



UNIVERSIDAD DE CHILE
FACULTAD DE CIENCIAS FÍSICAS Y MATEMÁTICAS
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA MECÁNICA

LEVANTAMIENTO DE INFORMACIÓN DE MODELOS PREDICTIVOS DE DISTORSIÓN ANGULAR

MEMORIA PARA OPTAR AL TÍTULO DE INGENIERA CIVIL MECÁNICA

FRANCISCA JAVIERA RAMÍREZ VIDAL

PROFESOR GUÍA:
PATRICIO MÉNDEZ PINTO

MIEMBROS DE LA COMISIÓN:
RUBÉN FERNÁNDEZ URRUTIA
LEONEL NÚÑEZ LAZO

Este trabajo ha sido parcialmente financiado por el Gobierno Canadiense
a través de la beca “Emerging Leaders in the Americas Program”

SANTIAGO DE CHILE
2022

LEVANTAMIENTO DE INFORMACIÓN DE MODELOS PREDICTIVOS DE DISTORSIÓN ANGULAR

Uno de los problemas presentes en los trabajos con soldadura al arco son las distorsiones, las que afectan las tolerancias de las piezas soldadas y termina por interrumpir el ensamble y fabricación de una cierta estructura lo que perjudica el producto final involucrado, implicando pérdidas de tiempo, material y generando costos innecesarios.

El proceso de soldadura al arco involucra una gran y diversa cantidad de factores, como aquellos relacionados con el calor suministrado por el arco, factores propios de los materiales involucrados, la presencia de restricciones externas, el tipo de unión, entre otros. Además de dichos factores, las técnicas manuales en soldadura al arco siguen dependiendo en gran medida de la experticia del soldador. Estas características dificultan el estudio teórico de las distorsiones por lo que no son muchos los encontrados en la literatura. Si bien existen técnicas para prevenir distorsiones, los estudios teóricos podrían ayudar a prever, corregir y evitar de manera más precisa este problema.

Este trabajo se centra en las distorsiones angulares presentadas en soldaduras del tipo *bead on plate*, en uniones a tope y soldadura de filete en uniones tipo T. Como se dijo anteriormente, la gran cantidad de factores involucrados en el proceso hace que los estudios realizados al respecto no logren abarcar la totalidad del problema, provocando que existan estudios centrados en casos específicos o que muestran un panorama incompleto, haciendo que sean difíciles de comparar.

Se han investigado cuatro autores que proponen modelos para la distorsión angular desde distintos enfoques, se hace necesario revisar ciertos conceptos básicos del tema para una mayor comprensión de los mismos. Debido a los enfoques distintos, unos toman en cuenta factores que otros pasan por alto y a su vez, entregan expresiones para casos distintos entre sí. La particularidad de cada modelo recae en que la mayoría de estos son dependientes de datos experimentales asociados a una estructura específica o desarrollados entorno a un solo tipo de unión y material. Dos de los modelos presentados son comparados con un caso experimental encontrado en la literatura, la comparación muestra que estos modelos predictivos logran acercarse bastante al caso real.

La recopilación de estos modelos permiten evidenciar la dificultad del problema, además de permitir conocer los estudios realizados bajo este tópico y compararlos entre si. La finalidad última de este levantamiento de información, es ser útil para aquellos que realicen estudios sobre distorsión angular a modo de base teórica inicial.

Así, asú

Agradecimientos

Para empezar me gustaría agradecer a los profesores que han integrado este trabajo, al profesor Patricio por su calidez, compromiso y por generar oportunidades para con todos los alumnos que ha guiado, y al profesor Rubén por su comprensión y ayuda durante este periodo.

Me gustaría agradecer a aquellos que muchas veces ayudan en silencio a los estudiantes durante su el periodo universitario, en especial a Daniela Correa, Pedro Zolezzi y Daniela Retamal que se convirtieron en un pilar fundamental durante mi vida universitaria.

A mi padres, Javier y Gabriela por su esfuerzo, cariño y enseñanza, por siempre dar lo mejor a sus hijas, poniéndonos en primer lugar. A mis bellas hermanas, Deni por siempre cuidarme y ser mi refugio , Karolin por comprenderme y apoyarme, y Belencita por ser mi risa y alegría.

A mis amigas de años que siempre han estado presentes, Fran, Gene, Coni por su cariño, preocupación y su ayuda desinteresada, y mi Barbarita por ser simplemente tú, alguien donde siempre puedo llegar.

A mis primeros amigos de U, los mortales: Dani, Franco, Vicho y Claudio por todas esas conversaciones de almuerzo y juntas con juegos de mesa que nunca entendí. A mis niñas mecánicas, Yani por su amistad y darme su mano en momentos difíciles, Nati por su cariño, ternura y enseñarme mucho solo con su forma de ser, y Vale por escucharme, entenderme y nunca juzgarme, por dejarme ser yo. A Joaco por siempre apoyarme, darme ánimo y hacer que confíe en mi.

Y a aquellas que han estado en este último periodo, Rena bonita por su amistad, ayuda y hacer que me sienta libre otra vez, a mi compañera de aventuras en el país helado y en todo este proceso Tiarecilla, por ser la roomie más cool y a la Jose con quien pude hablar sin juicio y me levantó cuando no podía pararme.

A todos aquellas y aquellos que quizás no nombré y que han estado presente en este periodo de mi vida, gracias. Y claro, quien me acompaña y a quien siempre regreso, a Dios.

Tabla de Contenido

1. Introducción	1
1.1. Antecedentes Generales Básicos	1
1.1.1. Soldadura al arco	2
1.1.2. Distorsiones en soldadura	3
1.2. Motivación	4
1.3. Objetivos	5
1.3.1. Objetivo General	5
1.3.2. Objetivos Específicos	5
1.4. Alcances	5
2. Metodología	6
3. Antecedentes de Estudio	8
3.1. Factores que influyen en las distorsiones por contracción	8
3.2. Concepto de esfuerzo, deformación y distorsión inherente	9
4. Modelos predictivos de distorsión angular	11
4.1. Modelo de Blodgett	12
4.2. Modelo de Watanabe y Satoh	13
4.2.1. Efecto del calor generado en el proceso de soldadura	14
4.2.1.1. Parámetros relacionados con el calor generado en el proceso de soldadura	14
4.2.1.2. Distorsión por contracción producto de soldadura de una pasada	19
4.2.1.3. Distorsión por contracción producto de soldadura de múlti- ples pasadas	21
4.2.2. Efecto de las restricciones externas aplicadas en la pieza de trabajo .	23
4.2.2.1. Grado de restricción externa	23
4.2.2.2. Relación entre la distorsión angular bajo restricción y el co- eficiente de restricción p	24
4.3. Modelo de Masubuchi	24
4.3.1. Cálculo de la distorsión angular bajo restricción de uniones soldadas a filete	25
4.4. Modelo de Ueda, Nakacho y Moriyama	27
5. Discusión	33
5.1. Resumen de Modelos	33
5.1.1. Comentarios Generales	36
5.2. Caso comparativo	37

5.2.1.	Caso experimental	37
5.2.1.1.	Preparación previa al proceso de soldadura	38
5.2.1.2.	Medición de la distorsión angular posterior al proceso de soldadura	39
5.2.2.	Cálculo de la distorsión angular según los modelos de <i>Blodgett</i> y <i>Watanabe y Satoh</i>	40
5.2.2.1.	Cálculo de la distorsión angular según el modelo de <i>Blodgett</i>	40
5.2.2.2.	Cálculo de la distorsión angular según el modelo de <i>Watanabe y Satoh</i>	42
5.2.3.	Comparación de los valores experimentales y los valores entregado por los modelos predictivos	44
5.2.4.	Análisis de la comparación	45
6.	Conclusión	46
6.1.	Trabajo futuro	46
	Bibliografía	48

Índice de Tablas

5.1.	Parámetros del proceso de soldadura para tres muestras.	38
5.2.	Resultados experimentales para la distorsión angular del caso de estudio. [16] .	40
5.3.	Expresión para el cálculo de la distorsión angular y datos necesarios en el modelo de <i>Blodgett</i>	41
5.4.	Resultados de la distorsión angular según el modelo de <i>Blodgett</i>	42
5.5.	Expresión para el cálculo de la distorsión angular y datos necesarios en el modelo de <i>Watanabe y Satoh</i>	43
5.6.	Resultados de la distorsión angular según el modelo de <i>Watanabe y Satoh</i> . . .	44
5.7.	Comparación de resultados para la distorsión angular según el ensayo experimental y el modelo de <i>Blodgett</i>	44
5.8.	Comparación de resultados para la distorsión angular según el ensayo experimental y el modelo de <i>Watanabe y Satoh</i>	45

Índice de Ilustraciones

1.1.	Clasificación de los métodos de unión de metales. [3]	1
1.2.	Partes básicas de la soldadura al arco. [2]	2
1.3.	Tipos de distorsión. [3]	4
4.1.	Ejemplos de uniones consideradas en los modelos.	11
4.2.	Distorsión angular sin restricción para modelo de Blodgett. [2]	12
4.3.	Soldadura tipo <i>bead-on-plate</i> en placa ancha. [7]	14
4.4.	Gráfico de la relación entre: $\exp\left\{\frac{vx_1}{2k}\right\} \cdot K_0\left(\frac{vx_1}{2k}\right)$ y $\frac{vx_1}{2k}$. [7]	15
4.5.	Metal de soldadura depositado en dos uniones. [7]	17
4.6.	Tipos de uniones a tope.	18
4.7.	Elemento diferencial y corte transversal en la zona que rodea el cordón en una soldadura tipo <i>bead on plate</i> . [7]	19
4.8.	Soldadura de filete en un marco restringido. [13]	24
4.9.	Deflexión de la placa inferior entre refuerzos debido a soldadura de filete. [15]	27
4.10.	Deflexión en viga aplicando la condición de simetría. [15]	28
4.11.	Deflexión debido a momento aplicado en $x = l_1$. [15]	29
4.12.	Deflexión debido a la presencia de momento en el extremo de la viga. [15]	29
4.13.	Distribución de momento para la figura 4.10. [15]	31
5.1.	Esquema de la unión soldada para caso experimental.	37
5.2.	Mediciones experimentales previas al proceso de soldadura. [16]	39
5.3.	Medición experimental posterior al proceso de soldadura. [16]	40
5.4.	Aproximación del ángulo en función del desplazamiento vertical.	42

Capítulo 1

Introducción

1.1. Antecedentes Generales Básicos

La soldadura es uno de los métodos más antiguos utilizados para la unión de metales, es preferida gracias a su bajo costo, facilidad de aplicación y eficiencia, siendo indispensable para la construcción de estructuras de acero y fabricación de maquinaria, está presente en la mayoría de las industrias tales como, construcción civil, construcción naval, fabricación de vehículos y maquinaria en general [1].

La unión de dos metales se produce por calor y/o presión aplicada en el área de contacto entre ambos, dependiendo del proceso se puede agregar un metal de relleno [2]. Los distintos métodos de soldadura pueden ser clasificados en procesos de presión, procesos de fusión y por soldadura fuerte (*Brazing*) y blanda (*Soldering*) [3]. En la figura 1.1 se clasifican los distintos métodos de soldadura según cada proceso, dentro de los procesos de fusión se encuentra la soldadura al arco, método en el cual se desarrolla el estudio de distorsiones y que será detallada en el siguiente apartado.

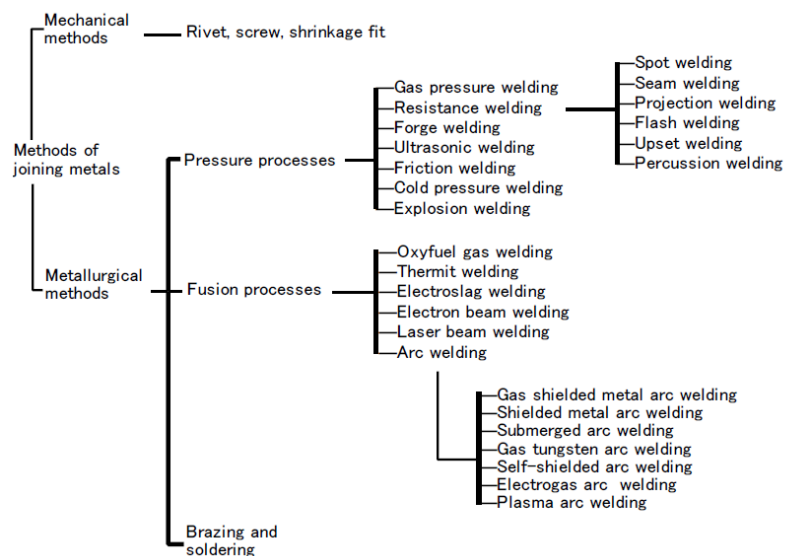


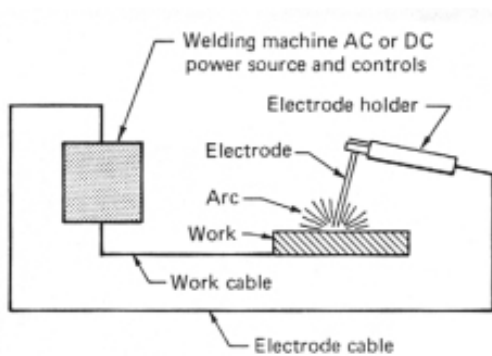
Figura 1.1: Clasificación de los métodos de unión de metales. [3]

1.1.1. Soldadura al arco

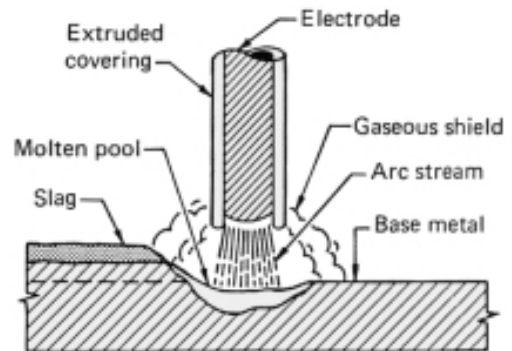
La soldadura al arco se clasifica como un proceso de fusión en la cual la unión de los metales se lleva a cabo por la aplicación de calor para formar una mezcla entre ambos. Generalmente se hace uso de un metal intermediario de relleno que con el posterior enfriamiento y solidificación se logra crear un enlace entre ambos. La unión mediante fusión permite mejorar las propiedades mecánicas de la nueva estructura, pues conserva aquellas pertenecientes a los metales de origen [2].

El calor necesario para el proceso de soldadura al arco es generado por un arco eléctrico, este arco se produce entre el metal a soldar y un electrodo que recorre la unión de forma manual o mecánica, forma elegida según el material a soldar, como ejemplo se encuentran las varillas de carbono y tungsteno. El objetivo de estas varillas es sostener el arco eléctrico entre la punta de esta y la pieza de trabajo, incluso en algunos casos aporta material fundido como relleno en la unión [2].

El circuito básico de la técnica se muestra en la figura 1.2.a, en ella se observa que la fuente de poder (ya sea AC o DC) es conectada a un cable a tierra dirigido a la pieza de trabajo y conectada a otro que transmite el calor al porta electrodo que a su vez hace contacto con el electrodo de soldadura. Al energizar el circuito, la punta del electrodo toca la superficie de la pieza de trabajo que luego es retirada pero mantenida cerca del punto de contacto, en el espacio entre el electrodo y la pieza de trabajo se crea el arco. Las temperaturas en la zonas pueden superar los 5000°C en la punta del electrodo, temperatura suficiente para fundir la mayoría de los metales. La fusión del metal y del material de relleno se concentra en la vecindad del arco formando una piscina de metal fundido denominado cráter (ver figura 1.2.b), este luego se solidifica para formar el cordón de soldadura [2].



(a) Circuito básico de soldadura al arco



(b) Zona de fusión

Figura 1.2: Partes básicas de la soldadura al arco. [2]

1.1.2. Distorsiones en soldadura

Uno de los problemas que se presentan en soldadura al arco son las distorsiones. Estas son resultado de una contracción y expansión del metal base adyacente y el metal de soldadura durante el rápido ciclo de enfriamiento y calentamiento en el proceso, generando que el rango de temperatura cambie con el movimiento de la fuente de calor. Esto provoca que se generen esfuerzos residuales en la pieza que a su vez generan distorsión, esto afecta la precisión dimensional del ensamble, la resistencia al pandeo y la fatiga en la estructura [4].

Algunos de los principales factores que influyen en la distorsión, se nombran a continuación [5]:

- Propiedades del material principal:

Dentro de las propiedades de un metal, el coeficiente de expansión térmica y el calor específico por unidad de volumen cobran relevancia en el problema de las distorsiones. Al tratarse de un proceso de expansión y contracción de una cierta pieza, la primera de las propiedades nombradas influye directamente en las tensiones generadas durante el proceso de soldadura definiendo el grado de distorsión.

- Cantidad de restricción:

Al soldar sin aplicar restricciones, la pieza se distorsiona para aliviar las tensiones residuales generadas por la soldadura, los métodos de sujeción aplicados a las piezas durante el proceso de soldadura, ayudan a reducir el movimiento y la distorsión. Una desventaja de aplicar restricciones, es que estas generan un nivel más alto de tensión residual en el material y por ende aumenta el riesgo de agrietamiento en el material de soldadura y en la zona afectada térmicamente (HAZ, por sus siglas en inglés), en especial en materiales sensibles al agrietamiento.

- Diseño de la unión:

Existen uniones que son más propensas a deformarse, como las juntas a tope y las de filete. Se usan distintas técnicas para minimizar la distorsión, como equilibrar las tensiones térmicas a través del espesor de la placa en juntas de tope, otro ejemplo es dar preferencia a una cara en soldaduras de doble cara, depositándolas al mismo tiempo ayudan a reducir la distorsión angular

- Ajuste parcial:

Las juntas de una unión deben estar adecuadamente posicionadas para evitar un posible movimiento entre las piezas durante el proceso, el ajuste debe ser uniforme para que la contracción sea predecible y constante. Un espacio excesivo en la junta puede aumentar el riesgo de distorsión al necesitar mayor metal de soldadura para llenar la junta.

- Procedimiento de soldadura:

El procedimiento de soldadura influye en la distorsión debido al efecto provocado por la entrada del calor. Se recomienda que el volumen de soldadura se mantenga al mínimo, además de que la secuencia y la técnica debe enfocarse en tratar de equilibrar las tensiones inducidas térmicamente alrededor del eje neutro del componente.

Los tipos de distorsión que pueden presentarse se muestran en la figura 1.3, este concepto será nuevamente retomado en el capítulo 2 del documento.

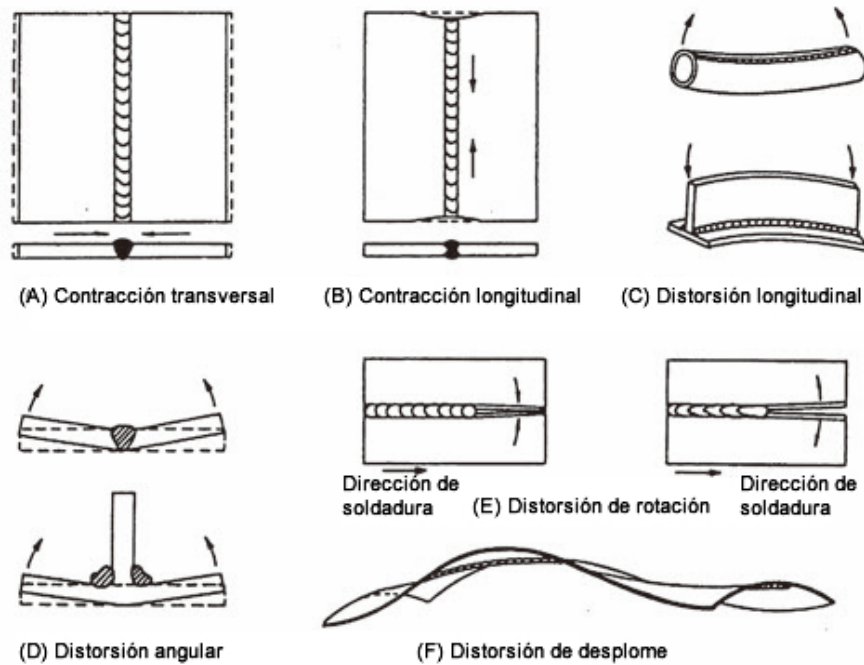


Figura 1.3: Tipos de distorsión. [3]

1.2. Motivación

Dentro de las distintas técnicas de soldadura existentes, una de las más comunes es la soldadura al arco, en la cual se basa esta investigación. Una de sus desventajas se encuentra en depender mucho de la experticia del soldador, característica que se muestra relevante a la hora de evitar defectos y problemas que afecten el resultado deseado en la pieza trabajada. Uno de los problemas que comúnmente se generan son las distorsiones, estas se producen por el rápido ciclo de calentamiento y enfriamiento de la zona implicada en el proceso, producto de la fuente de calor de la soldadura. Estas terminan por generar un cambio dimensional en la pieza trabajada que afecta el producto final esperado.

Las distorsiones son un problema recurrente y costoso, donde cuantificar el nivel esperado de distorsión generado después del proceso de soldadura se convierte en una gran herramienta para producir piezas que demanda cada vez más exactitud.

El estudio de los distintos modelos existentes asociados a este problema motiva el desarrollo de esta investigación, con el fin de facilitar el acceso a la información existente que pretende ayudar a futuros trabajos y estudios dedicados a esta problemática. Cada investigación realizada respecto a este tema ayudará a mejorar la producción de piezas y estructuras

fabricadas con soldadura por fusión, especialmente teniendo en cuenta la amplia presencia de la soldadura en distintas industrias.

1.3. Objetivos

1.3.1. Objetivo General

Reunir, estudiar y describir modelos predictivos existentes de distorsión angular en la literatura, clasificándolos y comparándolos entre si mediante un estudio de caso.

1.3.2. Objetivos Específicos

- Compilar algunos de los modelos predictivos de distorsión angular más recurrentes en la literatura.
- Clasificar los modelos reunidos según su aplicación y características en común.
- Comparar los modelos reunidos mediante un estudio de caso.

1.4. Alcances

Los autores que han desarrollado modelos para predecir los distintos tipos de distorsiones, han propuesto modelos teóricos y teórico-empíricos (modelo teórico respaldado con resultados experimentales), por lo que este estudio excluye modelos numéricos.

El presente estudio pretende recompilar dichos modelos limitándolo a los modelos existentes para distorsión angular, aplicados a uniones tipo T con soldadura de filete (fillet weld), uniones a tope (butt weld) y soldadura tipo *bead-on-plate* (BOP). El fin último de este estudio pretende simplificar el entendimiento de los conceptos y el desarrollo de cada modelo, así como también facilitar el acceso a la información existente en la literatura, para aquellos que requieran realizar investigaciones en torno a las distorsiones angulares.

Capítulo 2

Metodología

En la siguiente sección se describen los pasos a seguir para el desarrollo de esta investigación, la cual comprende cinco puntos principales:

1. Estudio preliminar:

Estudio de conceptos generales de soldadura al arco y distorsión angular, se nombran los factores involucrados en el proceso de soldadura que influyen en la distorsión angular y el concepto de distorsión inherente que es utilizado por uno de los modelos descritos.

2. Revisión bibliográfica:

Revisión y recopilación de la literatura existente sobre modelos predictivos de distorsión angular. La búsqueda inicial de los modelos representativos de distorsión angular se basa principalmente en el trabajo recopilatorio de *Verhaeghe* [6] donde se exponen las fuentes originales de cada modelo incluido, la búsqueda de los trabajos de cada autor se realiza principalmente en sitios como *Elsevier* y *Google Scholar*, y libros dedicados a la soldadura en general. La selección de los modelos incluidos en este documento se realiza en base a la disponibilidad de las fuentes originales de cada autor en los sitios antes nombrados.

3. Estudio de los modelos:

Estudiar y sintetizar los modelos seleccionados, considerando el razonamiento de cada autor para desarrollar su modelo, se simplifica su desarrollo en caso de ser necesario y se unifica la simbología para ser comparable entre los modelos.

Los modelos seleccionados para analizar en este documento son los siguientes:

- Modelo de *Blodgett*
- Modelo de *Watanabe y Satoh*
- Modelo de *Masubushi*
- Modelo de *Ueda, Nakacho y Moriyama*

4. Clasificación y análisis:

Identificación de las características propias de cada modelo como los parámetros involucrados en cada expresión postulada, clasificación según el tipo de unión, presencia de restricción y pasada simple o múltiple, se incluyen comentarios generales respecto a la clasificación.

5. Estudio de caso:

Realización de un estudio de caso comparativo entre los modelos descritos y un caso experimental encontrado en la literatura. Para la selección del caso experimental, será considerado el tipo de soldadura y unión analizada, junto con la presencia de datos suficiente para ser aplicado en los modelos predictivos correspondientes.

Capítulo 3

Antecedentes de Estudio

3.1. Factores que influyen en las distorsiones por contracción

Se consideran como distorsiones por contracción a la contracción transversal y a la que concierne esta investigación, la distorsión angular.

Watanabe y Satoh [7], autores que han trabajado en temas de soldadura, definen dos puntos de vista para el estudio de distorsiones por contracción, a partir de:

1. Calor generado en el proceso de soldadura
2. Restricciones externas aplicadas a la pieza de trabajo

A partir de estos dos puntos de vista, se clasifican los factores presente en el proceso de soldadura:

1. Factores relacionados con el calor generado en el proceso de soldadura:
 - Voltaje del arco
 - Corriente de soldadura
 - Velocidad de soldadura
 - Tipo y tamaño del arco
 - Método de soldadura (manual o automático)
 - Forma de la ranura en soldadura a tope
 - Tamaño del filete y masa del metal depositado
 - Número de pasadas
 - Masa del metal depositado eliminado por astillado posterior
2. Factores relacionados a restricciones externas aplicadas a la pieza de trabajo:

- Secuencia de soldadura
- Forma, tamaño y disposición de los miembros de contención

La cantidad y variedad de factores listados afectan al estudio de distorsiones en general, complejizando el desarrollo de modelos analíticos, sumado además, a que muchos de estos factores son dependientes entre si.

3.2. Concepto de esfuerzo, deformación y distorsión inherente

La predicción de la distorsión y los esfuerzos residuales generados tras el proceso de soldadura puede llevarse a cabo mediante dos métodos [8]:

1. Análisis termo-elasto-plástico donde el proceso de soldadura es tratado como un problema transiente y no lineal.
2. Método de deformación inherente, donde la distorsión y los esfuerzos residuales son calculados mediante un análisis elástico usando la deformación inherente como deformación inicial.

Dentro de los modelos descritos en la sección 4 se utiliza el método de deformaciones inherentes, este tiene como ventaja un menor tiempo de cálculo al aplicarse en modelos de elementos finitos, pero en algunos casos puede no considerar todos los factores involucrados en el proceso de soldadura.

Usando este método tenemos que la distorsión y los esfuerzos residuales son producidos por la deformación inherente, la cual queda definida como la suma de las deformaciones irreversibles producidas en el proceso. Considerando que la deformación total se expresa como:

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p + \varepsilon^T + \varepsilon^c + \varepsilon^t$$

Donde,

- ε : Deformación total
- ε^e : Deformación elástica
- ε^p : Deformación plástica
- ε^T : Deformación térmica
- ε^c : Deformación por creep
- ε^t : Deformación por transformación de fase

Debido a que la deformación y el esfuerzo se producen por la deformación total y la deformación elástica, la deformación inherente ε^* queda dada por:

$$\varepsilon - \varepsilon^e = \varepsilon^p + \varepsilon^T + \varepsilon^c + \varepsilon^t = \varepsilon^*$$

En la expresión anterior se muestra que la deformación inherente esta formada por las deformaciones plástica, térmica y las producidas por creep y cambios de fase, estas serán la deformaciones que producirán distorsión.

Capítulo 4

Modelos predictivos de distorsión angular

Los modelos que se presentan en este estudio, corresponden al cálculo de distorsión angular para uniones soldadas a tope (*Butt joint*), uniones tipo T con soldadura de filete (*Tee-fillet joint*) y soldadura tipo *bead on plate*, en la figura 4.1 se muestran esquemáticamente los tres tipos nombrados.

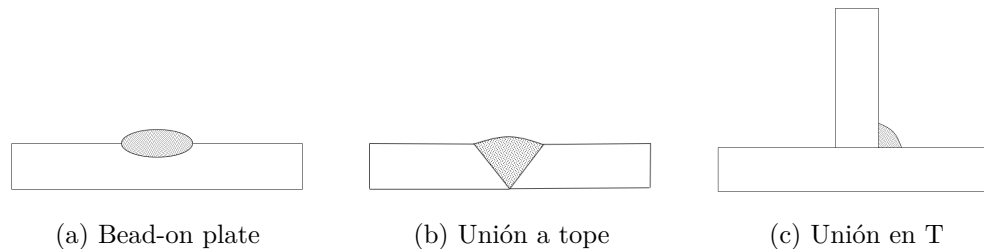


Figura 4.1: Ejemplos de uniones consideradas en los modelos.

Dada la gran cantidad de factores involucrados en el proceso de soldadura, la mayoría de los autores no logra entregar un modelo para la totalidad de los casos, ya que trabajan con distintos supuestos y puntos de vista, y algunos para casos puntuales que dependen en parte de datos experimentales. A continuación, se presentan los modelos para distorsión angular anteriormente listados.

4.1. Modelo de Blodgett

La expresión propuesta por el autor [9] entrega la distorsión angular entendida como la elevación de la placa base tras la distorsión, para una unión tipo T con soldadura de filete sin restricción como se muestra en la siguiente figura:

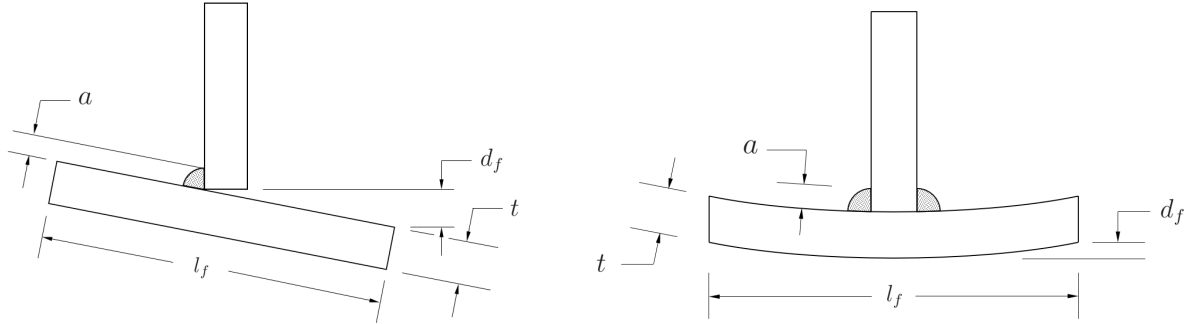


Figura 4.2: Distorsión angular sin restricción para modelo de Blodgett. [2]

El modelo (ecuación 4.1) fue construido mediante la medición de la distorsión en varias uniones tipo T como la mostrada en la imagen 4.2, estas muestras poseían distintos valores para el ancho de la placa base (entre 127 mm y 508 mm), espesor de la placa base (entre $19,5\text{ mm}$ y $38,1\text{ mm}$) y longitud de pierna de soldadura (entre $6,35\text{ mm}$ y $152,4\text{ mm}$).

$$d_f = 0,02 \cdot \frac{l_f a^{1,3}}{t^2} \quad (4.1)$$

Donde,

- a : Longitud de pierna de soldadura. (pulg)
- d_f : Distorsión angular sin restricción. (pulg)
- l_f : Ancho de la placa base. (pulg)
- t : Espesor de la placa base. (pulg)

4.2. Modelo de Watanabe y Satoh

El modelo propuestos por Watanabe y Satoh [7] es desarrollado teniendo en cuenta dos puntos de vista: la influencia del calor generado durante el proceso de soldadura y las restricciones externas aplicadas en la pieza a soldar, tal como se detalla en la sección 3.1.

En el documento original los autores desarrollan expresiones para las distorsiones por contracción (contracción transversal y cambio angular) para uniones a tope (*butt joint*), de tipo filete en T (*tee-fillet joint*) y soldadura tipo *bead on plate*, para casos con y sin restricción.

Las distorsiones por contracción en uniones no restringidas, se expresan según la siguiente relación:

$$\left(\begin{array}{c} \text{Distorsión por contracción en} \\ \text{uniones no restringidas} \end{array} \right) = (\xi_1 \circ \delta_i) \times F_g$$

Donde,

- δ_i : Cambio angular inherente.
- ξ_1 : Contracción inherente.
- F_g : Función de la forma geométrica de la soldadura.

De igual manera, para los casos de uniones bajo restricción, se define la siguiente relación:

$$\left(\begin{array}{c} \text{Distorsiones por contracción} \\ \text{bajo restricción} \end{array} \right) = \left(\begin{array}{c} \text{Distorsión por contracción en} \\ \text{uniones no restringidas} \end{array} \right) \times F_c$$

Donde,

- F_c : Función dependiente del grado de restricción.

La magnitud de la función F_c es decidida a partir del grado de restricción externa (p), concepto que será definido más adelante en esta sección.

Dado el enfoque de este trabajo, se hará referencia solo al modelo asociado al cambio angular, por lo que las expresiones anteriores quedan reducidas a las ecuaciones 4.2 y 4.3, donde δ_f corresponde a la distorsión angular libre o no restringida y δ_0 a la distorsión angular bajo restricción.

$$\delta_f = \delta_i \times F_g \tag{4.2}$$

$$\delta_0 = \delta_f \times F_c \quad (4.3)$$

Tal como se indica al comienzo de esta sección, los autores desarrollan el modelo trabajando desde el efecto del calor de soldadura y el efecto de las restricciones externas, que serán el punto de partida para la obtención de los términos δ_i , F_g y F_c .

4.2.1. Efecto del calor generado en el proceso de soldadura

4.2.1.1. Parámetros relacionados con el calor generado en el proceso de soldadura

La distorsión por contracción estará afectada por el estado de incremento de temperatura en el metal de soldadura, inmediatamente después de ser depositado. Se considera una soldadura tipo *bead on plate* en una placa ancha, como la mostrada en la figura 4.3, donde t corresponde al espesor de la placa y x_1 la posición donde se obtendrá el incremento de temperatura en el metal de soldadura para un estado cuasi-estático:

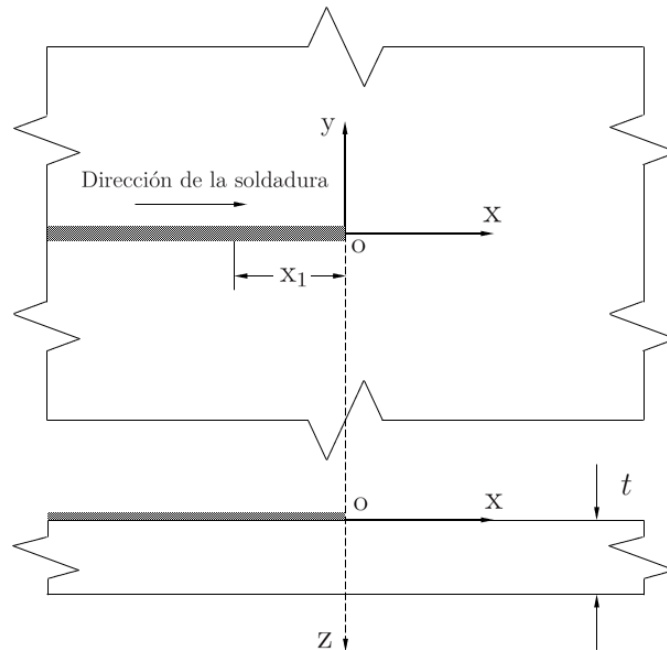


Figura 4.3: Soldadura tipo *bead-on-plate* en placa ancha. [7]

Asumiendo que el arco de soldadura actúa como una fuente de calor puntual en movimiento en un estado cuasi-estático y considerando las constantes térmicas del material independientes de la temperatura, se encuentra una expresión para el incremento de temperatura en la sección transversal a la superficie de la placa en la posición $x = x_1$, la cual queda expresada como:

$$\beta = \frac{q}{2\pi\lambda t} \cdot e^{\frac{vx_1}{2k}} \cdot K_0\left(\frac{vx_1}{2k}\right) \quad (4.4)$$

Donde,

- q : Calor de entrada por unidad de tiempo. (cal/seg)
- v : Velocidad de soldadura. (cm/seg)
- λ : Conductividad térmica. (cal/cm seg °C)
- t : Espesor de la placa. (cm)
- k : Difusividad térmica. (cm²/seg)
- K_0 : Función de Bessel modificada de primera especie.

La ecuación anterior se compone por un término que contiene el parámetro q y una función de $(vx_1/2k)$, la relación entre la curva de la función y la fracción anterior esta representada aproximadamente por una línea recta mostrada en el gráfico logarítmico de la figura 4.4.

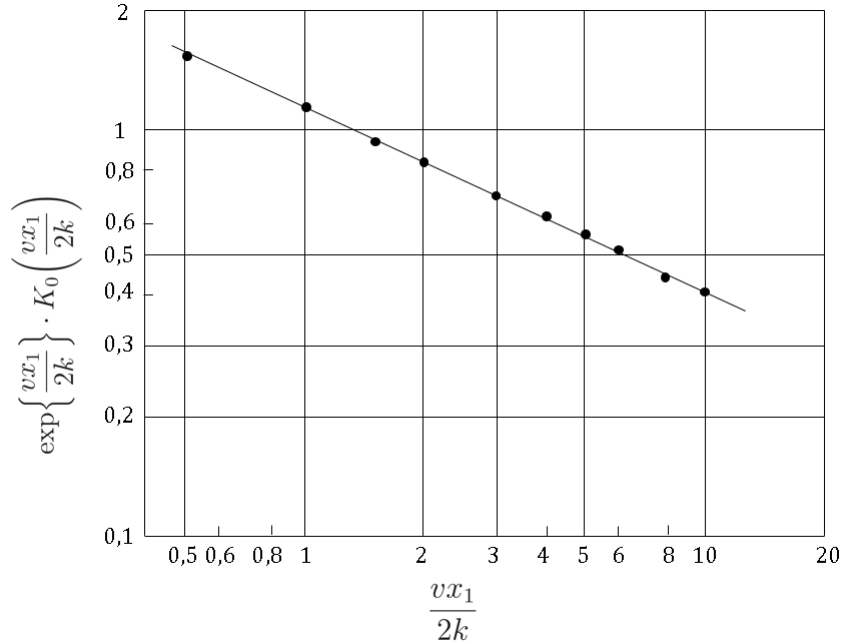


Figura 4.4: Gráfico de la relación entre: $\exp\left\{\frac{vx_1}{2k}\right\} \cdot K_0\left(\frac{vx_1}{2k}\right)$ y $\frac{vx_1}{2k}$. [7]

A partir de la pendiente de la recta del gráfico 4.4 y asumiendo que x_1/t es constante, se permite hacer la siguiente aproximación:

$$e^{\frac{vx_1}{2k}} \cdot K_0\left(\frac{vx_1}{2k}\right) \propto \left(\frac{vx_1}{2k}\right)^{-0,46} \propto (vt)^{-0,46} \cdot \left(\frac{x_1}{t}\right)^{-0,46} \propto (vt)^{-0,46} \doteq \frac{1}{\sqrt{vt}} \quad (4.5)$$

A su vez, se tiene la siguiente expresión para la entrada de calor en unidades de calorías sobre segundo:

$$q = 0,24 \eta V I \quad (4.6)$$

Donde,

- V: Voltaje del arco. (V)
- I: Corriente de soldadura. (A)
- η : Eficiencia térmica en soldadura al arco.

Reemplazando las ecuaciones 4.5 y 4.6 en la ecuación 4.4, se obtiene una nueva expresión para el incremento de temperatura:

$$\beta \propto \frac{0,24 \eta V I}{2\pi\lambda t} \cdot \frac{1}{\sqrt{vt}} \propto \frac{\eta V I}{\lambda t \sqrt{vt}}$$

La conductividad térmica, λ , al ser una constante térmica del material se considera independiente de la temperatura, por lo que puede obviarse según lo asumido anteriormente, luego:

$$\beta \propto \frac{\eta V I}{t \sqrt{vt}} \quad (4.7)$$

La expresión anterior considera una fuente de calor puntual idealizada, pero el arco de soldadura real posee cierto diámetro. Investigaciones anteriores de los autores [10] concluyen que para una placa con soldadura tipo *bead on plate* la profundidad de la línea de fusión en la placa, la cual se relaciona con la temperatura, disminuye con el aumento del diámetro del electrodo si las otras condiciones se encuentran fijas.

A partir de estudios anteriores realizados por los autores [10] se hace uso de una expresión para la profundidad de la línea de fusión, con ϕ el diámetro del electrodo:

$$\text{Profundidad de la línea de fusión} \propto \phi^{-0,7} \quad (4.8)$$

El aumento de temperatura (β) va a influir en la profundidad de la línea de fusión, luego, considerando la expresión anterior y en la ecuación 4.7 se tiene una nueva expresión para β :

$$\beta \propto \frac{\eta V I}{\phi^\alpha t \sqrt{vt}}$$

Donde α es un número positivo y menor a 1.

A partir del desarrollo anterior, se define el parámetro Q que representa el aumento de temperatura cerca del metal de soldadura:

$$\frac{\eta V I}{\phi^\alpha \sqrt{v}} \equiv Q \quad (4.9)$$

Las expresiones anteriores son validas solo para el caso de soldaduras tipo *bead on plate* pero para uniones a tope y tipo T, como las mostradas en la figura 4.5, cobra relevancia el metal de soldadura depositado para una unión completa, por lo que ya no solo afecta el incremento de temperatura sino también factores como el número de pasadas.

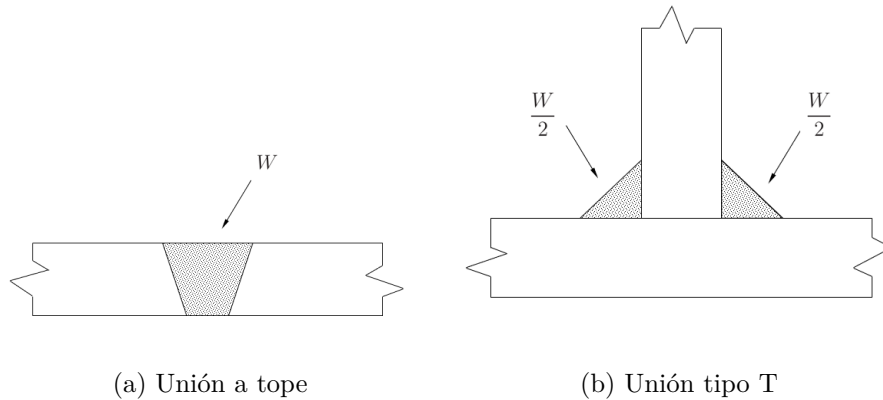


Figura 4.5: Metal de soldadura depositado en dos uniones. [7]

Luego, se define el número necesario de pasadas para una unión completa, N , parámetro relacionado con el calor de soldadura.

$$\frac{W}{w_0} \equiv N \quad (4.10)$$

Así mismo, este parámetro se relaciona con las características de la varilla y el arco de soldadura:

$$N = \frac{W}{w_0} = \frac{W v}{\mu a I}$$

Donde,

- W : Masa del metal depositado necesario para hacer una unión completa por unidad de longitud de soldadura. (gr/cm)
- w_0 : Masa del metal depositado en cada pasada por unidad de longitud de soldadura. (gr/cm)
- v : Velocidad de soldadura. (cm/seg)
- a : Masa de la varilla derretida por unidad de corriente y tiempo. (gr/A seg)
- μ : Eficiencia de deposición de la varilla.

En ramuras tipo U y doble V en uniones a tope, como las mostradas en la figura 4.6, la distorsión angular también se verá afectada por la relación entre la masa del metal depositado en la pasada de respaldo (*backing pass*) y la masa del metal depositado en la pasada de acabado (*finishing pass*). A partir de lo anterior, los autores definen un último factor relacionado con el calor de soldadura, el cual será la relación entre el calor suministrado en la pasada de respaldo y la pasada de acabado, la expresión se muestra en la ecuación 4.11.

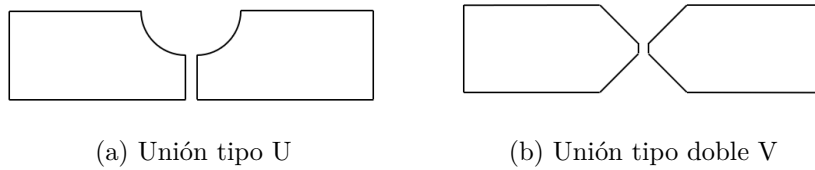


Figura 4.6: Tipos de uniones a tope.

$$\frac{W_A}{W_B} \quad \text{o} \quad \frac{W_A}{W} \quad (4.11)$$

Donde,

- W_A : Masa del metal de soldadura depositado en la pasada de respaldo (*backing pass*).
- W_B : Masa del metal de soldadura depositado en la pasada de acabado (*finishing pass*).
- W : Masa total del metal de soldadura depositado, equivalente a $W_A + W_B$.

A modo de resumen, los autores identifican tres parámetros relacionados con el calor de soldadura: Q , N y W_A/W_B los cuales serán utilizados para el cálculo de la distorsión por contracción inherente.

4.2.1.2. Distorsión por contracción producto de soldadura de una pasada

Para soldadura de una pasada como la soldadura tipo *bead on plate* y la soldadura de filete, es suficiente considerar el parámetro Q para el cálculo de la distorsión angular inherente.

Para una placa con soldadura tipo *bead on plate* como la mostrada en la figura 4.3, se realiza un análisis teórico sobre un elemento diferencial en la zona que rodea el cordón de soldadura como el mostrado en la figura 4.7.a, esto con el objetivo de encontrar una relación entre el parámetro Q y la distorsión angular inherente.

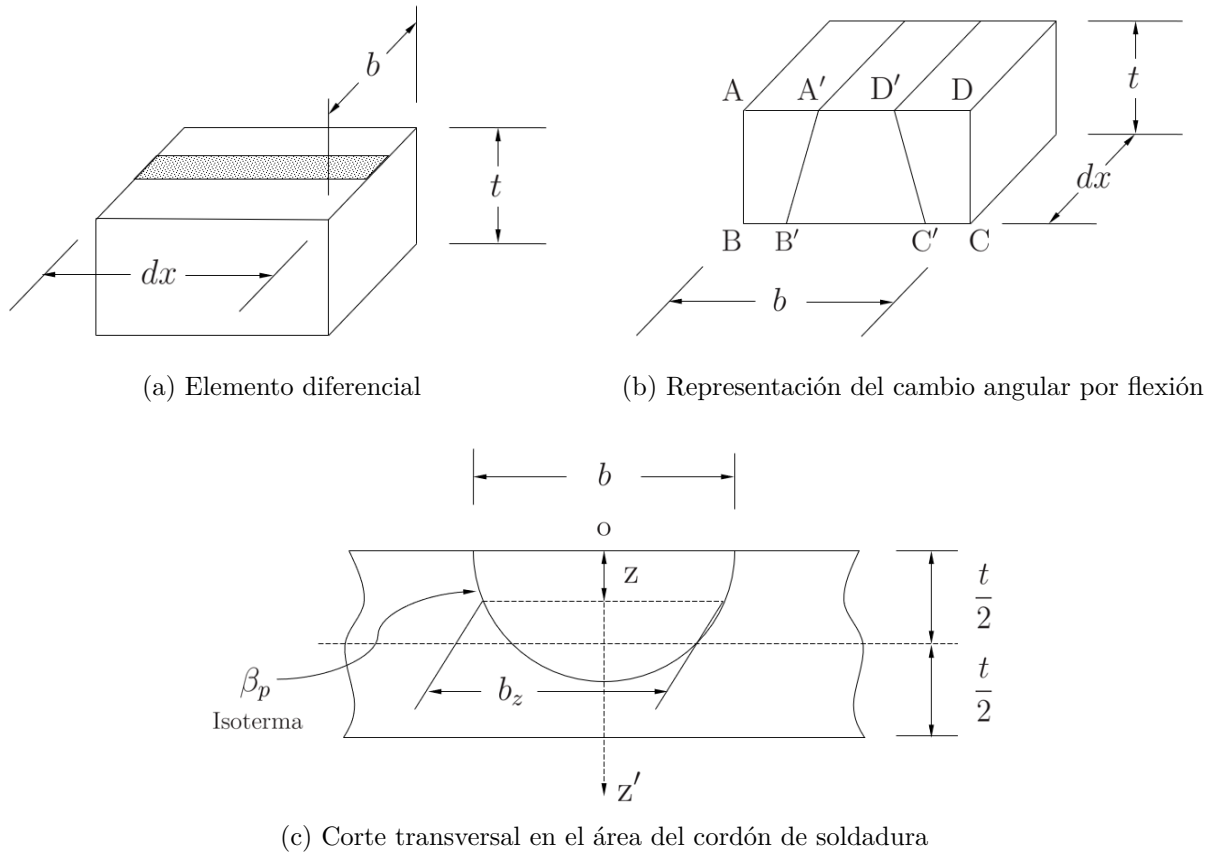


Figura 4.7: Elemento diferencial y corte transversal en la zona que rodea el cordón en una soldadura tipo *bead on plate*. [7]

Se supone que las deformaciones inherentes que generan la distorsión por contracción, se concentran en la región de amplitud b cerca del cordón de soldadura. En consecuencia, el elemento diferencial se contraerá en si mismo en la superficie neutra de la placa, doblándose de forma cóncava entorno al cordón de soldadura.

El cambio angular inherente debido a la flexión en la dirección transversal a la línea de soldadura, esta representado por la expresión 4.12 en base a la figura 4.7.b:

$$\delta_i = \frac{\zeta_1}{t} \quad , \quad \zeta_1 = \frac{(AA' + DD') - (BB' + CC')}{2} \quad (4.12)$$

Los autores adoptan los siguientes supuestos para la distorsión angular inherente:

1. Los esfuerzos inherentes se producen en la región donde la temperatura durante la soldadura excede el valor crítico β_p , por encima del cual el material no resiste la deformación.
2. La magnitud de los esfuerzos inherentes longitudinales y transversales es igual y el esfuerzo de corte inherente es cero.
3. La distorsión angular inherente esta representada aproximadamente por la ecuación 4.13.

$$\delta_i \propto -\frac{6}{t^3} \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} b_z z' dz' \quad (4.13)$$

Los supuestos 1 y 2, responden a un trabajo anterior de los autores [11]. El término b_z en la expresión anterior es la amplitud de las isoterma cuando están más extendidas durante el proceso de soldadura en cualquier punto de la línea de soldadura (ver figura 4.7.c). Luego, la distribución de la distorsión angular inherente es aproximadamente uniforme a lo largo de la línea de soldadura exceptuando el final de esta donde el cambio de temperatura no es estacionario y la distorsión inherente en la región esta dada por la ecuación 4.13.

La distorsión por contracción real de la placa completa esta representada por la ecuación 4.2, que será distinta de la distorsión inherente ya que en la región donde no existen deformaciones inherentes es resistente a la distorsión inherente.

Mediante la ecuación 4.13 y trabajos previos de los autores [10], se obtiene una expresión que relaciona el cambio angular inherente con el parámetro Q , resultado dado por [12]:

$$\delta_i \propto \left(Q t^{-3/2} \right)^{m+1} \cdot \exp\{-n Q t^{-3/2}\} \quad (4.14)$$

$$\delta_i \equiv K_2 \chi^{m+1} \cdot \exp\{-K_3 \chi\}$$

Donde,

$$\chi \equiv 10^{-3} \frac{I}{t\sqrt{vt}}$$

Con K_2 , K_3 y m factores numéricos.

De la ecuación 4.9, el término $(\eta V/\phi^\alpha)$ no cambia para el mismo tipo y tamaño de electrodo, por lo que este término esta incluido en los factores K_2 y K_3 .

La función F_g en la ecuación 4.2 responde a la distorsión por contracción de una placa que tiene cambio angular inherente a la unidad y puede ser obtenida usando la teoría de la elasticidad, la magnitud de los factores K_2 y K_3 fueron determinados por los autores analizando algunos resultados experimentales del cambio angular en placas rectangulares.

El método anterior es aplicado de igual manera para el caso de soldadura de filete de una pasada, pues no difiere en gran medida de la soldadura tipo *bead on plate*.

Las fórmulas convencionales para los casos de soldadura tipo *bead on plate* y de filete en uniones en T para una pasada es la misma, esta se muestra en la ecuación 4.15.

$$\delta_f = C_1 \left(\frac{I}{t\sqrt{vt}} \right)^{m+1} \times \exp \left\{ -C_2 \left(\frac{I}{t\sqrt{vt}} \right) \right\} \quad (4.15)$$

El significado físico de las constantes esta dado por:

$$C_1 \propto \left(\frac{\eta V}{\phi^{0,25}} \right)^{2,5} \quad ; \quad C_2 \propto \frac{\eta V}{\phi^{0,25}} \quad ; \quad m = 1, 5$$

4.2.1.3. Distorsión por contracción producto de soldadura de múltiples pasadas

Para el caso de soldadura de múltiples pasadas, la distorsión angular ya no depende solo del parámetro Q sino que también del parámetro N . Se puede comprobar mediante mediciones del cambio angular en uniones con soldadura de filete de múltiples pasadas que si las condiciones son definidas para cada pasada o el parámetro Q es constante, el cambio angular será aproximadamente proporcional al parámetro N (número de pasadas).

Además, para soldaduras a tope con múltiples pasadas, la soldadura de cada pasada a excepción de la primera, serán iguales a la soldadura tipo *bead on plate*. Asumiendo que la ley de superposición es aplicada para la distorsión por contracción en uniones soldadas con múltiples pasadas, se puede obtener una fórmula para la distorsión angular inherente en

soldaduras tipo filete y a tope a partir de la ecuación 4.14. Los resultados para ambos casos se muestran en las siguientes ecuaciones, tanto el cambio angular inherente como la fórmula convencional y sus constantes:

1. Soldadura de filete con múltiples pasadas:

a) Cambio angular inherente

$$\delta_i \propto N \left(Q t^{-3/2} \right)^{m+1} \cdot \exp\{-n Q t^{-3/2}\} \quad (4.16)$$

$$\delta_i \propto N Q t^{-3/2} \quad \text{cuando } t \gtrsim 1 \text{ cm} \quad (4.17)$$

b) Fórmula convencional

$$\delta_f = \frac{W}{w_0} \cdot C_1 \left(\frac{I}{t \sqrt{vt}} \right)^{m+1} \times \exp\left\{-C_2 \left(\frac{I}{t \sqrt{vt}} \right)\right\} \quad (4.18)$$

$$\delta_f = C W t^{-3/2} \quad \text{cuando } t \gtrsim 1 \text{ cm} \quad (4.19)$$

c) Significado físico de las constantes

$$C_1 \propto \left(\frac{\eta V}{\phi^{0,25}} \right)^{2,5} ; \quad C_2 \propto \frac{\eta V}{\phi^{2,5}} ; \quad m = 1,5 ; \quad C \propto \left(\frac{\eta V}{\mu r} \right) \left(\frac{\sqrt{v}}{\phi^{2,5}} \right)$$

2. Soldadura a tope con múltiples pasadas:

a) Cambio angular inherente

$$\delta_i \propto \frac{Q^m N}{t^2} \left[2 \cdot \exp\left\{-n Q t^{-3/2} \left(\frac{W}{W_A} \right)^{3/4}\right\} - \exp\{-n Q t^{-3/2}\} \right] \quad (4.20)$$

b) Fórmula convencional

$$\delta_f = C_1 \left(\frac{A}{t^2} \right) \left[2 \cdot \exp \left\{ -C_2 t^{-3/2} \left(\frac{W}{W_A} \right)^{3/4} \right\} - \exp \left\{ -C_2 t^{3/2} \right\} \right] \quad (4.21)$$

c) Significado físico de las constantes

$$C_1 \propto \frac{1}{w_0} \left(\frac{\eta V I}{\phi^{0,25} \sqrt{v}} \right)^{4/3} ; \quad C_2 \propto \frac{\eta V I}{\phi^{0,25} \sqrt{v}}$$

El término A en la ecuación 4.21 hace referencia a el área seccional de la ranura en una unión a tope.

4.2.2. Efecto de las restricciones externas aplicadas en la pieza de trabajo

4.2.2.1. Grado de restricción externa

Muchos de los trabajos de soldadura en estructuras se encuentran en cierta medida bajo una restricción externa, las distorsiones por contracción para estos casos son controladas a alta temperatura y el cambio angular inherente será menor que el presentado en uniones sin restricción.

Uno de los supuestos de los autores para los casos restringidos es que si los factores relacionados con el calor de soldadura son definidos, la razón entre la distorsión bajo restricción y aquella sin restricción dependerá solo del grado de restricción externa a la que es sometida la unión, tal y como expresa la ecuación 4.3.

Durante el estudio, los autores define como medida del grado de restricción externa un coeficiente de restricción (p), que para su cálculo es utilizado la dislocación en la superficie de la placa debido al cambio angular y el esfuerzo máximo de flexión. La definición del coeficiente se muestra a continuación:

Coeficiente de restricción para el cambio angular (p)	=	Valor promedio del esfuerzo máximo de flexión a lo largo de la línea de soldadura necesario para producir un cambio angular promedio de $1/t$ radianes a lo largo de la línea de soldadura, donde t es el espesor de la placa en milímetros.
--	---	--

4.2.2.2. Relación entre la distorsión angular bajo restricción y el coeficiente de restricción p

Dentro del estudio realizado por los autores [7] y en el cual se basa esta sección, se realiza el cálculo del coeficiente de restricción en dos estructuras con uniones tipo T restringidas, distintas entre sí a modo de ejemplo. Con los datos encontrados del cambio angular en la estructura restringida (δ_0) y aquellos correspondientes a el cambio angular sin restricción (δ_f), se construye un gráfico entre la razón de ambos cambios angulares (δ_0/δ_f), equivalente a la función F_c , y el coeficiente de restricción p .

La construcción de dicho gráfico para los datos reunidos de los dos tipos de estructuras las cuales, a pesar de tener condiciones distintas entre sí comparten la misma curva. A partir de esto se concluye que la función F_c es decidida solo por el coeficiente de restricción p y es independiente de otras condiciones, en el trabajo de los autores se dan ejemplos de cálculo para el coeficiente p para distintos tipos de estructuras, donde es calculado mediante la teoría de la elasticidad.

4.3. Modelo de Masubuchi

Masubuchi propone en su libro “*Analysis of Welded Structures*” [13] una expresión para el cálculo de la distorsión angular en uniones restringidas con soldadura de filete.

En trabajos anteriores del autor, junto a otros investigadores [14] concluyeron que la distorsión y los esfuerzos resultantes para estructuras como la mostrada en la figura 4.8, pueden ser analizados como un problema de esfuerzos en un marco rígido.

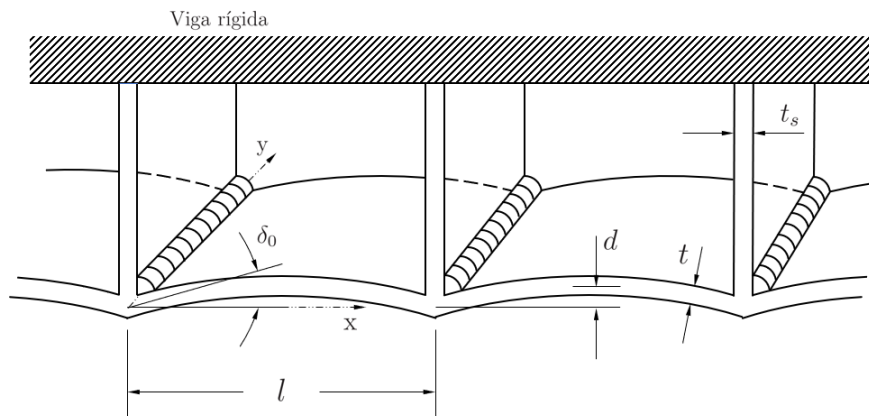


Figura 4.8: Soldadura de filete en un marco restringido. [13]

En el caso simple donde la longitud de todos los tramos entre refuerzos (l) es la misma, la altura de la distorsión en el tramo producto del cambio angular (d) esta dada por:

$$\frac{d}{l} = \left[\frac{1}{4} - \left(\frac{x}{l} - \frac{1}{2} \right)^2 \right] \cdot \delta_0 \quad (4.22)$$

La altura máxima de la distorsión (d_0) se encuentra en el medio del tramo (cuando $x = l/2$) y esta dada por:

$$d_0 = \frac{1}{4} \cdot \delta_0 \cdot l \quad (4.23)$$

Las ecuaciones anteriores (4.22 y 4.23) hacen uso de la distorsión angular restringida (δ_0) como parámetro, por lo que el autor propone una expresión para esta, el procedimiento es descrito a continuación.

4.3.1. Cálculo de la distorsión angular bajo restricción de uniones soldadas a filete

Es conocido que la distorsión angular en uniones restringidas va a ser menor que en uniones sin restricción:

$$\delta_0 < \delta_f$$

Por lo que debe existir una energía necesaria para disminuir el cambio angular al restringir un estructura, la cual está dada por la energía de soldadura U_w expresada como:

$$U_w = \int_0^{\delta_f - \delta_0} \frac{dU_w}{d(\delta_f - \delta_0)} d(\delta_f - \delta_0) \quad (4.24)$$

Además, se define la energía de deformación de la placa restringida por unidad de ancho, U_p , usando la teoría de elasticidad en vigas:

$$U_p = \left(\frac{D}{l} \right) \cdot \delta_0^2 \quad , \quad D = \frac{Et^3}{12(1 - \nu^2)} \quad (4.25)$$

Con D correspondiente a la rigidez de la placa base, la que depende de el módulo de Young (E) y el módulo de Poisson (ν).

La suma de estas energías corresponde a la energía total del sistema:

$$U_t = U_w + U_p \quad (4.26)$$

Cuanto mayor es el cambio de ángulo al restringir la pieza es decir, δ_0 tiene un menor valor, mayor será la energía necesaria para restringir la pieza (U_w) y menor la energía de deformación (U_p) ya que esta se encuentra menos deformada.

Siguiendo el razonamiento anterior, se tiene como condición de equilibrio que la energía total del sistema debe estar al mínimo.

El autor simplifica el problema asumiendo una ecuación lineal para el cambio incremental de energía de soldadura en relación al cambio de ángulo, mostrada en la siguiente expresión:

$$\frac{dU_w}{d(\delta_f - \delta_0)} = C(\delta_f - \delta_0) \quad (4.27)$$

La constante C es definida como el *coeficiente de rigidez para cambio angular* y se determina por las condiciones de soldadura y el espesor de placa.

Aplicando la simplificación anterior (4.27) en la ecuación 4.24, se obtiene una nueva expresión para la energía de soldadura por unidad de ancho, mostrada en la ecuación 4.28.

$$U_w = \int_0^{\delta_f - \delta_0} C(\delta_f - \delta_0) d(\delta_f - \delta_0)$$

$$U_w = \left(\frac{C}{2}\right) \cdot (\delta_f - \delta_0)^2 \quad (4.28)$$

Mediante la condición de equilibrio mostrada en 4.26 y las expresiones para U_w (4.28) y U_p (4.25) se obtiene una expresión para el término buscado.

$$\frac{\partial U_t}{\partial \delta_0} = \frac{\partial}{\partial \delta_0}(U_w + U_p) = 0 \quad (4.29)$$

$$\frac{\partial U_t}{\partial \delta_0} = \frac{\partial}{\partial \delta_0} \left(\left(\frac{C}{2}\right)(\delta_f - \delta_0)^2 + \left(\frac{D}{l}\right)\delta_0^2 \right) = 0$$

$$\frac{\partial U_t}{\partial \delta_0} = -C(\delta_f - \delta_0) + \left(\frac{2D}{l}\right)\delta_0 = 0$$

Finalmente, de la expresión anterior se despeja el cambio angular para estructuras restringidas en función del cambio angular libre.

$$\delta_0 = \frac{\delta_f}{1 + \left(\frac{2D}{l}\right)\left(\frac{1}{C}\right)} \quad (4.30)$$

La expresión entregada por el autor es dependiente de la distorsión angular sin restricción externa, este indica que se puede obtener dicho valor a través de trabajos como los de *Hirai y Nakamura* en aceros y los de *Taniguchi* en aluminio, que determinan valores para δ_f y el parámetro C para distintas condiciones, resultado de procedimientos experimentales.

4.4. Modelo de Ueda, Nakacho y Moriyama

Los autores proponen un modelo de distorsión angular para el caso de uniones tipo T con soldadura de filete bajo restricción [15], usando la teoría de elasticidad en vigas y el modelo propuesto por Watanabe y Satoh [7] para el caso sin restricción de múltiple y una pasada, expuesto en las ecuaciones 4.3 y 4.2 respectivamente.

El modelo toma como referencia la figura 4.9, la configuración debe cumplir con la condición de simetría aplicada a la deformación de la placa base entre refuerzos, además de la condición ideal de aplicación simultánea de soldadura.

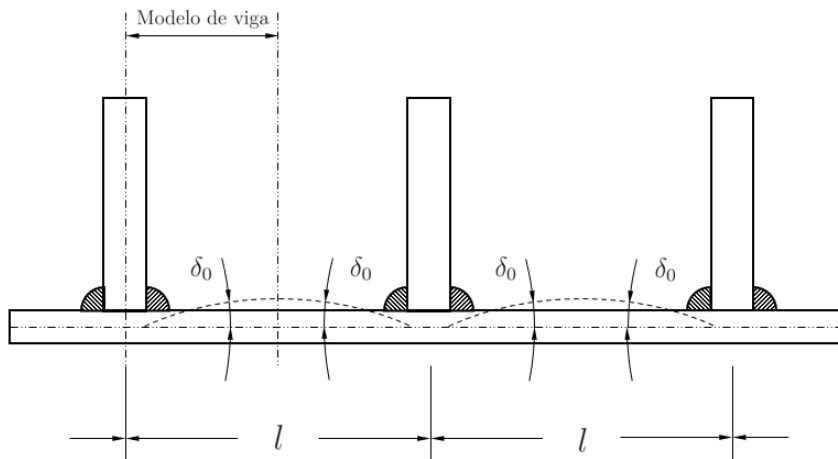


Figura 4.9: Deflexión de la placa inferior entre refuerzos debido a soldadura de filete. [15]

En la figura 4.9 se observa además, la zona considerada para el modelo de viga, este es simétrico en la línea central de los refuerzos y la placa base, esta zona se detalla en la figura 4.10.

Donde,

- M_1 : Momento concentrado de flexión equivalente al producido por contracción transversal en el metal de soldadura que causa la misma distorsión angular que la producida por soldadura de filete.
- M_2 : Momento de flexión que hace la pendiente en $x = l_m$ cero cumpliendo la condición de simetría.
- l_1 : Posición de acción de M_1 .
- θ : Pendiente.

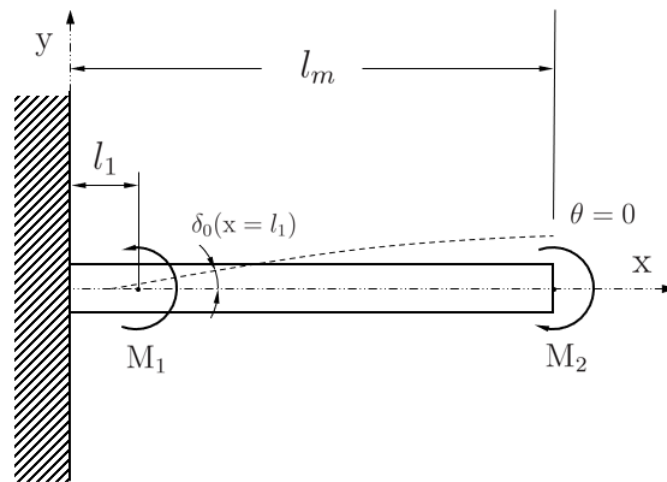


Figura 4.10: Deflexión en viga aplicando la condición de simetría. [15]

El modelo se construye calculando las pendientes resultantes de los momentos M_1 y M_2 de forma separada, los cuales se muestran en las figuras 4.11 y 4.12

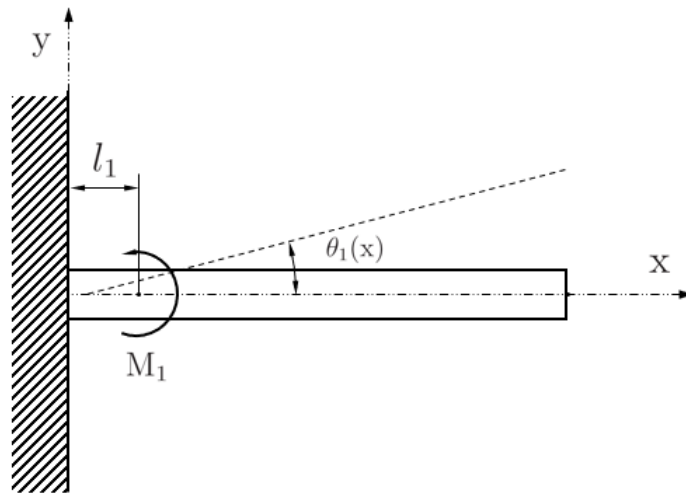


Figura 4.11: Deflexión debido a momento aplicado en $x = l_1$. [15]

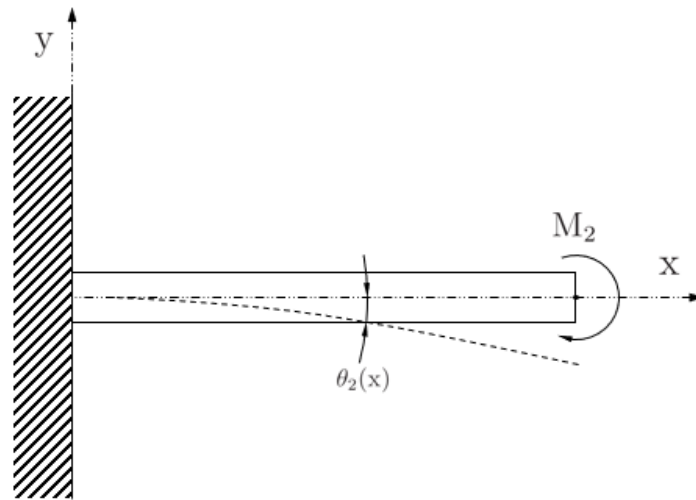


Figura 4.12: Deflexión debido a la presencia de momento en el extremo de la viga. [15]

Para la configuración presentada en la figura 4.11 donde actúa solo el momento aplicado en $x = l_1$, la pendientes θ_1 corresponde a la expresión 4.31, donde E corresponde al módulo de Young e I al momento de inercia.

$$\theta_1 = \begin{cases} \frac{M_1}{EI}x & (0 \leq x \leq l_1) \\ \frac{M_1 l_1}{EI} & (l_1 \leq x \leq l_m) \end{cases} \quad (4.31)$$

Además, en este caso la pendiente es igual a la distorsión angular no restringida, por lo que se tiene:

$$\delta_f = \frac{M_1 l_1}{EI} \quad (4.32)$$

Para el caso presentado en la figura 4.12 donde el momento M_2 actúa en el extremo de la viga, la pendiente θ_2 queda expresada como:

$$\theta_2 = -\left(\frac{M_2}{EI}\right)x \quad (0 \leq x \leq l_m) \quad (4.33)$$

La configuración original mostrada en la figura 4.10 permite relacionar las pendientes encontradas, ya que la suma de ambas debe ser cero cuando $x = l_m$ para cumplir la condición de simetría. A partir de esto se deriva una expresión para la distorsión angular.

Reemplazando las ecuaciones 4.31 y 4.33 en la condición de simetría cuando $x = l_m$, se tiene que:

$$\theta_1 + \theta_2 = 0$$

$$\frac{M_1}{EI}l_1 - \frac{M_2}{EI}l_m = 0$$

La expresión anterior permite obtener una relación entre M_1 y M_2 , despejando M_2 se obtiene:

$$M_2 = \left(\frac{l_1}{l_m}\right)M_1 \quad (4.34)$$

Reemplazando M_2 en la ecuación 4.33, se obtiene una expresión para θ_2 dependiente de M_1 :

$$\theta_2 = -\left(\frac{M_1}{EI}\right)\left(\frac{l_1}{l_m}\right)x \quad (4.35)$$

Finalmente, en la figura 4.10 donde los momentos M_1 y M_2 actúan de manera simultánea, el ángulo de distorsión δ_0 es calculado como la suma de las pendientes θ_1 y θ_2 en la posición $x = l_1$ mostrado en la ecuación 4.36:

$$\delta_0 = \theta_1 + \theta_2$$

$$\delta_0 = \left(\frac{M_1}{EI}\right) l_1 - \left(\frac{M_1}{EI}\right) \left(\frac{l_1}{l_m}\right) l_1$$

$$\delta_0 = \left(\frac{M_1 l_1}{EI}\right) \left(1 - \frac{l_1}{l_m}\right) \quad (4.36)$$

Usando las ecuaciones 4.32 y 4.36 los autores definen el *coeficiente de restricción de la distorsión angular* como la razón entre la distorsión restringida δ_0 y sin restringir δ_f :

$$K_\delta = \frac{\delta_0}{\delta_f} = \left(1 - \frac{l_1}{l_m}\right) \quad (4.37)$$

El coeficiente K_δ definido en la expresión anterior, es dependiente de l_1 que especifica la posición de acción de M_1 . En la figura 4.13 se muestra la distribución de momento correspondiente al caso mostrado en la figura 4.10, en él se observa que existe un punto de inflexión en $x = l_1$ el cual permite estimar el término l_1 .

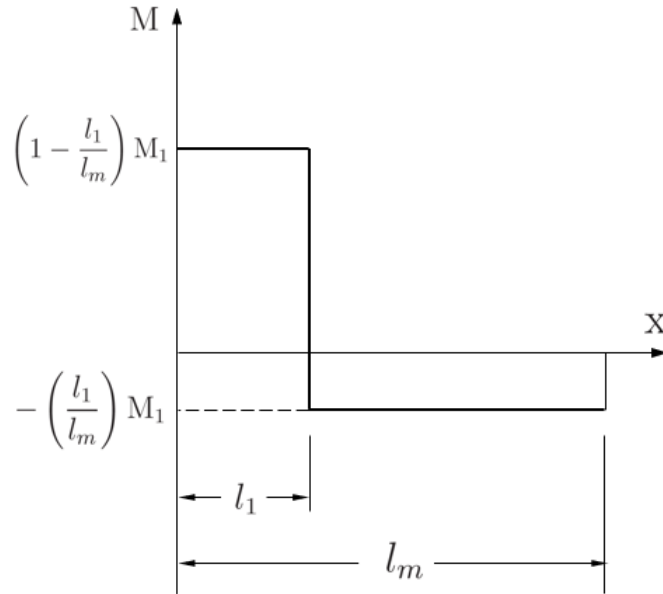


Figura 4.13: Distribución de momento para la figura 4.10. [15]

Los autores se basan en los resultados de análisis termo elástico-plástico realizados en diversas vigas con distintas condiciones de soldadura y diferentes valores de l_m para estimar l_1 , los resultados de las deformaciones respectivas son estudiadas en detalle y que además, es sabido que la posición l_1 donde actúa M_1 es cercana al borde del metal de soldadura (talón), así se propone la siguiente estimación:

$$l_1 = \left(\frac{t_s}{2} \right) + f \quad (4.38)$$

Donde,

- t_s : Espesor de la placa de refuerzo.
- f : Tamaño de la pierna.

Al reemplazar la expresión anterior en la ecuación 4.37, se obtiene una expresión para K_δ independiente de l_1 :

$$K_\delta = 1 - \frac{(t_s + 2f)}{2l} \quad (4.39)$$

Considerando la ecuación anterior y despejando δ_0 de 4.37, se tiene una expresión para la distorsión angular en uniones tipo T con soldadura de filete restringidas (ecuación 4.40), dependiente de valores geométricos y la distorsión para el caso sin restricción, la que es obtenida de las fórmulas propuestas por Watanabe y Satoh [7] para el caso correspondiente.

$$\delta_0 = K_\delta \cdot \delta_f \quad (4.40)$$

Capítulo 5

Discusión

5.1. Resumen de Modelos

Los modelos descritos en el capítulo anterior se resumen en el siguiente listado, estos se clasifican según el tipo de soldadura y la presencia de restricción:

1. Soldadura tipo *bead on plate*

a) Caso sin restricción

1) Expresión entregada por Watanabe y Satoh

- Soldadura de una pasada

$$\delta_f = C_1 \left(\frac{I}{t \sqrt{vt}} \right)^{m+1} \times \exp \left\{ -C_2 \left(\frac{I}{t \sqrt{vt}} \right) \right\}$$

Donde,

$$C_1 \propto \left(\frac{\eta V}{\phi^{0,25}} \right)^{2,5} ; \quad C_2 \propto \frac{\eta V}{\phi^{0,25}} ; \quad m = 1, 5$$

2. Soldadura a tope

a) Caso sin restricción

1) Expresión entregada por Watanabe y Satoh

- Soldadura de múltiples pasadas

$$\delta_f = C_1 \left(\frac{A}{t^2} \right) \left[2 \cdot \exp \left\{ -C_2 t^{-3/2} \left(\frac{W}{W_A} \right)^{3/4} \right\} - \exp \left\{ -C_2 t^{3/2} \right\} \right]$$

Donde,

$$C_1 \propto \frac{1}{w_0} \left(\frac{\eta VI}{\phi^{0,25} \sqrt{v}} \right)^{4/3} ; \quad C_2 \propto \frac{\eta VI}{\phi^{0,25} \sqrt{v}}$$

b) Caso bajo restricción externa

1) Expresión entregada por Watanabe y Satoh

- Soldadura con múltiples pasadas

$$\delta_0 = \left\{ C_1 \left(\frac{A}{t^2} \right) \left[2 \cdot \exp \left\{ -C_2 t^{-3/2} \left(\frac{W}{W_A} \right)^{3/4} \right\} - \exp \left\{ -C_2 t^{3/2} \right\} \right] \right\} \times F_c$$

3. Soldadura de filete

a) Caso sin restricción

1) Expresión entregada por Blodgett

$$d_f = 0,02 \cdot \frac{l_f a^{1,3}}{t^2}$$

2) Expresión entregada por Watanabe y Satoh

- Soldadura de una pasada

$$\delta_f = C_1 \left(\frac{I}{t \sqrt{vt}} \right)^{m+1} \times \exp \left\{ -C_2 \left(\frac{I}{t \sqrt{vt}} \right) \right\}$$

Donde,

$$C_1 \propto \left(\frac{\eta V}{\phi^{0,25}} \right)^{2,5} ; C_2 \propto \frac{\eta V}{\phi^{0,25}} ; m = 1,5$$

- Soldadura de múltiples pasadas

$$\delta_f = \frac{W}{w_0} \cdot C_1 \left(\frac{I}{t \sqrt{vt}} \right)^{m+1} \times \exp \left\{ -C_2 \left(\frac{I}{t \sqrt{vt}} \right) \right\}$$

$$\delta_f = C W t^{-3/2} \quad \text{cuando } t \gtrsim 1 \text{ cm}$$

Donde,

$$C_1 \propto \left(\frac{\eta V}{\phi^{0,25}} \right)^{2,5} ; C_2 \propto \frac{\eta V}{\phi^{2,5}} ; m = 1,5 ; C \propto \left(\frac{\eta V}{\mu r} \right) \left(\frac{\sqrt{v}}{\phi^{2,5}} \right)$$

b) Caso bajo restricción externa

- 1) Expresión entregada por Masubuchi

$$\delta_0 = \frac{\delta_f}{1 + \left(\frac{2D}{t} \right) \left(\frac{1}{C} \right)}$$

- 2) Expresión entregada por Ueda, Nakacho y Moriyama

$$\delta_0 = K_\delta \cdot \delta_f$$

Donde,

$$K_\delta = 1 - \frac{(t_s + 2f)}{2l}$$

3) Expresión entregada por Watanabe y Satoh

- Soldadura de una pasada

$$\delta_0 = \left\{ C_1 \left(\frac{I}{t \sqrt{vt}} \right)^{m+1} \times \exp \left\{ -C_2 \left(\frac{I}{t \sqrt{vt}} \right) \right\} \right\} \times F_c$$

- Soldadura de múltiples pasadas

$$\delta_0 = \left\{ \frac{W}{w_0} \cdot C_1 \left(\frac{I}{t \sqrt{vt}} \right)^{m+1} \times \exp \left\{ -C_2 \left(\frac{I}{t \sqrt{vt}} \right) \right\} \right\} \times F_c$$

$$\delta_0 = \left\{ C W t^{-3/2} \right\} \times F_c \quad \text{cuando } t \gtrsim 1 \text{ cm}$$

5.1.1. Comentarios Generales

1. Los modelos de *Blodgett y Watanabe y Satoh* son los únicos que entregan una expresión para la distorsión angular sin restricción.
2. *Masubuchi y Ueda, Nakacho y Moriyama*, toman como dato conocido el valor de la distorsión angular sin restricción para la construcción de sus modelos. Estos últimos indican que para obtener dato inicial deben usarse las fórmulas propuestas por los trabajos de *Watanabe y Satoh*.
3. Se observa que los modelos de *Masubuchi y Ueda, Nakacho y Moriyama* desarrollan una expresión para el mismo tipo de unión y restricción desde distintos enfoques, uno a través de las energías del sistema y el otro mediante la teoría de la elasticidad.
4. Dentro de los modelos descritos, el desarrollado por *Watanabe y Satoh* es el más completo, es el único que incluye las propiedades del arco en su desarrollo y entrega expresiones para los casos con y sin restricción de los tres tipos principales de uniones, sin embargo para los casos de uniones restringidas la dependencia de estas con la función F_c hace difícil la obtención de un resultado inmediato, debido a que esta función es obtenida mediante datos experimentales.
5. Cada autor desarrolla su modelo desde distintos enfoques, los tres primeros autores, *Blodgett, Watabe y Satoh* y *Masubuchi* trabajan desde un enfoque teórico-empírico y el método desarrollado por *Ueda, Nakacho y Moriya* posee un enfoque teórico.

6. En la práctica, la aplicación de modelos que dependen de una gran cantidad de factores y constantes a calcular suele resultar engorroso. Por lo que es más común encontrar modelos como el de *Blodgett* ya que puede ser implementados más fácilmente [2].
7. Debido a la gran cantidad de factores que influyen en el proceso de soldadura y en las distorsiones generadas, es que existen distintos enfoques para estudiar el problema, así como métodos propuestos.
8. La comparación entre modelos se ve dificultada ya que la mayoría de ellos no logran entregar expresiones para la totalidad de los casos.

5.2. Caso comparativo

A continuación, se presenta un caso comparativo aplicado a una unión tipo T con soldadura de filete sin restricción, la comparación es realizada entre un caso experimental extraído del trabajo realizado por *Eren y Karasu Asnaz* [16] sobre distorsión en soldaduras a filete y los modelos de *Blodgett y Watanabe y Satoh* para el caso correspondiente.

5.2.1. Caso experimental

El ejemplo extraído del caso estudiado por *Eren y Karasu Asnaz* [16] consiste en una unión tipo T con soldadura de filete sin restricción, formada por dos placas rectangulares de $200\text{ mm} \times 300\text{ mm}$ de acero estructural de bajo carbono S355J2G3 (norma EN 10025:1993) como el mostrados en la figura 5.1.

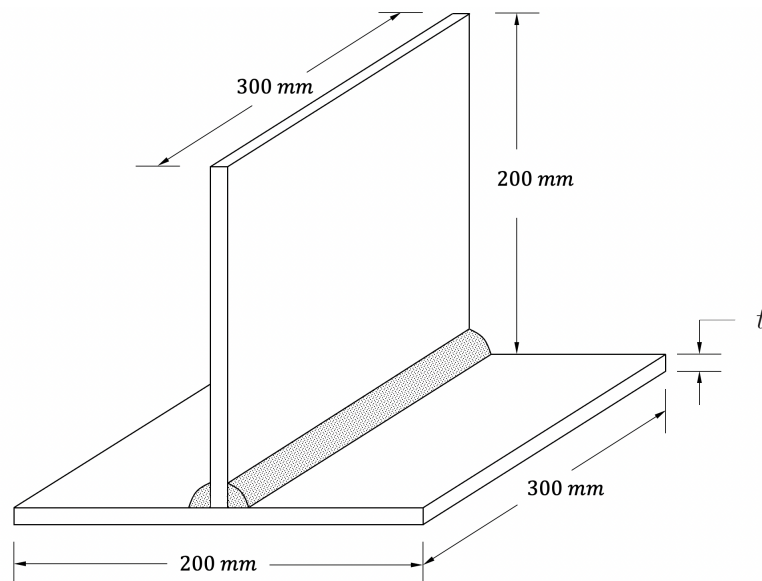


Figura 5.1: Esquema de la unión soldada para caso experimental.

El proceso de soldadura aplicado es GMAW (*Gas Metal Arc Welding*) ya que es uno de los más ampliamente utilizados en la industria. Durante el proceso se utilizó una premezcla de Ar / CO₂ (82 % / 18 %) y fue ejecutado en horizontal, con la ayuda de un carro de soldadura, el ángulo del soplete se fijó en 45° para ambas placas y se determinó un ángulo de 90° para la unión.

El experimento fue realizado para tres uniones de como la mostrada en la figura 5.1, pero con espesores de placa distintos, equivalentes a 3 mm, 5 mm y 8 mm. Los parámetros utilizados durante cada proceso se muestran en la tabla 5.1, cabe destacar que se incluyen solo aquellos parámetros que son requeridos en los modelos de *Blodgett* y *Watanabe y Satoh* a calcular para la comparación.

Tabla 5.1: Parámetros del proceso de soldadura para tres muestras.

Parámetro	$t = 3 \text{ mm}$	$t = 5 \text{ mm}$	$t = 8 \text{ mm}$
Ancho placa base (l_f)	200 mm	200 mm	200 mm
Longitud de pierna de soldadura (a)	6 mm	6 mm	7 mm
Voltaje del arco (V)	22 V	22 V	30 V
Corriente de soldadura (I)	170 A	170 A	200 A
Eficiencia térmica (η)	0,7	0,7	0,7
Velocidad de soldadura (v)	0,75 cm/s	0,75 cm/s	0,4667 cm/s
Diámetro del electrodo (ϕ)	0,1 cm	0,1 cm	0,1 cm

5.2.1.1. Preparación previa al proceso de soldadura

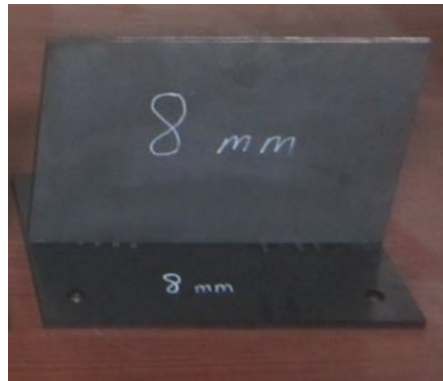
Previo al proceso de soldadura, se aseguró la planitud de las placas a soldar midiendo con una máquina portátil de medición por coordenadas (CMM) (ver figura 5.2.a), la cual consiste en una sonda electrónica sensible que mide una serie de puntos discretos de la geometría de una pieza sólida y proporciona mediciones confiables de formas y superficies complejas [16].

Después de verificar que las placas están lo suficientemente planas y sin ninguna deformación que pueda afectar el proceso de soldadura, la placa de refuerzo es fijada mediante puntos provisionalmente a la placa base, para facilitar la posterior soldadura de las piezas (ver figura 5.2.b). Luego de la soldadura de puntos, se controla el ángulo entre las placas usando el mismo equipo antes utilizado (CMM) (ver figura 5.2.c), el ángulo de 90° entre las placas deben estar dentro del rango de 0,02° de tolerancia para ser considerado apto para el ensayo. Finalmente, se fijaron con puntos de soldadura tipo GTAW, dos piezas pequeñas en los extremos de la línea a soldar, para eliminar los defectos de soldadura asociados con el inicio y detención del proceso de soldadura, terminado el proceso de soldadura estas dos

piezas son cortadas cuidadosamente.



(a) Medición de la planitud de las placas.



(b) Fijación de placas previa a la soldadura.



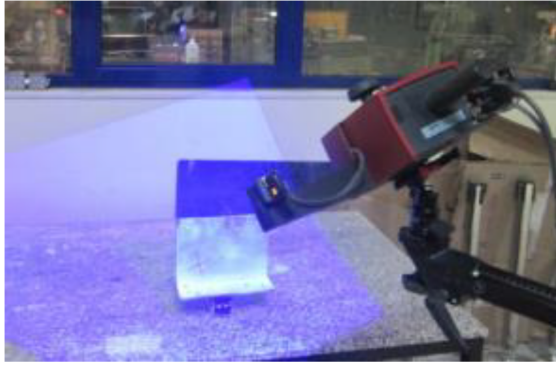
(c) Control del ángulo entre las placas.

Figura 5.2: Mediciones experimentales previas al proceso de soldadura. [16]

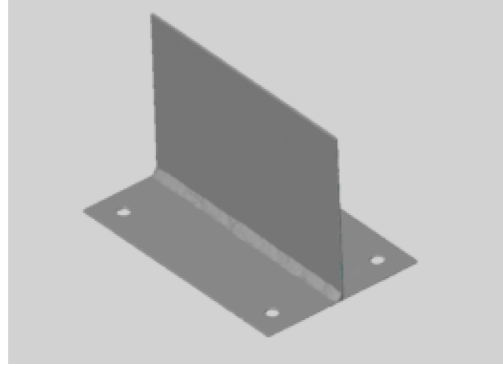
5.2.1.2. Medición de la distorsión angular posterior al proceso de soldadura

La soldadura de tipo filete de una pasada fue realizada para las tres uniones de espesores distintos, según los parámetros mostrados en la tabla 5.1. La distorsión provocada por el proceso de soldadura es medida usando un escáner óptico 3D (GOM ATOS Core) este recompila una nube detallada de puntos de alta resolución que puede ser analizada sin necesidad de manipulación adicional [16].

La figura 5.3.a muestra la medición de la distorsión angular después del proceso de soldadura mediante el instrumento antes utilizado, 20 segundos después de enfriada la soldadura. Los datos obtenidos por el instrumento consisten en una nube de puntos discretos que se transforman en una malla representativa de la muestra escaneada (ver figura 5.3.b) la malla generada es comparada con un modelo 3D de la pieza previo a la soldadura, donde se examina la diferencia de ángulo entre ambas.



(a) Proceso de escaner 3D por GOM ATOS Core.



(b) Imagen escaneada de la parte soldada de una pieza.

Figura 5.3: Medición experimental posterior al proceso de soldadura. [16]

Los resultados experimentales para la distorsión angular medidos para las tres muestras de distinto espesor, se exponen en la tabla 5.2 mostrada a continuación:

Tabla 5.2: Resultados experimentales para la distorsión angular del caso de estudio. [16]

	$t = 3 \text{ mm}$	$t = 5 \text{ mm}$	$t = 8 \text{ mm}$
Ángulo entre placas de la unión tipo T	89,81°	89,56°	88,96°

5.2.2. Cálculo de la distorsión angular según los modelos de *Blodgett* y *Watanabe y Satoh*

El caso comparativo es aplicado entre el ejemplo experimental antes descrito y los modelos de *Blodgett* y *Watanabe y Satoh*, ya que estos últimos son los que entregan una expresión para el cálculo de la distorsión angular en soldaduras a filete para uniones en T.

5.2.2.1. Cálculo de la distorsión angular según el modelo de *Blodgett*

La ecuación 4.1 de la sección 4.1 corresponde a la expresión entregada por *Blodgett* para el cálculo de la distorsión angular en uniones tipo T, medida como la elevación de la placa base generada por el cambio angular producto de la distorsión. La expresión se encuentra en unidades inglesas, por lo que los datos requeridos para la aplicación de la fórmula fueron convertidos a pulgadas. La expresión entregada por *Blodgett* junto a los datos necesarios para su desarrollo se muestra en la tabla 5.3 para las tres muestras de espesores distintos.

Tabla 5.3: Expresión para el cálculo de la distorsión angular y datos necesarios en el modelo de *Blodgett*

Muestra	Dato	Valor	Expresión
Placa espesor $t = 3 \text{ mm}$	l_f	7,8740 <i>pulg</i>	$d_f = 0,02 \cdot \frac{l_f a^{1,3}}{t^2} \text{ (pulg)}$
	a	0,2362 <i>pulg</i>	
	t	0,1181 <i>pulg</i>	
Placa espesor $t = 5 \text{ mm}$	l_f	7,8740 <i>pulg</i>	
	a	0,2362 <i>pulg</i>	
	t	0,1966 <i>pulg</i>	
Placa espesor $t = 8 \text{ mm}$	l_f	7,8740 <i>pulg</i>	
	a	0,2756 <i>pulg</i>	
	t	0,3149 <i>pulg</i>	

La expresión de *Blodgett* entrega los valores de distorsión como la elevación de la placa base respecto a la vertical pero para ser comparable con los resultados experimentales, la distorsión debe ser expresada como el ángulo entre la placa base y la placa de refuerzo en grados. Se sabe que para ángulos pequeños se puede aproximar el cambio de ángulo en radianes como la fracción entre el desplazamiento vertical y la mitad del ancho de la placa base, como se muestra en la expresión 5.1 acorde a la figura 5.4.

$$\delta_f = \frac{d_f}{l_f/2} \quad (5.1)$$

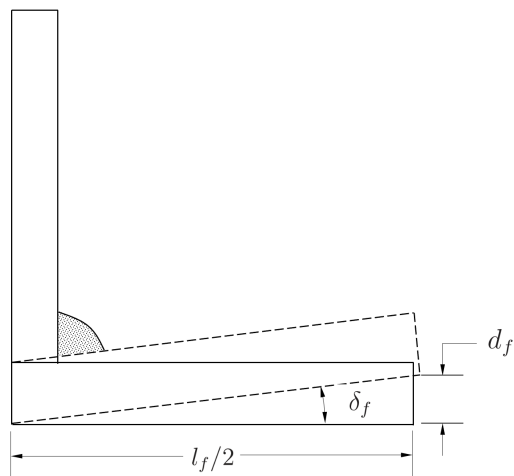


Figura 5.4: Aproximación del ángulo en función del desplazamiento vertical.

Considerado lo anterior, se calcula el ángulo que será comparado con el valor experimental, la tabla 5.4 mostrada a continuación incluye el desplazamiento vertical, el ángulo de distorsión en radianes y en grados, y el ángulo entre la placa de refuerzo y la placa base.

Tabla 5.4: Resultados de la distorsión angular según el modelo de *Blodgett*

Resultado	$t = 3 \text{ mm}$	$t = 5 \text{ mm}$	$t = 8 \text{ mm}$
Desplazamiento vertical (d_f)	0,0702 <i>pulg</i>	0,0544 <i>pulg</i>	0,0525 <i>pulg</i>
Ángulo de distorsión en radianes (δ_f)	0,0178 <i>rad</i>	0,0138 <i>rad</i>	0,0133 <i>rad</i>
Ángulo de distorsión en grados (δ_f)	1,0218°	0,7915°	0,7645°
Ángulo entre placas	88,8782°	89,2085°	89,2355°

5.2.2.2. Cálculo de la distorsión angular según el modelo de *Watanabe y Satoh*

La expresión a utilizar para el cálculo de la distorsión angular de una pasada corresponde a la ecuación 4.15, se usará la versión de esta ecuación presentada en [15], la cual agrega un factor de 10^{-3} en la expresión original. La versión de la fórmula utilizada junto con los datos requeridos y su correspondiente unidad acorde a la fórmula se muestran en la tabla 5.5 para las tres muestras.

Tabla 5.5: Expresión para el cálculo de la distorsión angular y datos necesarios en el modelo de *Watanabe y Satoh*

Muestra	Dato	Valor
Placa espesor $t = 3 \text{ mm}$	I	170 A
	t	0,3 cm
	v	0,75 cm/seg
	η	0,7
	V	22 V
	ϕ	0,1 cm
Placa espesor $t = 5 \text{ mm}$	I	170 A
	t	0,5 cm
	v	0,75 cm/seg
	η	0,7
	V	22 V
	ϕ	0,1 cm
Placa espesor $t = 8 \text{ mm}$	I	200 A
	t	0,5 cm
	v	0,4667 cm/seg
	η	0,7
	V	30 V
	ϕ	0,1 cm
$\delta_f = C_1 \left(\frac{I}{t \sqrt{vt}} \times 10^{-3} \right)^{m+1} \times \exp \left\{ -C_2 \left(\frac{I}{t \sqrt{vt}} \times 10^{-3} \right) \right\} \quad (rad)$ $C_1 \propto \left(\frac{\eta V}{\phi^{0,25}} \right)^{2,5}$ $C_2 \propto \left(\frac{\eta V}{\phi^{0,25}} \right)$ $m = 1,5$		

Reemplazando los datos correspondientes en los parámetros C_1 y C_2 y en la expresión presentada en la tabla anterior, se obtiene la distorsión angular para las distintas muestras en radianes, se convierte este resultado en grados y restándolo a los 90° iniciales, se obtiene el ángulo entre la placa de refuerzo y la placa plana, estos valores son mostrados en la tabla 5.6.

Tabla 5.6: Resultados de la distorsión angular según el modelo de *Watanabe y Satoh*

Resultado	$t = 3 \text{ mm}$	$t = 5 \text{ mm}$	$t = 8 \text{ mm}$
Ángulo de distorsión en radianes (δ_f)	0,00076 <i>rad</i>	0,00040 <i>rad</i>	0,00087 <i>rad</i>
Ángulo de distorsión en grados (δ_f)	0,04331°	0,02317°	0,04977°
Ángulo entre placas	89,8567°	89,9768°	89,9502°

5.2.3. Comparación de los valores experimentales y los valores entregado por los modelos predictivos

Para comparar los resultados, se calcula el error porcentual del valor entregado por el modelo predictivo respecto a los datos experimentales, estos se muestran en las tablas 5.7 y 5.8 para los modelos de *Blodgett* y *Watanabe y Satoh* respectivamente.

Tabla 5.7: Comparación de resultados para la distorsión angular según el ensayo experimental y el modelo de *Blodgett*

	$t = 3 \text{ mm}$	$t = 5 \text{ mm}$	$t = 8 \text{ mm}$
Ensayo experimental	89,904°	86,560°	88,960°
Modelo predictivo de <i>Blodgett</i>	88,978°	89,209°	89,235°
Error porcentual	1,03 %	0,39 %	0,31 %

Tabla 5.8: Comparación de resultados para la distorsión angular según el ensayo experimental y el modelo de *Watanabe y Satoh*

	$t = 3 \text{ mm}$	$t = 5 \text{ mm}$	$t = 8 \text{ mm}$
Ensayo experimental	89,904°	86,560°	88,960°
Modelo predictivo de <i>Watanabe y Satoh</i>	89,957°	89,977°	89,950°
Error porcentual	0,06 %	0,47 %	1,11 %

5.2.4. Análisis de la comparación

Las tablas 5.7 y 5.8 permiten observar que el error de predicción de ambos modelos respecto a los valores experimentales para las tres muestras no supera el 1,11 %, podemos considerar por lo tanto, que los modelos predictivos de *Blodgett* y *Watanabe y Satoh* se acercan bastante a las mediciones experimentales.

De manera particular, se puede observar que para el caso de *Blodgett* (tabla 5.7) el error aumenta mientras el espesor de la placa es menor, al contrario del caso de *Watanabe y Satoh* (tabla 5.8) donde el error es mayor para la placa de mayor espesor.

El aumento del error para la muestra de menor espesor de placa en el caso de *Blodgett*, puede deberse a que este modelo depende netamente de los parámetros dimensionales de la pieza, el cual se construye con muestras de valores de espesor de placa superiores a los 19 mm (ver sección 4.1), en contraste con los 8 mm de la placa más gruesa en el ensayo experimental. Los demás parámetros presentes en la expresión de *Blodgett* rondan entre los valores correspondientes a las muestras experimentales.

En el caso de la comparación entre los resultados experimentales y el modelo de *Watanabe y Satoh*, el mayor error se presenta para la placa de mayor espesor (tabla 5.8) y que a diferencia de las otras muestras con espesor de placa menor, esta es la única que cambia los valores de los parámetros de corriente, velocidad de soldadura y voltaje durante el proceso de soldadura, modelo de *Watanabe y Satoh* relaciona precisamente estos parámetros.

Capítulo 6

Conclusión

La predicción analítica de problemas como la distorsión en soldadura, se ve complejizada por la gran cantidad de factores involucrados en el proceso de soldadura, que además pueden estar relacionados entre sí. Los modelos de distorsión angular presentes en la literatura no logran abarcar todos los factores involucrados y tampoco incluir todos los tipos de unión.

Distintos autores analizan el problema desde distintos enfoques, lo que puede enriquecer la comprensión del problema, pero a su vez se ven limitados por la omisión de los otros factores. Se da el caso además, de que muchos de los estudios realizados dependen de estudios experimentales en tipos de uniones y condiciones de soldadura particulares, por lo que el espectro de problemas predecibles de distorsión se ve limitado aún más.

Los trabajos reunidos y sus distintos métodos comprueban la complejidad en el estudio de distorsiones, problema que sigue siendo común en la industria. La recopilación de los trabajos realizados entorno a este tema se hace necesaria, debido a que muchos de estos trabajos se pasan por alto o no se trabajan de forma paralela. Parte de la motivación de este estudio pretende reunir la información existente, explicar su procedimiento y ser de ayuda para quienes desarrollen estudios entorno al tema.

Mediante el caso comparativo es posible concluir que para el tipo de unión presentada, los modelos predictivos aplicados se acercan bastante a la realidad de la distorsión angular producida por el proceso de soldadura y por lo tanto pueden ser aplicados fácilmente en los casos correspondientes, por ejemplo si no se dispone de un modelo numérico que pueda simular más precisamente la distorsión.

6.1. Trabajo futuro

El caso comparativo presentado en este trabajo no logra incluir los modelos predictivos para uniones a tope y uniones restringidas. Se hace necesario incluir un ensayo experimental que permita comparar los modelos predictivos faltantes.

Además de los autores analizados en este trabajo, existen otros que presentan modelos para la distorsión angular en uniones soldadas, como los estudios realizados por *Okerblom*,

Gray, Spence y North y Leggatt, entre otros presentes en la literatura, queda como trabajo futuro la descripción de dichos modelos.

Bibliografía

- [1] Carabali Lobo, J. L. (2006). *Welding process in the engineering*. Honolulu, Hawaii: Atlantic International University.
- [2] The Lincoln Electric Company. *The Procedure Handbook of Arc Welding*. Cleveland: James F. Lincoln Arc Welding Foundation, 1973.
- [3] KOBE STEEL, LTD. *The ABC's of Arc Welding and Inspection*. 5th ed. Tokyo: KOBE STEEL, LTD, 2015.
- [4] J. M. Lee, H. D. Seo, and H. Chung, "Efficient welding distortion analysis method for large welded structures", *Journal of Material Processing Tech*, vol. 256, 36-50, 2018.
- [5] TWI Ltd. (2020). Distortion - Types and Causes [Online]. Available: <https://www.twi-global.com/technical-knowledge/job-knowledge/distortion-types-and-causes-033>
- [6] G. Verhaeghe. *Predictive Formulae for Weld Distortion - A Critical Review*. London: Woodhead Publishing Ltd, 1999.
- [7] M. Watanabe and K. Satoh, "Effect of welding conditions on the shrinkage and distortion in welded structures", *Welding Journal*, vol. 40, no. 8, pp. 377-384, 1961.
- [8] H. Murakawa, D. Deng, and N. Ma, "Concept of inherent strain, inherent stress, inherent deformation and inherent force for prediction of welding distortion and residual stress", *Transactions of JWRI*, vol. 39, no. 2, pp. 103-105, 2010.
- [9] O. W. Blodgett. *Design of Welded Structures*. Cleveland: James F. Lincoln Arc Welding Foundation, 1966.
- [10] M. Watanabe and K. Satoh, "Prediction of penetration in welded joints by welding conditions", *Ibid*, vol. 24, pp. 512-519, 1955 and vol. 25, pp. 18-23, 1956.
- [11] M. Watanabe and K. Satoh, "Plastic study on residual stresses due to welding", *Tech. Repts. Osaka Univ.*, vol. 1, pp. 179-190, 1951.
- [12] M. Watanabe and K. Satoh, "Effect of welding conditions on the transverse shrinkage distortion of bead-on plates", *Jnl. Japan Welding Soc.*, vol. 25, pp. 211-216, 1956.
- [13] K. Masubuchi. *Analysis of Welded Structures, Residual Stresses, Distortion, and their Consequences*. Oxford: Pergamon Press Ltd, 1980.
- [14] K. Masubuchi, Y. Ogura, Y. Ishihara, and J. Hoshino, "Studies on the mechanisms of the origin and methods of reducing the deformation of shell plating in welding ships", *International Shipbuilding progress*, vol. 3, no. 19, pp. 123-133, 1956.

- [15] Y. Ueda, K. Nakacho, and S. Moriyama, “Simple prediction methods for welding deflection and residual stress of stiffened panels”, *Transactions of JWRI*, vol. 15, no. 2, pp. 369-371, 1986.
- [16] İ. Eren and M. Karasu Asnaz, “Finite Element Simulation and Experimental Validation of Welding Distortion of Fillet Welded T-joints”, *Journal of Polytechnic*, March 2021.