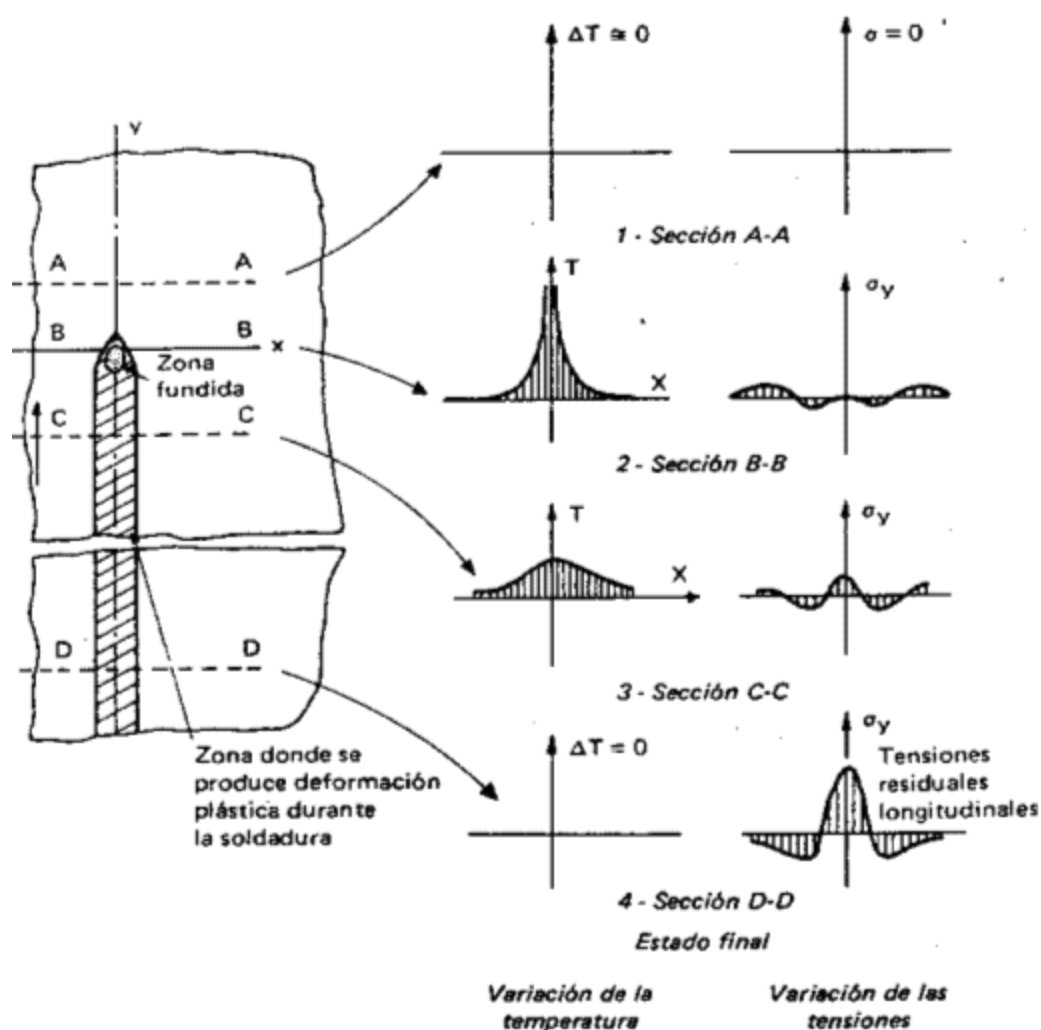


Figura 15.- Esfuerzos de tensión y compresión durante la soldadura (Masubuchi, 1998).

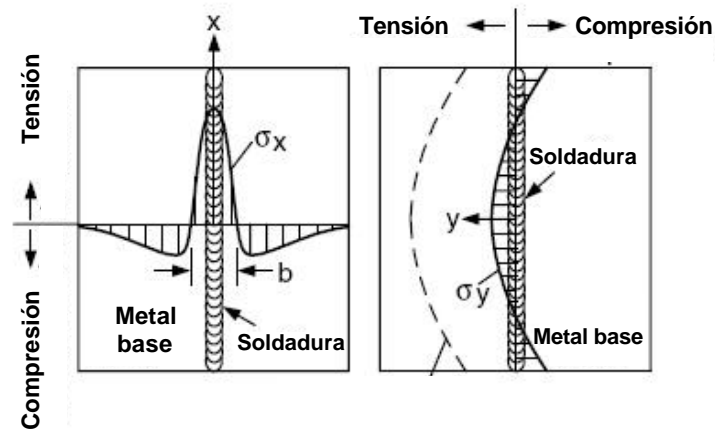


Figura 16.-Distribución longitudinal (s_x) y transversal (s_y) de los esfuerzos residuales en una soldadura (Welding Handbook, 2004).

De acuerdo a Jesenky, (1989) los parámetros que contribuyen en mayor medida a generar los esfuerzos residuales dependen de la temperatura, los efectos del calor latente (cambio de fases), la transferencia de calor por convección en la dirección del charco de soldadura, así como el coeficiente de expansión térmica, el módulo elástico, el esfuerzo de cedencia, las propiedades mecánicas del material y el calor específico.

Debido a la dificultad de cuantificar sistemáticamente los esfuerzos residuales y la deformación generada por todo lo anterior, se utiliza la simulación, ya que los cambios dimensionales no son muy visibles durante el proceso de fabricación de la tubería. El realizar un mallado en 2 o 3 dimensiones de la tubería utilizando diferentes programas existentes en el mercado (Figura 17 y 18), proporcionará una excelente base para realizar la modelación de la misma, como se muestra en la Figura 19, (Hilton, 2001 y Chin, 2008).

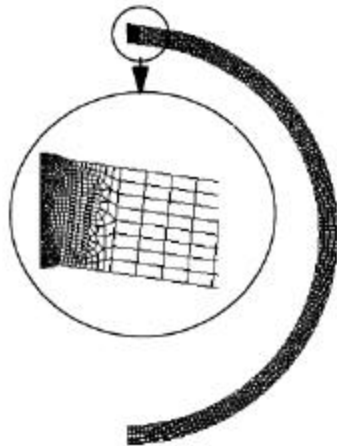


Figura 17.- Mallado en dos dimensiones (Hilton, 2001).

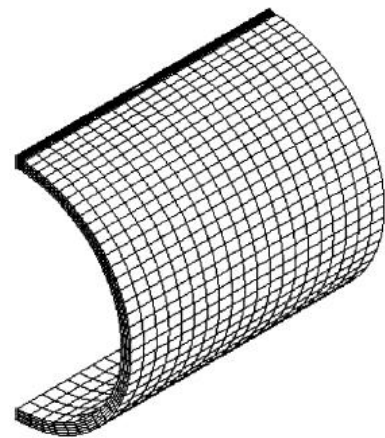


Figura 18.- Mallado en tres dimensiones (Hilton, 2001).

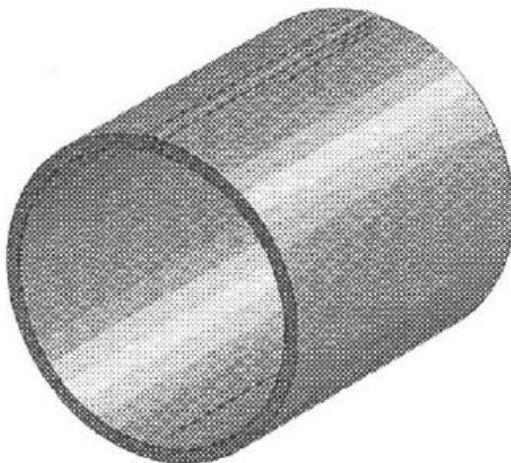


Figura 19.- Modelo sólido en tres dimensiones de una tubería de conducción con soldadura longitudinal bajo el proceso SAW (Hilton, 2001).

Como se mencionó anteriormente los gradientes de temperatura son en gran parte responsables de la generación de los esfuerzos residuales y de la deformación, esta es influenciada por un cambio de volumen durante la transformación de la fase austenita a martensita. El cambio de volumen durante calentamiento y el enfriamiento durante la transformación de fases se muestra en la figura 20. Durante la transformación con enfriamiento continuo los programas de simulación obtienen una relación entre la velocidad de enfriamiento y la fracción de martensita obtenida, (Dean, 2009).

La martensita comienza a formarse a una temperatura característica de cada grado de acero, M_s . El porcentaje de martensita formado dependerá de cuánto haya descendido la temperatura por debajo de M_s , hasta llegar al 100 % de transformación a la temperatura M_f . Mientras mayor sea la transformación entre M_s y M_f , mayor será el grado de transformación de la austenita en martensita. Así, si baja la temperatura M_s , la cantidad de martensita formada será pequeña, y la no transformada será austenita retenida, pudiéndose llegar eventualmente a martensita pura, (100% de martensita), si la temperatura es suficientemente baja o igual a M_f (Badeshia, 1993).

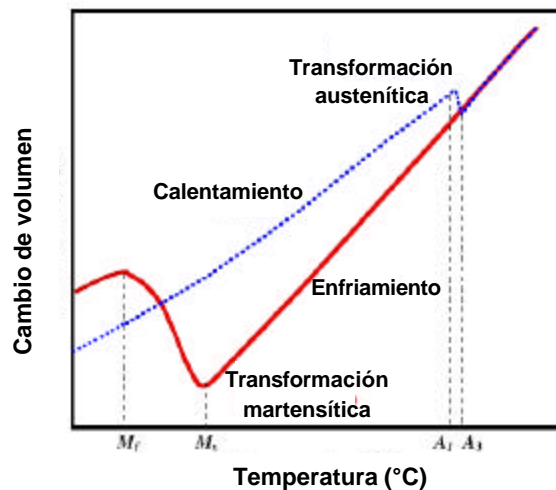


Figura 20.- Diagrama esquemático del cambio de volumen durante la transformación de fase (Dean, 2008).

La martensita se produce sin difusión, como la reacción ocurre rápidamente y a tan baja temperatura no hay tiempo para que la difusión actúe, (Kou, 2008). La transformación no requiere superar mediante activación térmica una barrera de energía, por lo tanto se llama transformación atérmica. El modo de transformación, por lo tanto, ocurre en corte o cizalla y es acompañada de una deformación por un cambio de planos paralelos y rectos de la austenita. Por eso cuando se forma la martensita el volumen del metal es incrementado y la deformación plástica se produce (Messler, 2004). Durante el proceso de soldadura la magnitud de la expansión volumétrica en la zona afectada por el

calor y la zona de fusión dependen del incremento de la fracción volumen de la martensita formada.

Bhadeshia (1993) ha investigado la distorsión en las soldaduras originadas por este cambio en la fracción volumétrica. El, junto con Masubuchi (1998) y otros investigadores coinciden en que la distorsión presente en la fabricación de tubería corresponde a la distorsión angular y longitudinal por flexión. La distorsión angular se produce por el desbalance de la cantidad de material de aporte que se encuentra depositado a ambos lados del eje neutro de la pieza, ya sea en la soldadura interna o externa de la tubería (Michaleris, 1997). Cuanto más asimétrica sea la preparación de junta con respecto al eje neutro de la sección, mayor será la distorsión angular (Hellier, 1993).

Masubuchi (1998), discute sobre varios tipos de distorsión inducidos por la soldadura, incluyendo técnicas de mitigación y control de esta. Cuando la magnitud de la distorsión es muy grande se puede incluso llegar a tener deformaciones muy pronunciadas como las observadas en la Figura 21, en donde se simuló una soldadura variando ligeramente algunos parámetros de operación, demostrando que existe una relación muy importante entre el material soldado y el o los cordones de soldadura en la acumulación de la distorsión (Dean, 2009).

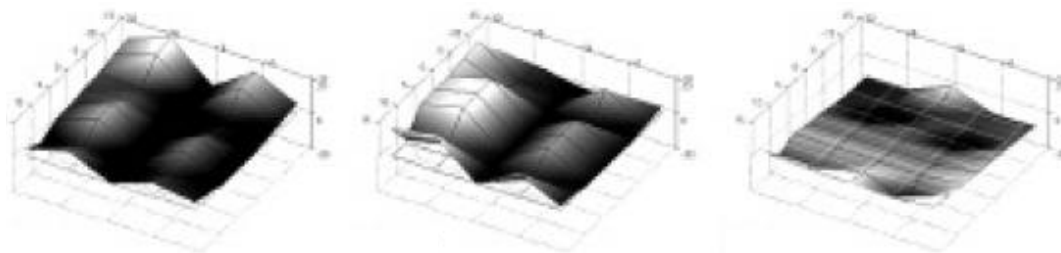


Figura 21.- Medición cuantitativa y cualitativa de la distorsión con variaciones en los parámetros de fabricación (Bhide, 2006).

El análisis estructural que realizan los programas de simulación cuantifican directa e indirectamente la deformación plástica en base al desplazamiento que existe durante el cambio volumétrico sufrido por la tubería durante el proceso de

soldadura, en la Figura 22 se observa la predicción de la cantidad de desplazamiento o deformación en un modelo en 2 y 3 dimensiones (Wen, 2001).

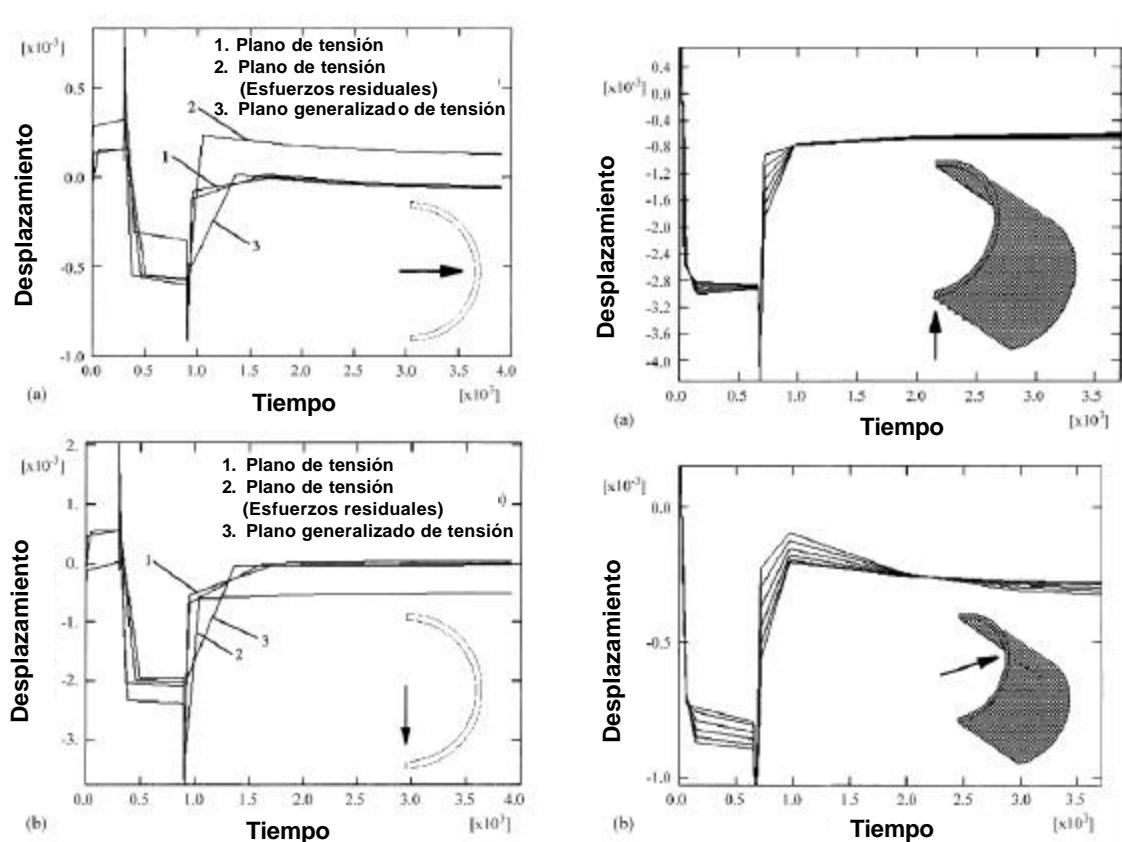


Figura 22.- Predicción del desplazamiento o deformación en un modelo en 2D y 3D (Wen, S., 2001).

En la actualidad existen numerosos centros de investigación dedicados a la detección, medición y alivio de los esfuerzos residuales en la soldadura, con el inconveniente de que la mayoría de estas técnicas requieren la liberación de estos esfuerzos mediante el corte o extracción de una sección de material o bien están limitadas a ciertos tamaños, ejemplo de ello es la técnica de seccionado utilizando resistencias eléctricas, la técnica de Gunnert, la de trepanación de Mesnager-Sachs, de difracción por rayos X, de atenuación ultrasónica, de agrietamiento por hidrógeno inducido, etc., por lo que numerosos investigadores ven la simulación de los esfuerzos residuales y la distorsión como la alternativa más rápida y económica que existe en este momento (Hellier, 1993).

2.4 Estudios de Simulación en Soldaduras

La soldadura por arco eléctrico surgió poco después que la energía eléctrica a finales de 1800. Diversas Investigaciones fechan los estudios sobre soldadura por lo menos en la década de los 30's (Goldak, 2005).

Con el paso del tiempo las técnicas principales para resolver problemas de transferencia de calor, han ido cambiando con la creciente capacidad de las computadoras. Hibbitt (1973), Friedman (1978), Westby (1968), Masubuchi (1978) y Andersson (1973) son pioneros en la estrategia de analizar las soldaduras con diferente métodos, entre ellos el método de elementos finitos. A partir de 1960 han aportando sus experiencias con respecto a la simulación en diversos procesos de soldadura.

El uso de diferentes métodos finitos es más bien una transición entre métodos analíticos y métodos de elementos finitos (Karlson, 1986). La principal ventaja de este método es lo simple y lo fácilmente comprensible.

El método de elementos finitos ha bgrado progresos considerables en las técnicas y en la solución de los procesos de manufactura térmico-mecánicos de soldadura, (ABAQUS, 1997). Runnemalm (1999) presenta en una disertación de tesis, el desarrollo de métodos, metodologías y herramientas eficientes de la modelación por elementos finitos y la simulación de la soldadura.

2.4.1 Método de los elementos finitos

El término elemento finito se debe al profesor Ray Clough de la Universidad de California y apareció por primera vez en 1960.

Los fundamentos básicos del método se encuentran en las teorías matemáticas para la resolución de problemas de contorno. Tales como el método de las diferencias finitas, los métodos directos como el método de los residuos ponderados, el de los mínimos cuadrados, el procedimiento de Galerkin de las funciones de pesos (1915) y los métodos indirectos como el de Rayleigh (1870) y el de Ritz (1909). También debe citarse la contribución de los estudios acerca de la aproximación de funciones, de las funciones de interpolación y de los problemas conexos, como los realizados por Lagrange, Newton y Hermite.

El principio del método consiste en la reducción del problema con infinitos grados de libertad, en un problema finito en el que intervenga un número finito de variables asociadas a ciertos puntos característicos (nodos). Las incógnitas del problema dejan de ser funciones matemáticas del problema cuando, para pasar a ser los valores de dichas funciones en un número infinito de puntos. (Runnemalm, 1999).

El método de elementos finitos supone que el comportamiento mecánico de cada parte o elemento, en los que se subdivide queda definido por un número finito de parámetros (grados de libertad) asociados a los puntos que en dicho momento se unen al resto de los elementos de su entorno (nodos). Para definir el comportamiento en el interior de cada elemento se supone que dentro del mismo, todo queda perfectamente definido a partir de lo que sucede en los nodos a través de una adecuada función de interpolación (Goldak, 2005).

Este método se basa en el concepto de discreción o acción de cambiar la realidad en un modelo discreto, de interpolación, aproximando los valores de una función a partir del conocimiento de un número discreto de puntos. Los diversos coeficientes del modelo son automáticamente calculados por la computadora a partir de la geometría y propiedades físicas de cada elemento (Runnemalm, 1999).

La discretización correcta depende de diversos factores como son el tipo de información que se desea extraer del modelo o tipo de información aplicada, (Goldak, 2005).

Actualmente, el método de los elementos finitos ha sido generalizado hasta constituir un potente método de cálculo numérico, capaz de resolver cualquier problema de la física formulable como un sistema de ecuaciones (Runnemalm, 1999).

A pesar de su carácter aproximado, el método de elemento finito es una herramienta muy útil que permite realizar una gran cantidad de análisis en componentes y estructuras complejos, lo que será difícil realizar por los métodos analíticos clásicos.

La entrada de los datos y el análisis de los resultados numéricos que aparecen como producto del cálculo, son tareas arduas que actualmente se tienden a integrar a su propio software. Así pues, un paquete de cálculo de elementos finitos consta de un procesador, en el cual se incluyen todas las ayudas a la preparación de los datos y que generan los archivos de resultados, y un postprocesador que facilita el análisis e interpretación de los resultados, generalmente en forma de gráfica mediante trazado de curvas, gráficos tridimensionales, tablas (Runnemalm, 1999).

Actualmente, se considera una herramienta de cálculo, que nos capacita para realizar, con la ayuda del ordenador, los siguientes procedimientos del análisis estructural: análisis estático lineal, análisis moda, análisis armónico, análisis dinámico transitorio, análisis espectral, análisis no-lineal ya sea por causa de la geometría, del material o de las propias condiciones de contorno, análisis de pandeo elástico y elástico-plástico, análisis de fatiga y mecánica de la fractura, así como estudios de procesos de soldadura y optimización estructural (Goldak, 2005). Tipos de análisis que incluyen el análisis de

esfuerzos y el de todos los posibles modos de fallo estructural o estados límites que deben considerarse en el diseño (Runnemalm, 2003). Especialmente con nuevos materiales y diseños complejos, ya que al incorporar innovaciones tecnológicas importantes se acentúan determinados modos de falla ya conocidos o surgen otros nuevos, que deben considerarse desde el principio del diseño por sus importantes implicaciones en la fiabilidad final del sistema en estudio (Goldak, 2005).

2.5 Fundamentos esenciales en el uso del programa de simulación SYSWELD® en una tubería soldada

El programa de simulación SYSWELD® ofrece una alternativa para poder predecir los esfuerzos residuales, la deformación y las transformaciones de fase que ocurren durante el proceso de soldadura, pero antes de aplicarlo, es importante conocer cómo es que estas propiedades se generan en el interior de la soldadura afectando en gran medida su vida útil y ocasionando enormes pérdidas para la industria petrolera (ESI GROUP, 2008).

Para llevar a cabo un programa de simulación con SYSWELD® se necesita una completa y eficiente entrada de datos correctos que incluye una base de datos con malla, propiedades de los materiales, cargas, restricciones y un conjunto de comandos que contienen las instrucciones para la simulación (ESI GROUP, 2009).

2.5.1 Ventajas del modelo de simulación

Por ser un software diseñado para la resolución de problemas dentro del campo de los procesos de soldadura y tratamiento térmico de materiales ofrece las siguientes ventajas: (ESI GROUP, 2009)

- Todos los efectos físicos relacionados con procesos de soldadura y tratamiento térmico puede ser simulado con SYSWELD®.
- Los cálculos pueden ser realizados únicamente con un modelo, ya sea sólido, o en 2D, o una mezcla de ellos por elemento finito, mediante funciones lineales o cuadráticas.
- Las mallas se pueden crear a partir de modelos CAD , utilizando SYSWELD / VISUAL MESH o utilizando cualquier generador de malla.
- Los cálculos pueden llevarse a cabo en planos bidimensionales y asimétricos, secciones transversales y con estructuras tridimensionales de cualquier forma.
- Los resultados térmicos, estructurales y microestructurales pueden calcularse en estado fijo o continuo.
- Los modelos térmicos y estructurales incluyen cambios en la microestructura.
- Los materiales específicos dictan formulaciones que se toman en consideración en la eliminación de la historia mecánica cuando ocurre la fusión, cuando se deposita el material de aporte (activación y desactivación de elementos), cuando ocurre la activación de la historia mecánica durante la solidificación, el comportamiento térmico-elástico-plástico de los materiales y el endurecimiento incluyendo transformaciones de fase, comportamiento visco-plástico del material incluyendo transformaciones de fase, transformación plásticas, propiedades de las fases (acero) o condiciones del material (aleaciones de

aluminio), mezcla de fases y la restauración del endurecimiento por deformación durante la transformación y la influencia del tamaño de grano de la Austenita formada. Estas capacidades son únicas en el mercado.

- El calentamiento extremo así como el enfriamiento pueden causar degradación en las propiedades térmicas, mecánicas y microestructurales durante el proceso de soldadura. Esta degradación tienen que ser numéricamente controlada por el programa en un tiempo razonable. Aparte de soluciones robustas y algoritmos numéricos, se realizan formulaciones para ser aplicadas por SYSWELD®.
- SYSWELD® es extremadamente rápido y convergente desde un punto de vista físico, proporcionando convergencia en sólo unas cuantas iteraciones dentro de un tiempo muy razonable.
- Se han desarrollado operaciones específicas para revisar los resultados calculados. Cargas térmicas y microestructurales (rangos de temperatura, fases y deformación térmica) se almacenan al mismo tiempo, junto con los resultados mecánicos. Estos resultados se comparan y son analizados en forma objetiva. El campo de desplazamiento se almacena en un archivo extra para calcularse paulatinamente, permitiendo la creación inmediata de la historia del proceso. Los resultados obtenidos con puntos de gauss (tensiones, deformación, etc.) se almacenan en cada paso en el tiempo calculado, obteniendo un archivo grande, por lo que se puede crear otro archivo seleccionando los datos mas importantes que posteriormente pueden utilizarse.
- Los resultados se obtienen con puntos de Gauss, nodos (extrapolados y promediados a partir de los puntos de Gauss) y elementos de nodos (extrapolados y sin promediar a partir de los puntos de Gauss).

- Los resultados calculados pueden transferirse entre las mallas de diferente densidad, dependiendo del material de modo tal que de cómo resultado la malla correcta para los posteriores cálculos.
- El número de nodos y elementos es ilimitado.
- SYSWELD® se ha validado extensamente en múltiples industrias durante los últimos 25 años.
- No es necesario ser un experto numérico para ejecutar simulaciones de soldadura.

2.5.2 Desventajas del uso del software

Aún cuando el programa de simulación es una herramienta innovadora que permite evaluar y controlar las variables y los parámetros del proceso de soldadura, esta limitado a los procesos de soldadura láser, soldadura por plasma, soldadura de espárragos, por fricción y soldadura MIG (Metal Inert Gas, por sus siglas en ingles) y TIG (Tungsten Inert Gas, por sus siglas en ingles) (ESI GROUP, 2009).

2.5.3 Elementos de la operación de soldadura dentro del programa de simulación

Para poder realizar la simulación es de suma importancia conocer y entender los elementos que se desplegaran para poder llevar a cabo la simulación del proceso de soldadura. A continuación se presentan los más importantes: (ESI Group, Process 2009)

- *Grupos de soldadura* (opcional): Define grupos de elementos al que se aplica la fuente de calor. Si este campo está vacío, la carga se aplica a toda la estructura, y puede llevar mucho tiempo.

- *Trayectoria*: Toda la información para definir la circulación de la fuente de calor en el espacio de la soldadura.
- *Línea de Soldadura*: Este es un grupo de elementos finitos unidimensionales que describen la ruta del centro de la fuente de energía (el eje local y de la fuente de energía que coincide con la dirección de elementos de la línea de soldadura).
- *Línea de Referencia* (opcional): la línea de referencia es un grupo de elementos finitos unidimensionales paralelos a la trayectoria de soldadura. Se utiliza para determinar la trayectoria normal. Es similar a la línea de soldadura. Debe tener el mismo número de elementos que dicha línea. Los parámetros que deben especificarse son idénticos a los parámetros de la trayectoria (nodos de inicio y fin, más un elemento de inicio).
- *Nodo de inicio*: Un grupo con sólo un nodo que define el punto de partida de la trayectoria. En caso de que se utilice una línea de referencia, un segundo nodo debe definir el punto de partida de la línea de referencia. En este caso, el primer nodo de la línea de soldadura debe ser el primer nodo en el grupo. *Nodo final*: Un grupo con sólo un nodo que define el punto final de la trayectoria. En caso de que se utilice una línea de referencia, se debe agregar un segundo nodo que define el punto final de la línea de referencia.
- *Primer elemento*: un grupo con sólo un elemento que define la dirección de la trayectoria.
- *Fuente de calor*: Es la función tiempo-espacio que describe el calor transferido a la estructura. Un modelo de conductividad térmica se utiliza para transferir la energía. Las fuentes de calor utilizadas para ese propósito generalmente se programan en FORTRAN simplificado en un sistema local de coordenadas. La orientación de este sistema local de coordenadas en la estructura global está gestionada con la línea de soldadura y si es necesario con una línea de referencia adicional. En la Figura 23 se muestran los elementos antes mencionados. La línea de

trayectoria paralela a la línea de referencia, el nodo inicial y el nodo final, así como la fuente de calor.

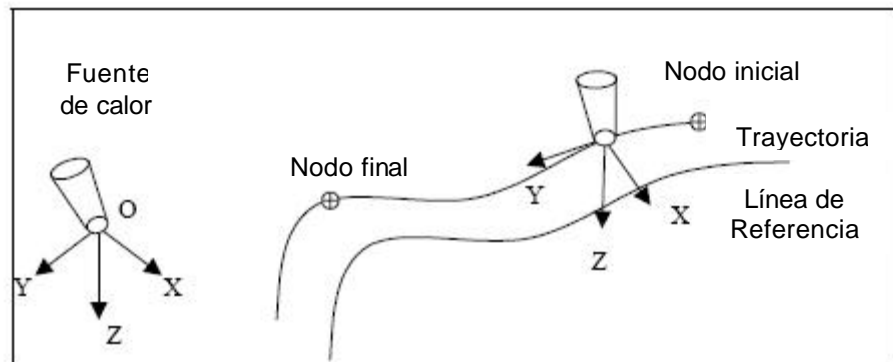


Figura 23.- Ilustración de los grupos necesarios para definir la trayectoria de la soldadura (ESI Group, Process, 2009).

- *Velocidad*: Velocidad de la fuente de calor. La fuente se apagará automáticamente en caso de que su centro haya alcanzado el nodo final de la línea de soldadura. La velocidad en un verdadero proceso de soldadura refiere a una trayectoria, que es más probable que no sea lo mismo que la trayectoria de soldadura en el modelo de simulación.
- *Intensidad* (en función del tiempo): Nombre de la función que define la evolución de la intensidad de la fuente de calor. Esta entrada es opcional. Se debe tener en cuenta que el método de elementos finitos es discreto y que la intensidad de una función constante puede variar debido a una densidad de malla variable. La función de intensidad se utiliza para garantizar una entrada de energía constante a lo largo de todos los nodos de la trayectoria.
- *Inicio de Soldadura* (tiempo) (opcional): Tiempo en que la fuente es activada al comienzo de la trayectoria (este siempre tiene un valor de cero = 0).
- *Longitud típica de la zona de metal fundido*: basado en este valor, se determinan los importantes parámetros numéricos y se establecen los parámetros de la fuente de calor, en caso de un ajuste automático de la energía por unidad de longitud de soldadura. Este parámetro debe

establecerse. Debe tener un valor conservador, que nunca debe ser más alto como la longitud real de la zona fundida.

- *Depósito de material*: define el material de depósito, modelado con la activación de elementos. No se requiere ninguna interacción del usuario excepto la definición de las condiciones materiales iniciales. El software y el modelo metalúrgico manejarán la activación automáticamente.

2.5.4 Estructura de la malla

Los resultados precisos dependen de una malla razonable, numérica y físicamente, de manera tal que las propiedades de los materiales, los parámetros del proceso y las opciones numéricas se ajusten al problema. La malla es, en muchos casos, la fuente de problemas. Una malla razonable garantiza el éxito de la simulación, (ESI Group, Post Process, 2009).

Generar una malla con una buena densidad es suficiente, pero si se requiere mayor precisión se puede cambiar la malla a la función de forma parabólica y realizar el cálculo de nuevo. Se debe tomar en cuenta que la memoria necesaria será mayor, especialmente para la simulación mecánica.

Las funciones de formas parabólicas calculan con más precisión los resultados mecánicos que con funciones de forma lineal, como se puede ver en la Figura 24 y 25.

Para los lugares con un problema definido se puede necesitar una malla más refinada, ESI Group, Post Process (2009) recomienda realizarlo siguiendo la trayectoria de la fuente de calor, en el centro de la misma, en lugares donde se generen tensiones residuales.

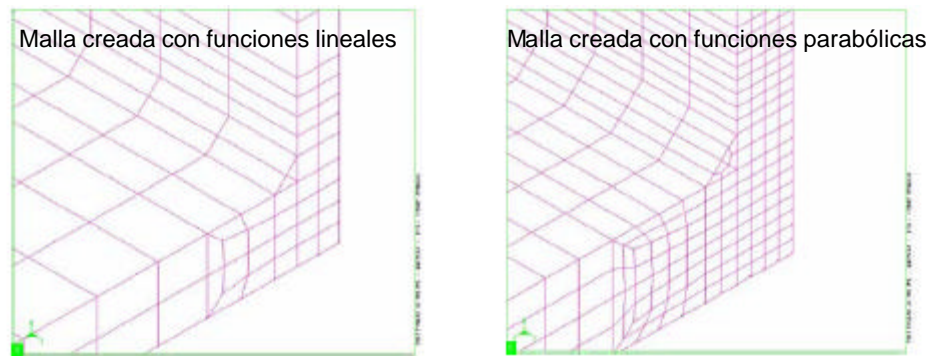


Figura 24.- Refinamiento de malla, de funciones lineales a funciones parabólicas (ESI Group, Post Process, 2009).

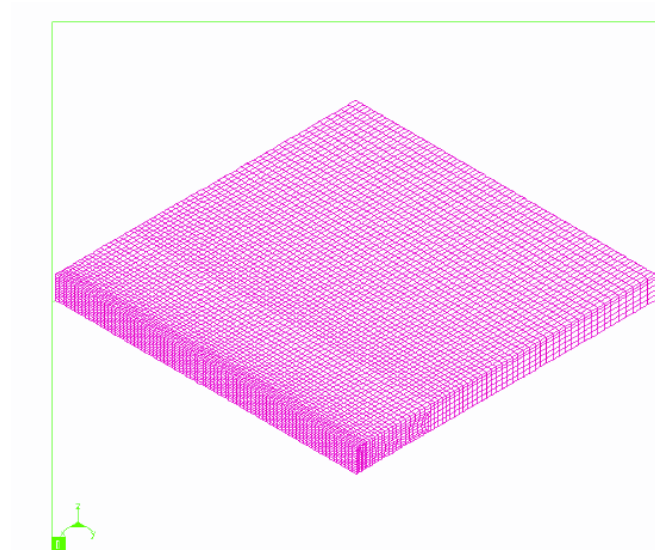


Figura 25.- Refinamiento de malla (ESI Group, Post Process, 2009).

2.5.5 Cargas mecánicas

Ya que no hay posibilidad de incluir a las fuerzas externas después de correr el programa y activar el proceso de soldadura. Es posible definir muchos tipos de cargas estáticas, tales como efectos de gravedad debido al peso de los componentes, utilizando la plataforma de entrada o mediante la interfaz gráfica estándar del propio software. En este contexto, es importante trabajar con

unidades coherentes. Se necesita especificar los efectos de la gravedad y la densidad.

Es importante entender que la temperatura no es una carga mecánica. (Wen, 2001). Las deformaciones térmicas, calculadas a partir de diferencias de temperatura relativas a la temperatura inicial y las transformaciones de fase si son una carga mecánica. El campo de temperatura se define en este caso con respecto a las curvas del dilatómetro usado. Es importante entender que las deformaciones térmicas se almacenan durante la simulación mecánica. Todas las cargas que se aplican en la soldadura se simulan (Dean, 2009).

2.5.6 Consideraciones generales

Antes de empezar a comparar los ciclos térmicos, se debe asegurar que la sección transversal de la zona fundida sea correcta, que la energía por unidad de longitud sea coherente y que se mida correctamente la conductividad térmica, para el material base y el material fundido. Generalmente, el material fundido tiene otra conductividad térmica como material base, debido al material de aporte del electrodo. Esta propiedad es de suma importancia para la calidad del resultado (ESI Group, Presentation 2009).

El número de elementos cubiertos por la fuente de calor (especialmente el número de puntos de integración de esta área) tiene una influencia en la potencia absorbida por el modelo, y por lo tanto en la temperatura final (Dean, 2009).

Se debe colocar la mayor cantidad de energía en el centro de la fuente de calor. De esta manera, la temperatura rápidamente se incrementa en los elementos cercanos y con poca energía se puede conseguir el nivel de temperatura en el nivel solicitado. Sin embargo, en este caso se necesita una densidad de malla adecuada.

Los efectos de la temperatura que no se puede alcanzar sólo con la fuente de calor deben ser modelados con fuentes de calor adicionales. La posición y la orientación de la fuente de calor deben coincidir con la realidad. Las desviaciones angulares pequeñas podrían conducir a diferencias significativas a la realidad en caso de una posible asimetría de la zona fundida.

La velocidad más alta de la fuente de calor, debe ser definida en el área frontal y en el centro, a fin de que más energía pueda ser transferida en esta área de la estructura. Se debe asegurar que la posición de la fuente de calor coincida con la zona de metal fundido, y aumentar la densidad de potencia o definir esta área al frente o al centro de la doble elipse de la fuente de calor (Wen, 2001).

En caso de una densidad de alta potencia y una alta velocidad de la fuente de calor puede ser necesario modificar el número de iteraciones y el umbral de paro en caso de divergencia. Es importante entender que la temperatura máxima en la zona fundida puede ser influenciada por la conductividad térmica por encima de la temperatura de fusión. Los modelos deben contemplar el material del electrodo.

Se debe tener la visualización automática y clara de la línea de soldadura (en caso de superponer grupos vinculados con diferentes líneas de soldadura). Con menos elementos de carga, más rápidas son todas las operaciones relacionadas con la línea de soldadura como por ejemplo el ajuste de la intensidad. (Dean, 2009)

Es importante entender que la potencia de entrada de la fuente de calor es una simplificación de la realidad. Para lograr buenos resultados, se debe asegurar de que el tiempo sea lo más cercano posible a la realidad (ESI Group, Presentation, 2009).

2.5.7 Consideraciones mecánicas

Es importante comprender que la contracción transversal y distorsión angular no proceden de la contracción de la soldadura. (Dean, 2009). Este tipo de distorsión es causada por la contracción de los materiales durante el enfriamiento. (Anderson, 1998).

En la Figura 26 se observa el perfil transversal de dos placas a un $t=0$ con un gap preestablecido y tomando la línea punteada de referencia como el estado inicial. En $t=t_s$ se lleva a cabo la aplicación de la soldadura y la línea de referencia en las dos placas se va moviendo hacia el centro, y así sucesivamente hasta llegar al estado final donde se observa de manera muy ilustrativa la contracción del material con respecto a las líneas de referencia. (ESI Group, Welding Simulation, 2008).

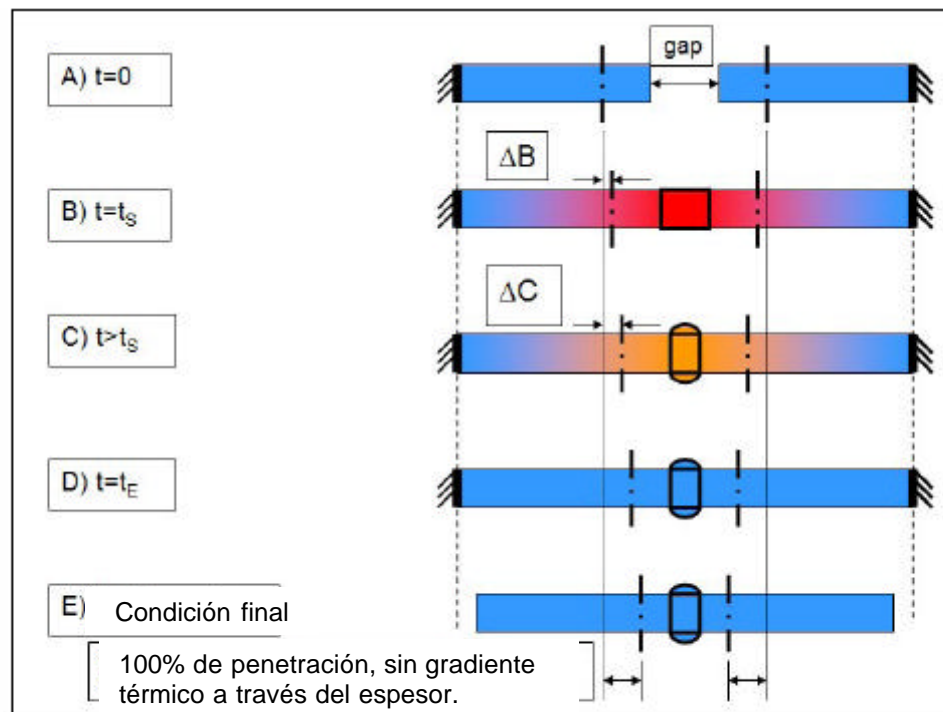


Figura 26.- Contracción térmica durante la expansión del material al enfriarse (ESI Group, Welding Simulation, 2008).

Suponiendo que se tratara de una placa el arqueamiento longitudinal es principalmente una función de la geometría y por el calor de entrada por unidad de longitud de la soldadura.

La distorsión longitudinal es principalmente una función del calor de entrada por unidad de longitud de la soldadura en condiciones específicas. Con condiciones específicas más rígidas, disminuye la distorsión longitudinal, cuanto mayor sea la entrada de calor por unidad de longitud de soldadura, mayor será la distorsión.

La distorsión angular depende del calor de entrada por unidad de longitud de la soldadura, la penetración y de las condiciones específicas. (Dean, 2009). Esta distorsión se incrementa por una penetración crítica. Si se alcanza el valor crítico, la estructura se debilita. La distorsión transversal está influenciada por la entrada de calor por unidad de longitud de la soldadura y el diseño.

No todos estos efectos van en la misma dirección con la variación de un parámetro, pero juntos forman la distorsión global. Es aconsejable comprender y entender los modos de distorsión que se esperan de la parte soldada antes de aplicar los parámetros específicos (Wen, 2001). En caso de haber problemas numéricos debido a las restricciones del programa, se deben definir las propiedades elásticas utilizando una constante o intentando de nuevo.

Las estructuras muy rígidas no son tan sensibles como las estructuras ligeras (Anderson, 1998).

Regularmente hay una dispersión de la energía absorbida por la estructura, debido a que la energía por unidad de longitud de soldadura no es constante, por lo que se debe hacer una simulación con $\pm 10\%$ de calor transferido a la estructura.

2.5.8 Propiedades del material

Las propiedades de los materiales más sensibles son la conductividad térmica, la deformación, el esfuerzo de cedencia y las propiedades microestructurales, así como las propiedades obtenidas en los diagramas CCT. (ESI Group, Material 2009).

Para la solución de la simulación las propiedades del material están completamente documentadas, numérica y físicamente. Los diagramas CCT son la base para esto. En la Fotografía 27 se muestra un diagrama obtenido por el programa de simulación.

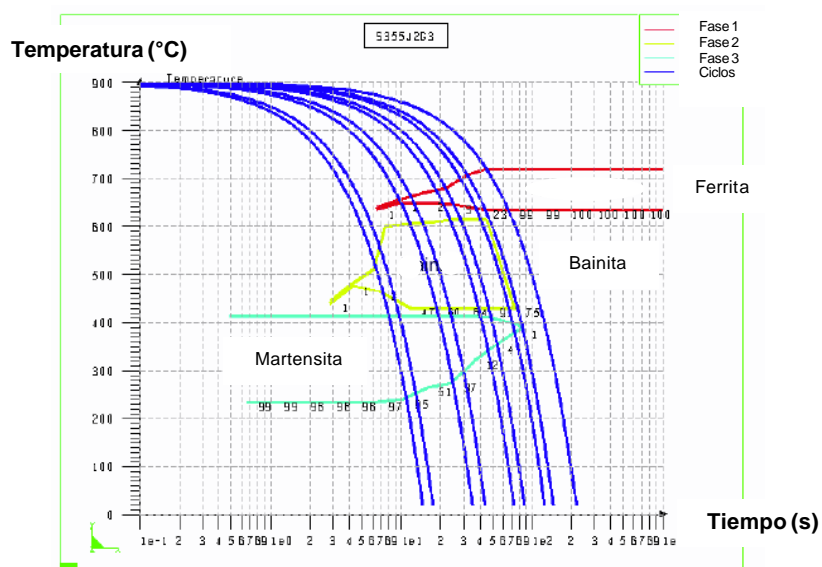


Figura 27.- Diagrama CCT (ESI Group, Material, 2009).

Los datos termometalúrgicos y mecánicos fueron validados con la prueba Jominy. Si se desea simular un material diferente a los proporcionados por la base de datos el software proporciona un ejemplo listo para usar y poder determinar las propiedades requeridas. En la Figura 28 se observa de manera general los resultados obtenidos al correr una prueba, en donde se observa el perfil macrográfico de la distribución de la martensita, así como la gráfica obtenida de distancia /dureza y las curvas de enfriamiento (ESI Group, Material 2009)

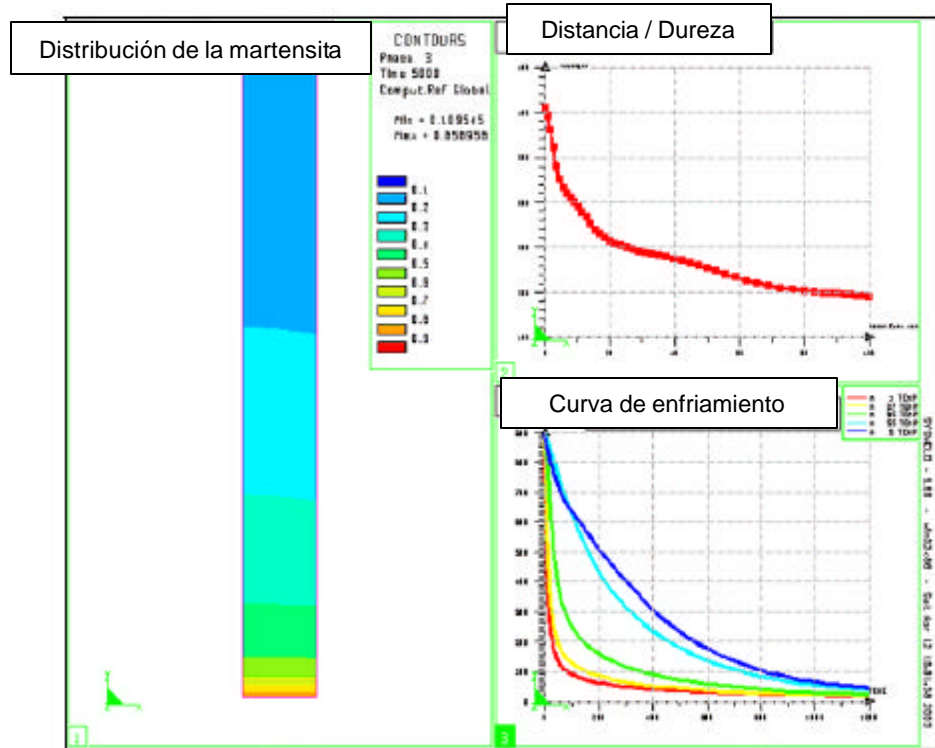


Figura 28.- Ilustración de la Prueba Jominy (ESI Group, Material, 2009).

Por otro lado el valor de la temperatura de fusión debe establecerse con valores más bajos ya que cuanto menor sea el valor, menor serán los problemas con picos de esfuerzos poco realistas a una temperatura muy alta (ESI Group, Material 2009).

Los ciclos térmicos son sensibles para la conductividad térmica. (Wen, 2001). La Entalpía de fusión y solidificación debe ser simulada con un C_p aproximado con respecto a la entalpía del material (Anderson, 1998).

Según lo descrito en ESI Group, Material 2009, el módulo de elasticidad no debe ser menor de 1.000 N/mm^2 para aleaciones de aluminio y acero.

El esfuerzo de cedencia no debe ser menor a 5.0 N/mm^2 para aleaciones de aluminio y acero. El coeficiente de Poisson no debe estar en función de la temperatura

La transformación generalmente comienza en T_{liquidus} y termina en T_{solidus} . Si estas dos temperaturas son demasiado estrechas, se debe aumentar la distancia. Se debe asegurar que la transformación de fases del material base sea posible. Esto ayudará a evitar picos de tensión artificial y efectos relacionados que puedan confundir los resultados.

2.5.9 Datos de operación

Las bases de datos y la descripción de proceso, tal como se definen en el software generan una solución completa. Suponiendo que las bases de datos de materiales, fuentes de calor y medio de temple han sido calificadas por un ingeniero con experiencia, el conjunto puede ejecutarse en una simulación de soldadura simple y no plantea ningún conocimiento experto (ESI Group, Welding Simulation, 2009).

Para generar resultados confiables con parámetros de entrada distintos, estos deben ser definidos por un usuario que conozca las condiciones específicas del proceso.

La definición correcta de las condiciones específicas requiere un conocimiento básico en mecánica. Se deben verificar los datos y la descripción del proceso por el propio programa antes de que se almacenen en la plataforma general de la base de datos.

Es posible crear los archivos de entrada que contengan las instrucciones de solución directas. Debido a que la combinación de comandos es casi infinita, se realizan sólo las comprobaciones más importantes, de acuerdo a los datos almacenados.

Es posible leer y modificar la plataforma de datos antes de que se inicie la simulación. Esto debe ser realizado sólo por un ingeniero con experiencia para garantizar la calidad del resultado final.

En una simulación de soldadura, la descripción de los materiales y procesos, así como las secuencias de comandos numéricos es extremadamente compleja, por lo que se requiere tener la garantía de calidad de los datos de entrada. ESI GROUP proporciona plantillas de aseguramiento de calidad para simulación de soldadura y tratamientos térmicos. Al capturar los datos de entrada se debe tener cuidado ya que un error de escritura puede destruir la simulación.

2.5.10 Presentación de los resultados

Al correr el programa de simulación tomando en cuenta todas las consideraciones anteriores y capturando los datos adecuadamente, obtenemos como resultado modelos térmicos y estructurales que permiten analizar el efecto de cada uno de los parámetros utilizados para el desarrollo del proceso de soldadura y el efecto en la calidad de la misma (Dean, 2009).

Los resultados que se obtienen son ilimitados de acuerdo a todas las combinaciones que se pueden realizar, sin embargo la parte más importante de la simulación radica en la capacidad de interpretar estos resultados al compararlos con los resultados reales y poder proporcionar una solución a la problemática que se tenga.

La solución completa de la simulación de un proceso de soldadura permite tener imágenes en 2D y 3D del proceso de soldadura en general. En la Fotografía 29 se muestra la modelación de la entrada de calor o charco de soldadura en una doble elipse, así como la transferencia de calor sobre la placa soldada (ESI Group, Welding Simulation, 2009).

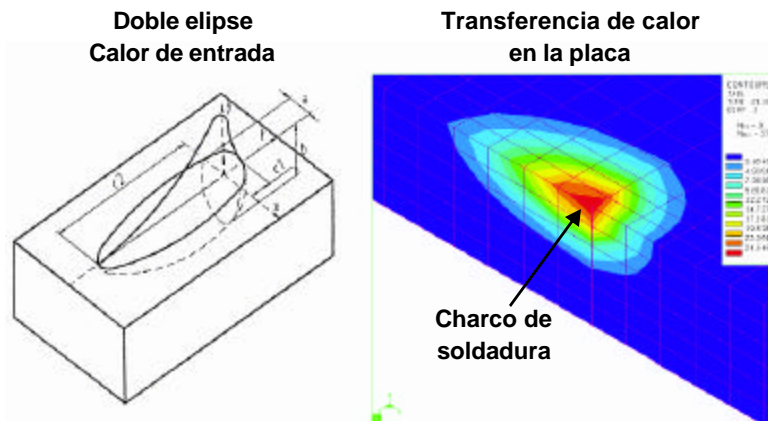


Figura 29.- Modelación del charco de soldadura y transferencia de calor sobre el mismo (ESI Group, Welding Simulation 2009).

En la Fotografía 30 se muestra el efecto de la evolución de la microestructura con respecto a la temperatura, así como la evolución de esta sobre el avance de la soldadura.

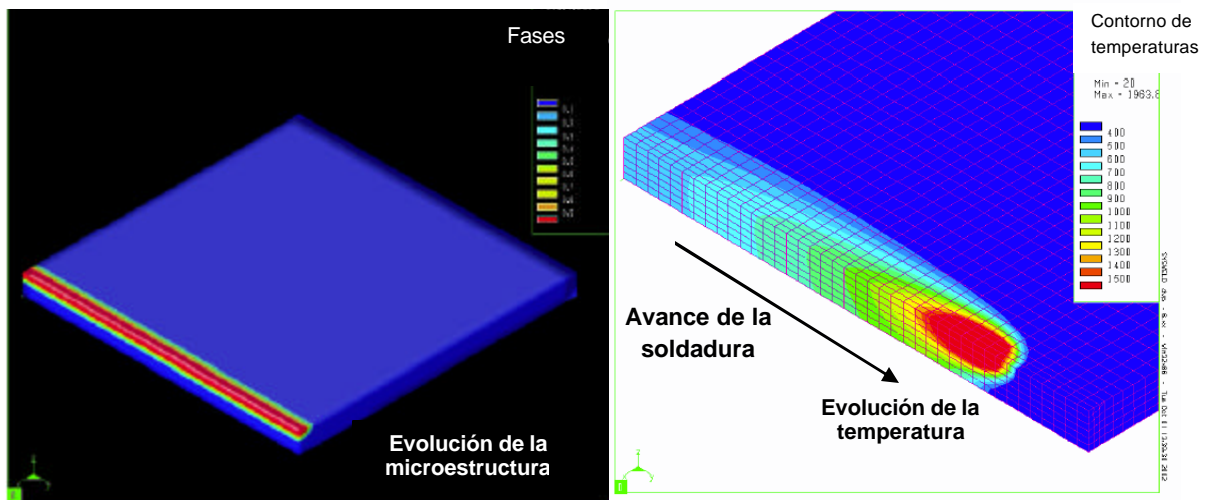


Figura 30.- Evolución de la microestructura y de la temperatura en una placa según el avance de la soldadura (ESI Group, Welding Simulation 2009).

De igual manera se puede observar el comportamiento de los esfuerzos de tensión y compresión experimentados por la placa y compararlos con los datos reales, obteniendo de esta manera de forma cuantitativa el desplazamiento experimentado (distorsión) por la misma. En las Fotografías 31 y 32 se muestran los resultados obtenidos por el programa.

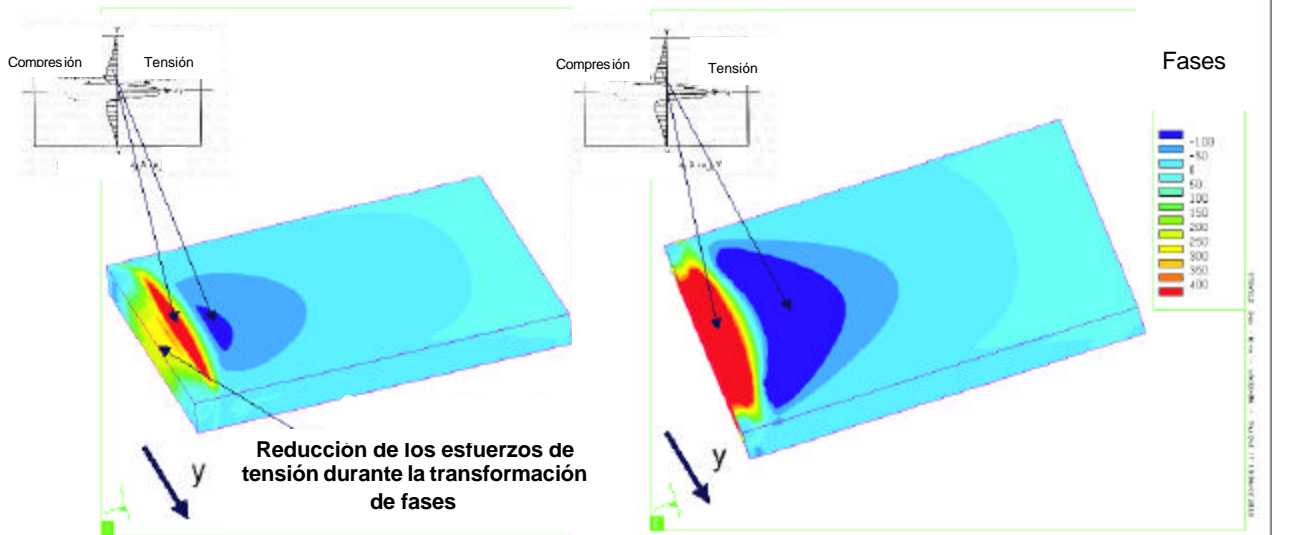


Figura 31.- Comportamiento de los esfuerzos de tensión y compresión en una placa durante la aplicación de una soldadura (ESI Group, Welding Simulation 2009).

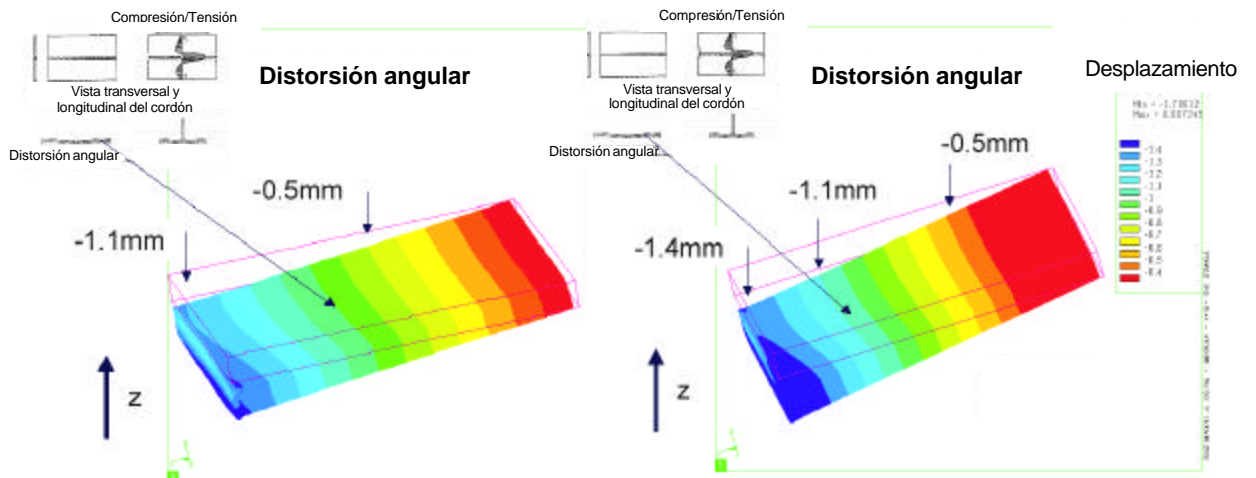


Figura 32.- Comportamiento del desplazamiento por distorsión en una placa durante la aplicación de una soldadura (ESI Group, Welding Simulation 2009).

CAPÍTULO 3

DISCUSIÓN DE RESULTADOS

En los últimos años ha habido una gran demanda de tuberías de acero de alta resistencia API 5L grado X80 o mayor, debido al cambio en el crudo procesado lo que ha llevado a buscar el mejoramiento en la eficacia del transporte y el desarrollo de una tecnología propia.

Las tuberías de acero actualmente son producidas por el proceso UOE y se usan de manera cotidiana las API 5L grado X70, el uso práctico de las tuberías de acero API 5L grado X80 o más, no está generalizado a nivel mundial ya que pueden llegar a presentar una elevada relación entre el esfuerzo de cedencia y el esfuerzo máximo llegando en ocasiones a exceder el límite de tolerancia especificado por la norma API 5L la cual prescribe por motivos de seguridad, que la relación entre el esfuerzo de cedencia y el esfuerzo máximo, no tiene que ser mayor de un 93%. Las tuberías de acero de baja resistencia pueden cumplir este requisito con facilidad, sin embargo, en las de alta resistencia resulta difícil conseguir una relación menor a este valor ya que el aumento del

esfuerzo de cedencia debido al endurecimiento por deformación en frío es importante esto sucede cuando las tuberías son sometidas a la etapa de expansión, lo que permite regular la forma (circular) y eliminar los esfuerzos residuales que se producen al soldar. Sin embargo, esta expansión produce el aumento en el esfuerzo de cedencia y por lo tanto el aumento en la relación antes mencionada (Fruehan, 1998).

De acuerdo a los requerimientos de API 5L este tipo de tuberías presenta una soldadura longitudinal recta efectuada mediante el proceso de soldadura por arco sumergido (SAW). El espesor de pared va de 0.562 hasta 1 pulgada (14.3 y 25.4 milímetros) y el diámetro exterior es mayor a 16 y llega hasta 48 pulgadas. Los extremos de la tubería pueden ser planos o biselados.

Debido a los altos requerimientos finales de la tubería de alta resistencia resulta de suma importancia verificar que cada uno de los procesos de manufactura de la misma sea llevado a cabo con la máxima calidad.

El entender el proceso de soldadura por arco sumergido (SAW) puede ayudar a resolver muchos de los problemas presentados durante el proceso final de manufactura y durante el servicio de las tuberías de alta resistencia para conducción de hidrocarburos. El análisis de sensibilidad realizado por Serdar (2008) resulta ser el primer y más importante paso para la optimización de los problemas generados en la aplicación de una soldadura. Él junto con otros investigadores como Tarng (2000 y 2002), Chandel (1988), Gupta (1989), Chan (1994), Guanaraj (2000), Kim (2003) han realizado una selección de los parámetros del proceso de soldadura que tiene una gran influencia en la calidad de la misma, utilizando modelos matemáticos para la optimización y el procedimiento de control de dichos parámetros. Serdar (2008) utilizó como variables la corriente, el voltaje y la velocidad de deposición de soldadura y un modelo matemático de regresión curvilínea para obtener la geometría del cordón (altura, ancho y penetración) encontrando que la penetración no es

sensible a las variaciones de la corriente y a la velocidad de deposición de la soldadura.

Los esfuerzos residuales en la soldadura y las deformaciones son fenómenos estrechamente ligados. Durante el calentamiento y posterior enfriamiento, se generan fuerzas térmicas en la zona soldada y en la zona adyacente. Estas fuerzas, según su intensidad, pueden producir la deformación plástica del metal. Los esfuerzos resultantes de estas fuerzas combinadas y de fuerzas internas son la causa de las distorsiones en la soldadura (Masubuchi 1998). Un paso muy importante para la resolución de cualquier tipo de problema de deformación y esfuerzo en las aplicaciones de soldadura, consiste en encontrar la solución más apropiada para la distribución de la temperatura.

Masubuchi (1998) analiza una representación de una soldadura longitudinal, en donde el charco de soldadura se mueve a lo largo del eje x con una velocidad determinada. Más allá de la fuente de calor, la temperatura es constante y el esfuerzo es igual a cero en todos los puntos. Moviéndose en la dirección negativa del eje, se alcanza el punto en que la temperatura comienza a aumentar. Los puntos adyacentes a la línea de soldadura comienzan a experimentar compresión en la dirección longitudinal. Este esfuerzo es proporcional al gradiente de temperatura más allá de la fuente y es causado por el punto de deformación que cambia con la temperatura. Los esfuerzos en las regiones cercanas al charco de soldadura son por compresión, porque la expansión de estas áreas está limitada por el metal circundante en donde la temperatura es más baja. Sin embargo, los esfuerzos en las áreas más alejadas del charco son de tensión y están equilibrados por esfuerzos por compresión en las áreas cercanas a la soldadura. Un poco más allá, a cierta distancia detrás del charco de soldadura, la temperatura disminuye suficientemente como para que el material se ponga lo necesariamente rígido para resistir la deformación provocada por el cambio de temperatura. Debido al enfriamiento, las áreas adyacentes a la soldadura se contraen y provocan esfuerzos de tensión. Después de un cierto tiempo, ocurre una disminución en la temperatura. Cerca

de ésta, se producen grandes esfuerzos de tensión longitudinales (generalmente hasta el esfuerzo de deformación) y en las regiones más alejadas de la soldadura, esfuerzos por compresión. El uso de programas de simulación han permitido conocer de forma cualitativa y cuantitativa el comportamiento de estos esfuerzos durante el proceso de soldadura.

La simulación de los proceso de soldadura ha sido desarrollada por diversos métodos desde hace más de treinta años por Hibbitt (1973), Friedman (1978), Westby (1968), Masubuchi (1978) y Andersson (1973), pero en los últimos 15 años ha tenido un gran auge, convirtiéndose en una herramienta prácticamente fundamental. Las técnicas de medición se han mejorado de manera significativa. Más importante aún, el desarrollo de métodos de soldadura mediante el empleo de software especializados ha ampliado considerablemente la comprensión fundamental de los procesos y mecanismos de esfuerzos residuales y la distorsión durante la soldadura.

La aplicación del software de simulación SYSWELD® constituye un avance capital en términos de simplicidad. La aplicación permite a los usuarios que no están familiarizados con la simulación mediante elementos finitos obtener de manera virtual los esfuerzos y deformaciones provocadas por la soldadura.

El programa permite controlar la distorsión provocada por secuencias de soldadura complejas en menos de un día y, por lo tanto, logra ahorros importantes reduciendo drásticamente el número de pruebas experimentales y los costos de reparación derivados de las distorsiones. En la solución completa el usuario puede gestionar su actividad a voluntad, desde un estudio de viabilidad inicial hasta un diseño detallado de la soldadura y la evaluación de la calidad final de las soldaduras. Este programa responde a las necesidades del mercado en términos de rapidez de simulación y de disponibilidad de una base de datos, ya que ambos criterios son cruciales para el éxito de la simulación, en especial durante la fase preliminar de diseño, además de permitir simular de

forma realista el comportamiento de la soldadura frente a ensayos y ajustar los procedimientos de fabricación en función del rendimiento deseado.

De acuerdo a los artículos consultados se han realizado simulaciones de otros procesos de soldadura tomando en cuenta las limitaciones que esto presenta obteniendo buenos resultados, sin embargo, no se encontró información relacionada con la simulación del proceso de soldadura por arco sumergido (SAW) mediante el uso del programa de simulación SYWELD® ya que este software no contempla en sus aplicaciones la aplicación de un fundente, lo que hace muy interesante el desarrollar un estudio incorporando esta variable al proceso de simulación.

CAPÍTULO 4

CONCLUSIONES

Debido al cambio en la composición de los hidrocarburos que se procesan a nivel mundial, los requerimientos para su transportación se han elevado haciendo necesario utilizar tuberías de acero de alta resistencia (API 5L grado X65 a X80 o más en casos especiales).

El proceso de manufactura de las tuberías se realiza mediante el proceso UOE, en donde primeramente a la placa se le da la forma de “U”; seguido de una forma en “O” y se aplica la soldadura por arco sumergido (SAW), para después someterla a una expansión mecánica que permite una deformación permanente de la tubería para darle las dimensiones finales, tanto de redondez como de diámetro y rectitud.

Este tipo de tuberías presentan una elevada relación entre el esfuerzo de cedencia y el esfuerzo máximo llegando en ocasiones a exceder el límite de tolerancia especificado por la norma API 5L (93%).

De acuerdo a lo investigado por Serdar (2008) la anchura y altura de cordón de soldadura son más sensibles a los cambios en los parámetros del proceso (voltaje, corriente y velocidad de soldadura) en relación con la penetración.

Los esfuerzos de tensión y compresión generados durante el calentamiento y enfriamiento del metal base durante la aplicación de la soldadura son la causa de las distorsiones en la tubería.

El programa de simulación SYSWELD® es una herramienta que ofrece enormes ventajas sobre otros programas, ya que permite de manera más sencilla obtener de manera virtual los esfuerzos y deformaciones provocadas por la soldadura y ajustar los procesos de fabricación para tener soldaduras de gran calidad. Sin embargo, este programa no contempla la simulación del proceso de soldadura por arco sumergido (SAW).

BIBLIOGRAFÍA

1. ABAQUS 5. 6; (1997); ABAQUS User's Manual; Providence, Rhode Island, USA, pp 7-9.
2. API Specifications 5L; (2004); Specifications for Line Pipe; American Petroleum Institute, 43 Edition.
3. Anderson, B; (1998); Thermal stresses in a submerged arc welded joint considering phase transformation; J.Eng.Mater Technology; pp 356-362.
4. AWS; (2004); Welding Handbook, Welding Processes, Part 1; American Welding Society; Miami, Fl., USA.
5. Badeshia, H.; (1993); Modelling the evolution of Microstructure in steel weld metal, Mathematical modelling of weld phenomena, Institute of materials, London, pp 109-182.
6. Bauer, J., et al., (2002); Recent quality achievements on steel plate for line pipe; Proc. 4th Int'l Pipeline Conference; Calgary, Canada.
7. Chan, B., et al.; (1994); Software system for anticipating the size and shape of submerged arc welds; Process. Technol; Vol. 3-4; pp. 249-262.
8. Chandel, R., et al.; (1998); Relationship between submerged arc welding parameters and weld bead size, Schweissen Schneiden; Vol. 2, 28,31; pp. 88-91.
9. Chin-Hyung, et al.; (2008); Three-dimensional finite element simulation of residual stresses in circumferential welds of steel pipe including pipe diameter effects; Materials Science and Engineering, Volume 487; pp 210-218.
10. Cho, SH., et al; (2004); Analysis of residual stress in carbon steel weldment incorporating phase transformation; Sci Technol Weld Joint; Volume 4; pp 212-216.
11. Craig, B.; (1993); Practical Oilfield Metallurgy and Corrosion; 2nd Edition. Pennwell Publishing Co.; Tulsa, Oklahoma.
12. Cramb, A.; (2003); Association for Iron & Steel Engineers Steel

- Foundation; The Making, Shaping and Treating of Steel; 11th Edition; Casting Volume.
13. Dean Deng; (2009); FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects; Materials & Design, Volume 30, Issue 2 , pp 359-366.
 14. Deo, M., et al.; (2003); Prediction of buckling distortion of welded structures, Science and Technology in Welding; Volume 8; pp. 55–61.
 15. ESI Group;(2009); User Guides; Post Process, USA, pp 8-21.
 16. ESI Group;(2009); User Guides; Process, USA, pp 14-17.
 17. ESI Group;(2009); User Guides; Material, USA, pp 26-41.
 18. ESI Group;(2009); User Guides; Welding Simulation, USA, pp 21-50.
 19. ESI Group;(2008); User Guides; Welding Simulation, USA, pp 22-23.
 20. ESI Group;(2009); User Guides; Welding Simulation, USA, pp 21-50.
 21. ESI Group;(2009); Enginer Guide, USA, pp 12-36.
 22. ESI Group;(2008); Enginer Guide; FEM, USA, pp 3-16.
 23. Friedman, L; (1978); Analysis of weld puddle distortion; Welding J Research; Suppl.; pp 161-166.
 24. Fruehan, R.; et al.; (1998); Association for Iron & Steel Engineers Steel Foundation; The Making, Shaping and Treating of Steel; 11th Edition; Steelmaking and Refining Volume; Pittsburgh, Pennsylvania.
 25. Goldak, J; Computational Welding Mechanics; Springer Science; USA, pp 2-15, 18-54, 72-84.
 26. Harste, K. et al.; (2000); The new continuous caster at Dillinger to produce semi products for high quality heavy plates; Vol 2; pp. 53-59.
 27. Gunaraj, V., et al.; (2000); Prediction and optimization of weld bead volume for the submerged arc process; Part 1; Vol. 10; pp. 286–294.
 28. Gunaraj, V., et al.; (2000); Prediction and optimization of weld bead volume for the submerged arc process; Part 2; Vol. 11; pp. 331–338.
 29. Gupta, V., et al.; (1989); Fractional factorial technique to predict dimensions of the weld bead in automatic submerged arc welding; J. Institut. Eng; Part ME 70; pp. 67–75.

30. Hawkins, D. et al.; (1972); Constitution of binary alloys; In Metals Handbook; Vol. 8; Metallography, Structures and Phase Diagrams; 8th Edition; Ed. American Society for Metals; pp. 251-338.
31. Hellier, C.; (1993); Wat's new in non destructive testing of weld and heat-affected zones; Welding Journal; Volume 3, pp 39-48.
32. Herynk, M., et al.; (2007). Effects of the UOE/UOC manufacturing process on pipe collapse pressure; Vol. 49; pp. 533-553.
33. Hibbitt, H.; (1973); A numerical thermo-mechanical model for the welding and subsequent loading of a fabricated structure; Comp. & Struct.; Vol. 3; pp 1 145-1 174.
34. Honeycombe, R.; (1981); Steels: Microstructure and Properties; Edward Arnold, London.
35. Jesenky, M.; (1989); Measurement of residual stresses in welded joints; Bratislava, Volume 3; pp 45-53.
36. Karlsson L.; (1986); Thermal stresses in welding;, Thermal Stresses, Vol 1, pp 300, 1986.
37. Kim, I., et al.; (2003); Sensitivity analysis for process parameters in GMA welding processes using a factorial design method; Vol Tools Manuf. 43; pp. 763–769.
38. Kou, S; (2003); Welding Metallurgy; Wiley Interscience; Second Edition; New Jersey, USA; pp. 22-23.
49. Kyriakides, S., et al.; (1991); On the effect of the U-O-E manufacturing process on the collapse pressure of long tubes; Proc. Offshore Technology Conference, pp. 531-543.
40. Lee, C., et al.; (2000); Effect of welding parameters on the size of heat affected zone of submerged arc welding; Vol 5; pp. 649–666.
41. Masubuchi, K., et al.; (1978); Analysis of Welded Structures; Pergamon Press, Oxford, pp 3-9.
42. Masubuchi, K., et al.; (1980); Analysis of Welded Structures; Pergamon Press, Oxford.
43. Masubuchi, K., et al.; (1998); Analytical investigation of residual stresses

- and distortions due to welding; *Welding Journal*, 39 (12); pp. 525-537.
44. Messler, R. Jr.; (2004); *Principles of Welding*; Wiley-Vch Verlag GMBH & Co. KGaA; Germany; pp. 68 - 69.
 45. Michaleris, P., et al.; (1997); Prediction of welding distortion; *Welding Journal*, Volume 76: pp.172–180.
 46. Runnemalm, H; (1999); Efficient finite element modeling and simulation of welding; Doctoral Thesis; pp 6-36.
 47. Streisselberger, A., et al; (1998); Controlling homogeneity and reproducibility in the production of heavy plates, Vol. 4,5; pp. 136-142.
 48. Streisselberger, A., et al.; (1999); Modern line pipe steels designed for sophisticated subsea projects for sweet and sour gas; *Proc. International Society on Offshore and Polar Engineering*; Vol. 2; pp. 125-131.
 49. SYSWELD; <http://www.esigroup.com/products/sysweld/overview.html>
 50. Tamehiro, H. et al.; (1991); The progress in pipeline material properties. Nippon Steel Corporation; National Fonds Voor Wetenschappelijk Onderzoek Laboratorium Soete, Rijksuniversiteit Gent.
 51. Tarng, Y., et al.; (2000); The use of fuzzy logic in the Taguchi method for the optimisation of the submerged arc welding process; Vol. 16; pp. 688–694.
 52. Tarng, Y., et al.; (2002); The use of grey-based Taguchi methods to determine submerged arc welding process parameters in hardfacing; Vol. 128; pp 1–6.
 53. Wakelin, D.; et al; (1999); Association for Iron & Steel Engineers Steel Foundation; *The Making Shaping and Treating of Steel*; 11th Edition; Ironmaking Volume. Pittsburgh, Pennsylvania.
 54. Wen, S.W., et al; (2001); Finite element modelling of a submerged arc welding process; *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 119, Number 1, pp. 203-209.
 55. Westby, O.; (1968); Temperature distribution in the workpiece by welding; Department of Metallurgy and Metals Working, The Technical University, Trondheim, pp12-62.

LISTA DE FIGURAS

1.	Etapas de la producción de acero (Wakelin, 1999)	6
2.	Diagrama de fases Hierro- Carbono (Honeycombe, 1981)	7
3.	Esquema de los cuatro pasos para el formado en frío del proceso UOE (Tamehiro, 1991)	17
4.	a) Formado en “U”, b) y c) Formado en “O” y d) Expansión mecánica (Corus Tubes, UK)	18
5.	Diagrama de flujo de la manufactura de tubería por el proceso UOE (Kaiser Steel Co.)	19
6.	Micrografía de una soldadura en una tubería de 30” Ø y 1.575” (40 mm) de espesor con un proceso UOE (Corus Tubes,UK)	21
7.	Sección transversal de una tubería de 24”Ø y 1.250” (31.75 mm) de espesor bajo el proceso UOE (Corus Tubes,UK)	22
8.	Sensibilidad de la corriente con respecto al: a) ancho, b) altura del cordón y c) penetración del mismo (Serdar, 2008).....	27
9.	Sensibilidad de la velocidad con respecto al: a) ancho, b) altura del cordón y c) penetración del mismo (Serdar, 2008)	28
10.	Sensibilidad del voltaje con respecto al: a) ancho, b) altura del cordón y c) penetración del mismo (Serdar, 2008)	29
11.	Conformado de la línea de conducción (Wen, 2001)	31
12.	Aplicación de soldadura. 1) Punteo, 2) Soldadura interna y 3) Soldadura externa (Wen, 2001)	31
13.	Expansión mecánica (Wen, 2001).....	31
14.	Ilustración esquemática del proceso SAW para tubería de conducción (Centro Tecnológico del Acero Swinden, Gran Bretaña) .	32
15.	Esfuerzos de tensión y compresión durante la soldadura (Masubuchi, 1998)	34
16.	Distribución longitudinal (s_x) y transversal (s_y) de los esfuerzos residuales en una soldadura (Welding Handbook, 2004)	35
17.	Mallado en dos dimensiones (Hilton, P., 2001)	36

18. Mallado en tres dimensiones (Hilton, P., 2001)	36
19. Modelo sólido en tres dimensiones de una tubería de conducción con soldadura longitudinal bajo el proceso SAW (Hilton, 2001)	36
20. Diagrama esquemático del cambio de volumen durante la transformación de fase (Dean, 2008)	37
21. Medición cuantitativa y cualitativa de la distorsión con variaciones en los parámetros de fabricación (Bhide, S., 2006)	38
22. Predicción del desplazamiento o deformación en un modelo en 2D y 3D (Wen, 2001)	39
23. Ilustración de los grupos necesarios para definir la trayectoria de la soldadura (ESI Group, Process, 2009)	48
24. Refinamiento de malla, de funciones lineales a funciones parabólicas (ESI Group, Post Process, 2009)	50
25. Refinamiento de malla (ESI Group, Post Process, 2009)	50
26. Contracción térmica durante la expansión del material al enfriarse (ESI Group, Welding Simulation, 2008)	53
27. Diagrama CCT (ESI Group, Material, 2009)	55
28. Ilustración de la Prueba Jominy (ESI Group, Material, 2009)	56
29. Modelación del charco de soldadura y transferencia de calor sobre el mismo (ESI Group, Welding Simulation 2009)	59
30. Evolución de la microestructura y de la temperatura en una placa según el avance de la soldadura (ESI Group, Welding Simulation 2009)	59
31. Comportamiento de los esfuerzos de tensión y compresión en una placa durante la aplicación de una soldadura (ESI Group, Welding Simulation 2009)	60
32. Comportamiento del desplazamiento por distorsión durante la aplicación de una soldadura (ESI Group, Welding Simulation 2009) ..	60

LISTA DE TABLAS

1. Esfuerzo de cedencia en la dirección transversal y axial en una placa API 5L X65 de 1.625" (41.3 mm) de espesor (Tamehiro, 1991) 14
2. Composición química en porcentaje peso para placas con proceso UOE (Tamehiro, 1991) 15
3. Propiedades mecánicas para placas con proceso UOE en la dirección transversal (Tamehiro, 1991) 15