



FACULTAD DE METALURGIA ELECTROMECAÁNICA

**EFECTO DEL CALOR EN LAS VARIACIONES
MICROESTRUCTURALES DE UNA ALEACIÓN DE ALUMINIO
OBTENIDA POR FRICCIÓN AGITACIÓN**

Tesis en opción al título de Máster en Electromecánica

Autor: Ing. Wilmer Reyes Feria

Moa - 2019



**FACULTAD DE METALURGIA ELECTROMECAÁNICA
MAESTRÍA EN ELECTROMECAÁNICA**

**EFFECTO DEL CALOR EN LAS VARIACIONES
MICROESTRUCTURALES DE UNA ALEACIÓN DE ALUMINIO
OBTENIDA POR FRICCIÓN AGITACIÓN**

Tesis en opción al título de Máster en Electromecánica

Autor: Ing. Wilmer Reyes Feria

Tutor: Prof. Tit. Yoalbys Retirado Medaceja, Dr. C.
Prof. Tit. Tomás Fernández Columbié, Dr. C.

Moa, 2019

Agradecimientos

A DIOS nuestro señor.

***A todos mis profesores por los conocimientos.
transmitidos durante el desempeño de mi carrera.***

***A mi tutor por confiar en mí en la realización de
este trabajo el Dr. C. Tomás Fernández Columbié.***

***A mis familiares que me apoyaron en los momentos
de mi vida en que más lo necesitaba.***

A mis amigos que siempre creyeron en mí.

***A los que de una forma u otra me apoyaron y
ayudaron en la realización de este trabajo.***

***A la revolución, por darme la oportunidad de
convertirme en profesional .***

A todos,

Muchas Gracias.

Dedicatoria

***Quiero dedicar este trabajo a mi madre: Eulogia Feria
Sucarino.***

A la memoria de mi padre: Francisco A. Reyes.

A la memoria de mi abuela: Zoila Tabares Ampudia.

A mis hijos: Wilmer Reyes y Leinet Reyes.

A mí querida y estimada esposa

Yanet Laguna Rodríguez.

***A mis hermanos y amigos
que estuvieron a mi lado durante toda mi carrera.***

***A nuestra revolución, por las posibilidades que me
ofrece.***

RESUMEN

El trabajo tiene como objetivo determinar el efecto del calor generado por una herramienta de pin cónico roscado en la microestructura y la dureza en la zona afectada térmicamente y termomecánicamente afectada, de una aleación de aluminio AA 1050 obtenida mediante el proceso de soldadura por fricción agitación. La unión se realizó en una fresadora 6 M 12 L, con frecuencia de rotación de 1 200 r/min, velocidad de avance de 30 mm/min y fuerza de contacto de 6 kN, las planchas empleadas con dimensiones de 180x80x4 mm. La herramienta se fabricó de acero AISI 1050, con pin cónico roscado de 4° y longitud de 5 mm, hombro cóncavo de 20 mm de diámetro, templada hasta 60 HRC. Se empleó técnicas de microscopía óptica, de medición de dureza y análisis de imágenes, aplicadas en las zonas analizadas. En las microestructuras obtenidas se observó la formación de fase α , silicio eutéctico y carburos de silicio, distribuidos con un 72 % aproximadamente de la fase α ; un 4,5 % de carburos de silicio y un 13,50 % de silicio eutéctico. En el barrido de dureza realizado en las diferentes zonas, partiendo desde el metal base con 83 HV, se reduce a 48 HV en la ZTA, con ascenso nuevamente a 58 HV en la ZTMA y otro incremento de 56 HV en la ZA, asociado al proceso de transformación que ocurre en esta zona. Se obtiene a través de la simulación por el método de los elementos finitos el flujo de calor y los campos de temperaturas. Por último, se analiza la valoración económica y el impacto medioambiental del proceso de soldadura y del tratamiento térmico.

ABSTRACT

The present investigation is intended to determine the impact of the heat generated by a threaded tapered pin tool on the microstructure and the hardness in the heat affected zone (HAZ) and the thermo-mechanically affected (TMAZ), of an aluminum alloy AA 1050 resulting from the friction stir welding (FSW) process. The blending was made in a 6 M 12 L milling machine, using a rotation frequency of 1 200 rpm, feed speed of 30 mm/min and contact force of 6 kN, the plates used were 180x80x4 mm. The tool was made of AISI 1050 steel, with 4° tapered threaded pin and 5 mm length, 20 mm dia. concave shoulder, hardened to 60 HRC. Optical microscopy, hardness measurement and image analysis techniques were used and applied to the zone analyzed. The resultant microstructures evidenced the formation of phase α , eutectic silicon and silicon carbides disseminated with approximately 72 % of the phase α ; 4.5 % of silicon carbides and 13.50 % of eutectic silicon. During the hardness sweeping process carried out in the different zones, starting from the base metal with 83 HV, there is a reduction to 48 HV in the HAZ, and rising to 58 HV in the TMAZ and another increase to 56 HV in the FSW, associated with the conversion that takes places in this zone. Heat flow and temperature fields are solved through simulation by using the finite element method. Finally, the economics and the environmental impact of the welding process and thermal treatment are studied.

TABLA DE CONTENIDOS

RESUMEN	PÁG
INTRODUCCIÓN	1
1. MARCO TEÓRICO. ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS	
1.1. Introducción	4
1.2. Generalidades del aluminio	4
1.3. Principios de la soldadura por fricción	5
1.3.1. Soldadura por fricción agitación del aluminio	6
1.3.2. Soldadura del aluminio y sus aleaciones por fricción	9
1.4. Características de la herramienta para la soldadura	10
1.5. Transformaciones microestructurales en la soldadura por fricción agitación	13
1.5.1. Propiedades del material durante el proceso de soldadura	15
1.6. Generación de calor en la soldadura por fricción	17
1.6.1. Distribución de temperaturas durante el proceso de soldadura	19
1.7. Modelado de la solidificación en soldadura	21
1.8. Conclusiones del capítulo 1	24
CAPÍTULO 2. MATERIALES Y MÉTODOS	
2.1. Introducción	25
2.2. Composición química de la aleación AA 1050	25
2.3. Microestructura patrón de la aleación de aluminio	26
2.4. Parámetros del proceso de soldadura	26
2.4.1. Herramienta para la soldadura por fricción agitación	27
2.4.2. Horno empleado para el tratamiento térmico de la herramienta	29
2.5. Preparación de la unión a soldar	30
2.6. Cálculo para la selección de los parámetros de la herramienta	31
2.6.1. Cálculo del torque en la interfase del hombro	32
2.6.2. Generación de calor en el proceso de soldadura	32
2.7. Elaboración mecánica de las probetas	34
2.7.1. Preparación metalográfica de la probeta	35
2.7.2. Ensayo de dureza realizado a las muestras	36
2.8. Diseño de experimentos	37
2.8.1. Determinación de los coeficientes de regresión	38
2.8.2. Cálculo de la varianza	38

2.9. Microscopio óptico para el análisis de imágenes	39
2.9.1. Obtención del porcentaje de microconstituyentes	39
2.10. Análisis por el método de los elementos finitos	40
2.10.1. Condiciones de fronteras y mallado de la geometría	42
2.11. Conclusiones del capítulo 2	44

CAPÍTULO 3. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

3.1. Introducción	46
3.2. Análisis de la composición química de la aleación	46
3.3. Análisis del procedimiento metodológico para el proceso de soldadura	47
3.3.1. Comportamiento de la generación de calor en el proceso de soldadura	49
3.4. Resultados del tratamiento térmico a la herramienta	50
3.5. Análisis microestructural de la ZTMA	51
3.5.1. Comportamiento microestructural de la ZAT	53
3.5.2. Comportamiento microestructural en la zona agitada	54
3.5.3. Comportamiento de las fases presentes en las diferentes zonas	55
3.6. Análisis de la microdureza en las diferentes probetas	57
3.7. Procesamiento estadístico de los datos	58
3.8. Análisis del flujo de calor	60
3.8.1. Resultados del flujo de temperaturas	61
3.8.2. Comportamiento de la deformación por volumen	62
3.9. Valoración económica	63
3.10. Valoración del impacto medio ambiental	65
3.11. Conclusiones del capítulo 3	67

CONCLUSIONES GENERALES

RECOMENDACIONES

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

INTRODUCCIÓN

La industria actual como la automotriz, aeronáutica y estructural exigen la selección de materiales ligeros, para lograr mayores eficiencias y mejores comportamientos en las diferentes aplicaciones que así lo requieran. Este acelerado proceso se ha visto reflejado en el incremento del uso de aleaciones de aluminio y magnesio y como consecuencia se genera la necesidad de unir por medio de procesos de manufactura, los componentes que se producen con estas aleaciones.

Las aleaciones de aluminio, se dificultan soldar por proceso de fusión, debido a los requerimientos del gas protector, a la remoción de las capas de óxido de la superficie, la generación de poros y de agrietamiento en la solidificación durante el enfriamiento desde la fase líquida. Teniendo en cuenta estos defectos, surge como alternativa la soldadura por fricción agitación (FSW), que ofrece grandes ventajas competitivas frente a los procesos de soldadura por fusión, dado que es un proceso de soldadura en estado sólido, que no requiere material de aporte o gas protector, la energía utilizada es menor y consecuentemente la zona térmicamente afectada y los esfuerzos residuales asociados con la soldadura son relativamente pequeños, con microestructura fina en la zona de la unión y la ausencia de fisuras y porosidad.

El aluminio es un material que se ha incorporado progresivamente dentro de la industria gracias a su alta resistencia, bajo peso y ductilidad. Parte de esta incorporación se debe al desarrollo de nuevas tecnologías de unión, principalmente la soldadura por fusión y más objetivamente el proceso de soldadura por arco eléctrico con protección gaseosa.

El aluminio y sus aleaciones son materiales que presentan ciertas características de baja densidad y buena resistencia a la corrosión medioambiental, por tal motivo son excelentes materiales en la fabricación de equipos y componentes donde se requiere ahorro de peso y una buena resistencia a la corrosión del medio ambiente, donde los aceros al carbono y baja aleación no tienen estas características, a pesar de su buen comportamiento mecánico.

El desarrollo del aluminio y sus procesos de soldadura va en aumento a consecuencia de la demanda actual de la industria del primer mundo, encontrándose una variedad en sus aplicaciones dentro de las cuales se puede mencionar al automovilismo, construcciones estructurales y aeroespaciales, haciendo del aluminio y sus aleaciones un material versátil y flexible según sea su campo de acción. Sin embargo, estos avances e investigaciones no son

reflejados en nuestro medio y generan cierto desconocimiento en el momento de la operación del aluminio y sus aleaciones en uniones soldadas.

Situación problemática

En las aleaciones de aluminio termotratables, el ciclo térmico en la soldadura por fusión, las temperaturas que se generan en las diferentes isothermas, la microestructura original del material base es afectada, una de las dificultades es originada por la dualidad de temperatura que presentan estas aleaciones, la primera que es la de fusión de 660 °C, la segunda, formada por una película de óxido de aluminio, conocida como alúmina (Al_2O_3), que funde a 2 037 °C. En las zonas alejadas a la fuente de calor los precipitados aumentan su tamaño y se reducen en número. Esto produce que la dureza disminuya desde un valor máximo, que es la dureza del material base, hasta un valor mínimo a medida que disminuye la distancia a la línea de soldadura. Lo anterior provoca afectaciones a la producción y pérdidas en la economía, genera desechos que afectan el medio ambiente. Una alternativa viable para minimizar estos efectos sería el empleo de la soldadura por fricción agitación.

Problema

La no caracterización de la formación de una estructura metalográfica con continuidad metalúrgica y su dureza en una aleación de aluminio AA 1050, generada por el efecto del calor de una herramienta con pin cónico roscado empleada en el proceso de soldadura por fricción agitación.

Como posible solución al problema se establece la siguiente **hipótesis**:

Con el empleo de una herramienta con pin cónico roscado no consumible, donde se considere la velocidad de rotación de la herramienta, el avance y la fuerza, se podrá lograr la unión en una aleación de aluminio AA 1050 y garantizar su continuidad metalúrgica, según el efecto del calor generado por una herramienta de pin cónico roscado.

El presente trabajo se establece como **objetivo general**: determinar el efecto del calor generado por una herramienta de pin cónico roscado en la microestructura y dureza en las zonas afectada térmicamente, termomecánicamente afectada y la agitada, de una aleación de aluminio AA 1050 obtenida mediante el proceso de soldadura por fricción agitación.

Objeto de estudio: aleación de aluminio AA 1050, obtenida por soldadura por fricción agitación en base a la unión metalúrgica en la ZTA, la ZTMA y la zona agitada.

Campo de acción: microestructura y la dureza de la aleación de aluminio AA 1050, obtenida mediante soldadura por fricción agitación.

Objetivos específicos:

1. Definir los fundamentos teóricos del proceso de unión en estado sólido, relacionados con el proceso de soldadura por agitación de aleaciones de aluminio, así como de las propiedades mecánicas que se obtienen.
2. Establecer el procedimiento metodológico del proceso de soldadura por fricción agitación en base a las variables: velocidad de rotación, avance y fuerza de penetración, empleando una herramienta con pin cónico roscado no consumible en la aleación de aluminio AA 1050.
3. Caracterizar las variaciones microestructurales originadas en la zona afectada térmicamente, la termomecánicamente afectada y la agitada, así como la dureza obtenida después del proceso de soldadura por fricción agitación en la aleación de aluminio AA 1050.

Para dar cumplimiento al objetivo se plantean las siguientes **tareas:**

1. Establecimiento del estado del arte relacionado con el objeto de estudio.
2. Planificación y realización de experimentos.
3. Análisis de los resultados y obtención de las microestructuras resultantes del proceso de soldadura por fricción agitación con una herramienta con pin cónico roscado, en la aleación de aluminio AA 1050 por efecto del calor.
4. Fundamentación de las inestabilidades metalúrgicas formadas por efecto del calor que surgen en la unión de la aleación de aluminio AA 1050 sometida a proceso de soldadura por fricción agitación con el empleo de una herramienta con pin cónico roscado.
5. Planteamiento de los efectos económicos, sociales y ambientales del proceso de soldadura y por fricción agitación.

Capítulo 1

Marco teórico. Antecedentes investigativos

1. MARCO TEÓRICO. ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS

1.1. Introducción

Un parámetro que ha contribuido con el éxito y crecimiento tecnológico se debe en gran parte al profundo interés que las empresas en el ámbito mundial han dado a la creación del centro y departamento de investigación. Por ende, el alto nivel competitivo a nivel mundial ha encauzado la creación y mejora de procesos, así como el desarrollo de materiales con mejores propiedades físicas y mecánicas. El progreso tecnológico, es uno de los principales representantes en los grandes descubrimientos de la humanidad.

El objetivo del presente capítulo es realizar un análisis de la bibliografía existente relacionada con la influencia que tiene el calor sobre la microestructura y propiedades mecánicas de las aleaciones de aluminio durante el proceso de soldadura por fricción radial o rotativa.

1.2. Generalidades del aluminio

El aluminio es un metal que presenta múltiples propiedades como son ligereza, notable dureza y resistencia, fácil mecanizado, excelente conductividad, así como un extraordinario aspecto decorativo, estas propiedades le ha permitido ocupar un lugar en las más modernas aplicaciones industriales. Es un elemento metálico, de símbolo Al, número atómico 13, peso atómico 26,9815u, pertenece al grupo IIIA del sistema periódico. Puro es blando y tiene poca resistencia mecánica, pero puede formar aleaciones con otros elementos para aumentar su resistencia y adquirir propiedades útiles (Guzmán, 2017).

Las aleaciones de aluminio son ligeras, fuertes y de fácil formación para muchos procesos de producción; son fáciles de ensamblar, fundir o maquinar y aceptan gran variedad de acabados. Por sus propiedades físicas, químicas y metalúrgicas, el aluminio se ha convertido en el metal no ferroso de mayor uso. Es un metal plateado con una densidad de $2,70 \text{ g/cm}^3$ a $20 \text{ }^\circ\text{C}$. El aluminio cristaliza en una estructura cúbica centrada en las caras, con lados de longitud de 4,0495 Angstroms. Se conoce por su alta conductividad eléctrica y térmica, lo mismo que por su gran reflectividad (Chirino, 2015).

Con una pureza superior al 99,95 %, resiste el ataque de la mayor parte de los ácidos, pero se disuelve en agua regia. Su capa de óxido se disuelve en soluciones alcalinas y la corrosión es rápida. El aluminio es anfótero y puede reaccionar con ácidos minerales para

formar sales solubles con desprendimiento de hidrógeno. Fundido puede tener reacciones explosivas con agua. El metal fundido no debe entrar en contacto con herramientas ni con contenedores húmedos. A temperaturas altas, reduce muchos compuestos que contienen oxígeno, sobre todo los óxidos metálicos. Estas reacciones se aprovechan en la manufactura de ciertos metales y aleaciones (Zander y Sandström, 2008 y Chirino, 2015).

Mecánicamente es un material dúctil (escala de Mohs: 2 - 3 - 4) y maleable. En estado puro tiene un límite de resistencia en tracción de 160 - 200 N/mm² (160 - 200 MPa). Todo ello le hace adecuado para la fabricación de cables eléctricos y láminas delgadas, pero no como elemento estructural. Para mejorar estas propiedades se alea con otros metales, lo que permite realizar sobre él operaciones de fundición y forja, así como la extrusión del material. También de esta forma se utiliza como soldadura (Guzmán, 2017).

En la solidificación, casi todo el hidrógeno disuelto en el líquido es rechazado por el enfriamiento del sólido; también ha sido reportado por Gruzleski y Closset (1990) que la porosidad se debe a dos factores, por el efecto de burbujas de hidrógeno y por contracción (rechupes). Debido a la evolución de las microestructuras durante el proceso de solidificación, la microestructura no solamente determina las propiedades mecánicas, sino que también define los límites del diseño de vaciado, la colabilidad de la aleación y la susceptibilidad a la formación de defectos (Zindel y Dahle, 2001).

1.3. Principios de la soldadura por fricción

Este método es conveniente para unir varios materiales que son sumamente difíciles de soldar por las técnicas de fusión convencionales, la junta puede obtenerse debajo de la temperatura de fundición (Gene, 2002 y Sakaguchi *et al.*, 2008). Además de soldar, el movimiento del proceso de fricción se ha desarrollado como una técnica de la metalurgia potencial para los componentes metálicos como la modificación de la microestructura localizada, atribución de las microestructuras en las capas cerca de la superficie (Ma, 2008 y Morisada *et al.*, 2009).

El concepto básico de FSW es notablemente simple, la herramienta gira y una onda de calor plastifica el metal circundante y realiza una unión transistorizada. La unión se realiza mediante tres funciones primarias (1) calentamiento de la pieza (2) el movimiento de la herramienta para producir la unión y (3) la contención del metal caliente bajo la fricción (Mishra, 2007). La calefacción se genera por la fricción en rotación y por la deformación plástica entre las piezas. El calentamiento localizado ablanda el material y la traducción

lleva al movimiento del frente a la parte de atrás de la sonda para realizar el cordón en la medida que el proceso avanza.

Durante el proceso, los parámetros de la soldadura combinados ejercen un efecto significativo en el modelo de flujo material y distribución de temperatura, mientras influye en la evolución de la microestructura del material, la formación y las propiedades mecánicas de la junta (Gene, 2002 y Oosterkamp *et al.*, 2004).

Criterios de Arenas (2009) y Elangovan *et al.* (2009) que, aunque se considera un procedimiento de soldadura de estado sólido, en algunas circunstancias puede producirse una película fundida en la cara interna, pese a ello, la soldadura final nunca presenta indicios de un estado fundido a causa del extenso trabajo en caliente que tiene lugar durante la etapa final del proceso.

Según Schneider y Nunes (2004) y Cabibbo *et al.* (2007), la velocidad del miembro rotatorio puede ser hasta de unos 15 m/s. Debido al calor y la presión combinados, la interfase en la FSW desarrolla una rebaba mediante deformación plástica de la zona calentada. Esta rebaba, de ser necesario, se puede retirar con facilidad por medio de maquinado o rectificado.

La soldadura por fricción, como proceso de fase total de penetración sólida que tiene como principio de trabajo la conversión de la energía mecánica en térmica mediante la fricción de elementos externos sobre las piezas a unir o la fricción entre dichas piezas bajo la acción de una fuerza exterior de compresión, es clasificado como una unión en estado sólido ya que la temperatura no alcanza a fundir el metal y además al analizar microscópicamente dicha zona no se observa dilución entre los materiales.

1.3.1. Soldadura por fricción agitación del aluminio

En aleaciones de aluminio, el ciclo térmico desarrollado durante la soldadura afecta la microestructura original del material base, debido a fenómenos de disolución, precipitación y sobre-envejecido. En las zonas alejadas a la fuente de calor los precipitados aumentan su tamaño y se reducen en número, mientras que a medida que disminuye la distancia a la línea central, aumenta la temperatura pico y la disolución de los mismos. Esto produce que la dureza se restrinja desde un valor máximo, la dureza del material base, hasta un valor mínimo a medida que reduce la distancia a la línea de soldadura (Nandan *et al.*, 2008).

Debido a los fenómenos mencionados anteriormente, luego de realizada la soldadura tiene lugar un envejecimiento natural, variando las propiedades de las uniones soldadas en estas aleaciones con el tiempo posterior a soldadura (Mahmoud y Khalifa, 2014).

Plantea Mentha *et al.* (2011) que la soldadura por fricción agitación (*friction stir welding, FSW*) fue creado en 1991 y lo patentó el Instituto de la Soldadura TWI (*The Welding Institute*) en Cambridge (Inglaterra). Tiene como principales ventajas la ausencia de defectos de solidificación, por no haber fusión, no usar material de aporte, el bajo nivel de tensiones residuales, los bajos requerimientos de preparación de junta y las excelentes propiedades mecánicas. Por todo lo anterior, posee una potencial aplicación en la industria de construcción naval, automotriz y aviones.

La soldadura por fricción agitación es un proceso en estado sólido, utilizado para unir materiales con una herramienta rotativa que consta de un hombro y un pin que penetra en la junta y gira, avanzando en la dirección de la línea de contacto de los materiales (figura 1.1). La unión se logra debido a la agitación o mezcla generada por el pin y la presión ejercida por el hombro sobre el material. Durante esta interacción la fricción produce la temperatura y presión necesarias para la generación de la junta soldada (Heredia *et al.*, 2015).

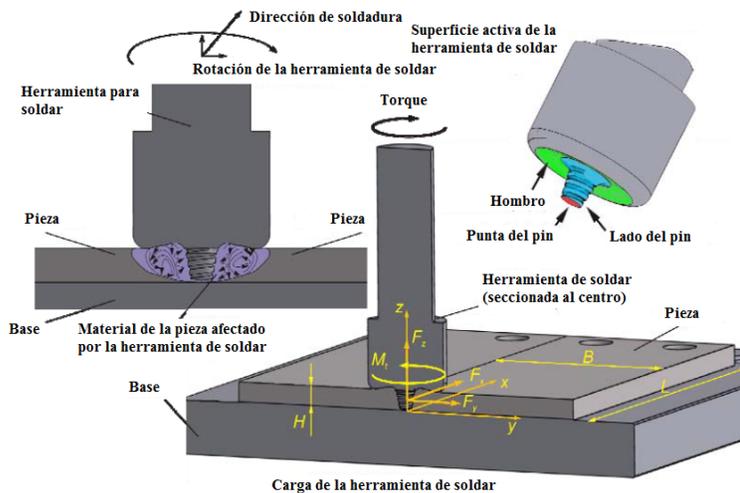


Figura 1.1. Soldadura por fricción agitación. Carga de la herramienta de soldar y superficies activas de la herramienta. Fuente: Miroslav *et al.* (2012).

De acuerdo con Miroslav *et al.* (2012), el poder mecánico desarrollado por la herramienta de soldar y por la velocidad de la máquina, se usa para vencer la fuerza de reacción iniciada por el movimiento de la herramienta a través del metal base. El resto de poder es transformado en otros tipos de energía (calor, sonido) y pérdida no reversible. Las fuerzas de reacción aparecen en cada punto de contacto entre la herramienta y el metal base, sin

embargo, aparecen también partículas entre los contactos del metal base y el resto de metal deformado, iniciado por la herramienta para mover y deformar.

Ambos tipos de reacción son puramente mecánicos y aparecen en presencia de los procesos tribológicos (fricción, adhesión, cohesión, desgaste, transferencia de masa, presión de contacto, esfuerzo de corte), la deformación mecánica (deslizamiento y adherencia). Los cambios metalúrgicos en el material (transformaciones de fase, recristalización, agrietamiento, cambio de dureza), los procesos térmicos (calentamiento, enfriamiento, transferencia de calor), todos aparecen simultáneamente, interactúan mutuamente y su duración y la intensidad, depende del mecanismo físico del proceso. En todo caso, todos los procesos en la FSW interactúan mutuamente y se influyen uno al otro.

El calor para realizar la unión es generado por dos fenómenos, uno es el roce entre la herramienta, principalmente el hombro y el material y el otro es el roce interno del material debido a la deformación plástica que impone el pin. Este calor provoca un ablandamiento del material, sin llegar a la fusión, favoreciendo la deformación del mismo. El movimiento de rotación y avance de la herramienta promueve un flujo y mezclado del material desde un borde hacia el otro de la soldadura, lo cual conduce a la unión, en estado sólido, entre las dos piezas (Biswas y Mandal, 2011).

Aunque es una tecnología de soldadura nueva, la FSW se ha estudiado ampliamente para la mayoría de las aleaciones de aluminio, inclusive las denominadas difíciles de soldar como las AA 2195 (con litio) y AA 7075. Existen diversos trabajos de simulación numérica de este proceso en uniones de aluminio. Gould y Feng (1998) desarrollaron un modelo analítico de flujo de calor para FSW. El modelo se basa en la ecuación de Rosenthal y Schemerber (1938), que describe un campo de temperaturas quasi-estacionario en una placa semi-infinita debido a una fuente de calor móvil.

Chen y Kovacevic (2003) realizaron análisis térmicos y termomecánicos, aplicando elementos finitos. Estos análisis se basan en un modelo de fuente de calor, sin contemplar el acoplamiento termomecánico provocado por el flujo plástico. Es de destacar que, por las características del problema, donde las deformaciones plásticas son dominantes, pueden lograrse buenos resultados empleando modelos de flujo viscoplástico termomecánicamente acoplados (Ulysse, 2002; Santiago *et al.*, 2004; Colegrove y Shercliff, 2005).

Durante el proceso de soldadura se usan sujeciones rígidas, las cuales provocan restricción en las placas soldadas, por consecuencia impiden la contracción del cordón de soldadura y

de la zona afectada térmicamente durante el enfriamiento y, por lo tanto, implica que la zona afectada por el calor tenga tensiones residuales (Heredia *et al.*, 2015).

La facilidad de ejecución del proceso de SFW permite realizar uniones con el uso de una fresadora convencional adaptada para esta técnica. Diferentes investigaciones señalan que si se garantiza una adecuada disposición y sujeción de las láminas a soldar y se controlan parámetros como el tiempo de sostenimiento y la velocidad de giro de la herramienta (Ávila-Díaz, 2011) es posible conseguir soldaduras con buenas propiedades mecánicas.

1.3.2. Soldadura del aluminio y sus aleaciones por fricción

Debido a la amplia variedad de aplicaciones estructurales que han alcanzado las aleaciones de aluminio y las dificultades que se presentan al unir las diferentes piezas mediante los procesos convencionales de soldadura por arco eléctrico, la industria moderna se ve animada a buscar nuevas alternativas para realizar las uniones de las diferentes partes que conforman una estructura dada (Thomas *et al.*, 1991).

Son ampliamente usadas en el campo estructural, en la fabricación de tanques de almacenamiento y aplicaciones aeronáuticas. No obstante, sufren de ablandamiento severo en la zona afectada por el calor, debido al fenómeno propio de los procesos a elevadas temperaturas de disolución de precipitados durante el ciclo térmico (Dawes, 1995).

En varias aleaciones de aluminio con este proceso se han logrado juntas libres de defectos con buenas propiedades mecánicas, incluso en aquellas consideradas de baja soldabilidad (Zeng *et al.*, 2006). Cuando se realizan juntas por fricción, las transformaciones de fase se producen durante el ciclo de enfriamiento y debido a la ausencia de metal fundido se puede observar que el proceso ofrece varias ventajas frente a los procesos convencionales de arco eléctrico (Valerio, 1998).

Méndez (2011) determinó el efecto de la velocidad de rotación en la calidad de la unión de la soldadura por fricción en una aleación de Aluminio AA 6063, encontrando que las uniones realizadas a 2 000 r/min presentaron mayor material deformado y mayor número de granos de pequeño tamaño en la zona de la unión debido a la posible recristalización, mientras que la zona termomecánicamente afectada (ZATM), presentó una ligera tendencia a aumentar el tamaño y la cantidad de precipitados en comparación a las demás uniones realizadas a velocidades de 1 400 y 1 000 r/min.

Diferentes autores en los que se encuentran Withers y Bhadeshia (2001); Sutton *et al.* (2002); Peel *et al.* (2003) han estudiado el efecto que tienen algunos parámetros de proceso en la distribución de esfuerzos residuales de las juntas unidas mediante el proceso soldadura por fricción. Gran parte de estas investigaciones ha concluido que son mayores los esfuerzos residuales alcanzados en la dirección radial, en la dirección de la soldadura, en comparación con los que se presentan en la dirección transversal, es decir perpendicular a la línea de junta

La evolución de la microestructura se estudió por Grujicic *et al.* (2009), donde agrupó las características microestructurales como son el tamaño de grano, la densidad de dislocaciones, la densidad numérica de dispersión; en un solo parámetro mencionado como la deformación plástica efectiva equivalente, las variaciones del tamaño de grano respecto a la distancia desde de la línea de soldadura, donde mostró una microestructura de tamaño firme en la zona de agitación y una microestructura de grano más grande en la zona afectada por el calor.

1.4. Características de la herramienta para la soldadura

La herramienta, como se muestra en la figura 1.2, constituye la parte fundamental del proceso, se compone de dos cuerpos cilíndricos concéntricos, el de menor diámetro denominado “pin” es el que actúa en la interfase de la junta y produce la plastificación, agitación y mezcla del metal, el de mayor diámetro o “hombro” trabaja sobre la superficie de la junta y es el que precalienta y consolida el material plastificado. La combinación de ambos efectos produce la recrystalización y coalescencia de las piezas.

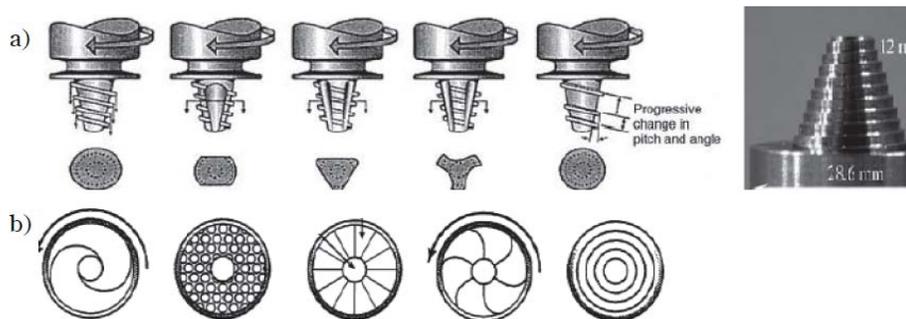


Figura 1.2. Geometrías de las herramientas con pin roscado: a) formas del pin roscado, b) formatos de hombro. Fuente: Akinlabi (2012).

La forma y tamaño de la herramienta tiene influencia sobre la sanidad de la unión. Durante el proceso la misma es sometida a altas sollicitaciones mecánicas a temperatura próximas al punto de fusión del metal base, por lo cual el material y tratamiento empleado para su

fabricación son fundamentales en lo concerniente a su vida útil. Existen investigaciones tendientes a dilucidar el mecanismo por el cual la herramienta produce la unión y optimiza los diseños (Heredia *et al.*, 2015). Lo recomendable es realizarlo a partir de un diseño genérico e ir ajustando el mismo mediante prueba y error, hasta obtener la calidad de soldadura requerida.

Russel *et al.* (2007) desarrollaron un diseño de herramienta para una soldadura por fricción, empleado para soldar titanio. Publicaron su diseño conceptual, este diseño opera con sonda estacionaria giratoria dentro del hombro, la cual presenta limitaciones de giro al usar deslizamiento. Como es diseñado para titanio, incluye un sistema de gas inerte para proteger el metal soldado. Esto no es necesario en la FSW disímil del Al-Cu. En el diseño, un soporte es usado entre la agarradera rotativa y el hombro de la herramienta, mientras un patín corredizo se usa entre la sonda rotativa y el hombro estacionario.

Otros factores del proceso, tienen una influencia en el resultado de la soldadura. Trabajos sobre el tema han detallado la influencia de aspectos como el posicionamiento de la herramienta fuera del material y los detalles del efecto de diferentes aleaciones en el proceso. Sin embargo ha sido referido por Vijay y Murugan (2010) que, la longitud del pin es la única magnitud que no se manifiesta como una variable controlable en cuanto al calor aportado, sino que está ligada al espesor de las chapas a soldar y al ángulo de inclinación que se pretenda en la herramienta para realizar la soldadura.

La herramienta fuera del material tiene importancia en la vida de ella y en la calidad global de la soldadura. Este defecto ocurre, cuando la herramienta no está ubicada en la línea central de unión de los dos materiales, está a una cierta distancia de la línea de unión. Cuando se coloca en el material más dúctil, la vida de la herramienta incrementa al actuar menos fuerzas sobre ella por la influencia de un material más duro.

Celik y Cakir (2016) notificaron este defecto en una soldadura a tope de Cu y aleación de aluminio AA 1050, donde la mezcla de los materiales no podría ser lograda si, la herramienta se encontraba entre 1 y 2 mm (50 - 100 % de radio de la sonda). Cuando el pin está ubicado, ya sea al lado de la línea de unión de la soldadura, los cambios de la zona de la línea de unión hacia el material por el pin de la herramienta quedan fuera también.

Resultados similares fueron expuestos por Xue *et al.* (2011) donde las buenas propiedades de tensión se adquieren, cuando la separación de la herramienta estaba entre 2 y 2,5 mm (67-83 %), aunque también esta distancia es desventajosa por la insuficiencia que ocurre en

la reacción entre la matriz del Cu y la estructura matricial del Al, que se forma durante la FSW. Tolephih *et al.* (2013) también reportaron las ventajas de la separación de la herramienta en un experimento, donde expone que las más altas fuerzas de soldadura fueron logradas, usando una separación del 33 %.

Carlone *et al.* (2015) reportaron también juntas disímiles en buen estado por FSW, en planchas de Al con separación de la herramienta. Al-Roubaiy *et al.* (2014) reportaron soldadura exitosa con separación de 93 %, aunque con una separación de un 100 %, sus especímenes fallaron durante el mecanizado preparatorio por la ausencia cercana de unión en el lado Cu. Li *et al.* (2012) reportaron defectos de la unión, cuando usaron una separación de un 100 %.

En los trabajos de Blanco (2009) y de Valdivé y Blanco (2012) se realizaron una serie de ensayos de soldadura FSW con el aluminio AA 1100-0, obteniendo buenos resultados al trabajar con una herramienta cilíndrica con pin roscado y velocidades de traslación y de rotación de 92 mm/min y 1 700 r/min, respectivamente. Como parte del estudio, realizaron termografías del proceso. Esto les permitió observar que la temperatura de fusión del material no es alcanzada en ningún momento y, las máximas reflejadas en las termografías no sobrepasan los 300 °C. Cabe destacar que adicional a lo anterior, en el trabajo de Blanco (2009), se realizaron estudios metalográficos y mediciones del perfil de dureza en el área soldada. Blanco indica que para lograr las uniones de buena calidad se deben respetar las condiciones anteriormente señaladas, obteniendo con ello un llenado total del cordón de soldadura del aluminio.

En el estudio de Santiago *et al.* (2006), se modela el comportamiento de un caso en el que se varía la posición de la herramienta. Analizaron la influencia de esta variable del proceso de FSW en la distribución del flujo de material y campo de presiones. Estos autores llegaron a la conclusión de que para obtener mayor sensibilidad del modelo con respecto a la posición de la herramienta es necesario incluir condiciones de fricción más representativas de los fenómenos involucrados en la FSW.

El ángulo de inclinación en la herramienta permite que exista la agitación necesaria para que en estado plástico la unión de la junta se desarrolle correctamente. Su rango es relativamente pequeño, pero de gran repercusión va de 1 a 4°. La utilización es para compensar gradientes térmicos en materiales disímiles o para soldadura de espesores disímiles (Kumar *et al.*, 2008).

Mohanty (2012) realizó un estudio comparativo para investigar los efectos de tres distintas geometrías de la herramienta sobre las propiedades mecánicas y características microestructurales de la unión soldada de una aleación comercial de aluminio, y se observó que la geometría de la herramienta tiene un efecto significativo en el refuerzo de la soldadura, la microdureza y la resistencia de la soldadura.

1.5. Transformaciones microestructurales en la soldadura por fricción agitación

El desarrollo de tecnología FSW para crear uniones complejas ha sido notorio, gracias a los esfuerzos dirigidos por las industrias del transporte aéreo y terrestre, sin embargo la comprensión de las transformaciones microestructurales, que ocurren durante el proceso de soldadura y el control de las propiedades mecánicas posterior a esta, se ha desarrollado de manera lenta (Jata *et al.*, 2000).

Las uniones FSW exhiben una morfología única en la región de soldadura, la cual difiere de manera importante a las uniones por fusión, esto se debe principalmente a que en el proceso de soldadura por fricción agitación no se desarrolla una zona de fusión ni sus implicaciones. Existen dos clasificaciones para describir las regiones creadas de una unión FSW: la primera y más utilizada se conoce como clasificación de Threadgill, la cual se basa en las zonas microestructurales que se encuentran en una sección transversal perpendicular a la dirección de soldadura, la segunda es conocida como clasificación de Arbegast que se basa en la historia de procesamiento de la soldadura. Ambas nomenclaturas fueron desarrolladas para aleaciones base aluminio; estas se pueden aplicar a otras aleaciones metálicas (Attallah, 2011).

Threadgill (1997) clasificó las uniones FSW en cuatro zonas microestructurales (figura 1.3), las cuales se conocen como: zona agitación (WN, por sus siglas en inglés *weld nugget*); zona termomecánicamente afectada (TMAZ, *thermomechanically affected zone*); zona afectada por el calor (HAZ, *heat affected zone*); y material base (BM, *base metal*). El WN se refiere a la región previamente ocupada por el perno de la herramienta, en la literatura, a esta región alguna veces se le refiere como zona de agitación (STZ).

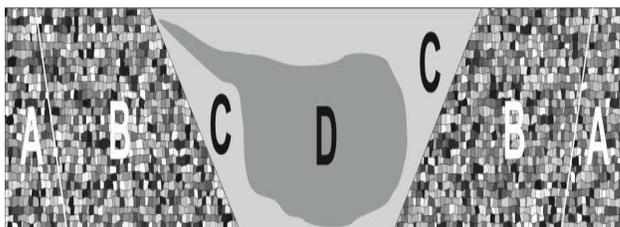


Figura 1.3. Clasificación de las estructuras en la soldadura FSW. Fuente: Threadgill (1997).

A. Material no afectado o material base. **B.** Zona afectada por el calor (ZAC). **C.** Zona termomecánicamente afectada (ZTMA). **D.** Zona de soldadura por Batido (ZSB, zona de flujo de material detrás del recorrido del pin)

La extensión de la ZTMA comprende la región trapezoidal cuyas bases son el diámetro del hombro y el del perno, que incluye la región del WN. La acción de agitación experimentada entre la ZTMA y el WN durante el proceso FSW conduce a la formación de granos dinámicamente recristalizados en el WN y plásticamente deformados y parcialmente recristalizados en la zona ZTMA. Más allá de esta zona, existe una zona estrecha afectada por el calor (ZAC), donde sólo se experimenta un campo térmico disminuido hasta llegar a la región no afectada por el calor ni por la deformación del proceso, que se le conoce como zona BM (Attallah, 2011).

Debido a la dirección de rotación de la herramienta, la morfología de la unión es asimétrica. La media placa donde la componente de la velocidad de desplazamiento y la componente tangencial de la herramienta de rotación están en la misma dirección, se conoce como lado de avance AS (*Advancing Side*), por lo tanto, al lado opuesto se le identifica como lado de retroceso RS (*Retreating Side*). Esta diferencia, da lugar a la asimetría en: transferencia de calor, flujo de material y propiedades en ambos lados de la unión. Por ejemplo, hacia el lado AS las zonas TMAZ y ZAC son normalmente más estrechas comparadas al lado de retroceso, donde los límites entre ellas son más difusos (Attallah, 2011).

Las aleaciones que contienen distribuciones de precipitados que son inestables a alta temperatura, tales como las aleaciones de aluminio con aplicación aeroespacial, que normalmente proceden de un proceso de fortalecimiento por envejecimiento controlado; el cual les confiere una alta resistencia, resultan en cambios micro y nanoestructurales pronunciados a lo largo del cordón de soldadura, ya que la región soldada de estos materiales usualmente experimenta un cambio brusco y atraviesa de una distribución homogénea de precipitados finos a una distribución heterogénea de precipitados gruesos en algunas zonas de la soldadura.

El tamaño, distribución y naturaleza de los precipitados después del proceso de soldadura dependen fuertemente del ciclo térmico local y del grado de deformación del material, los cuales a su vez son función de la aleación, las condiciones del proceso y la posición relativa de la herramienta (Kamp *et al.*, 2006).

Jata *et al.* (2000) reportaron los efectos microestructurales y propiedades mecánicas originados por el proceso en la aleación AA 7050-T7451, mediante microscopía óptica encontraron que, en la zona de agitación, ocurre el fenómeno llamado recristalización dinámica que induce la transformación del tamaño milimétrico del grano inicial del material a un tamaño de grano fino del orden de 1 a 5 μm , en esa misma región mediante el empleo de microscopía electrónica de transmisión (TEM) se identificó que los precipitados de fortalecimiento fueron redisueltos por el calor y deformación del proceso FSW.

En cambio, en la zona termomecánicamente afectada, se observó una microestructura de grano parcialmente recristalizada, así como el doble de los granos por el efecto forja del proceso. En la zona afectada por el calor, estos mismos investigadores notaron que se mantuvo la forma y tamaño de grano inicial, mientras que se detectó que el tamaño de los precipitados de fortalecimiento aumentó en un factor de cinco.

Murillo (2008), implementó el proceso a partir de una fresadora universal y con esto realizó el estudio de las uniones soldadas de la aleación de aluminio 6261 - T5 usada para aplicaciones estructurales, obtuvo uniones soldadas sanas con una eficiencia mecánica máxima del 84 %. Sánchez y Betancourt (2008), evaluaron la relación entre la microestructura y las propiedades mecánicas de las uniones por FSW de la aleación de Mg AZ31B, utilizó la fresadora con una herramienta cilíndrica roscada, encontró un leve incremento de la resistencia a la tracción y la dureza de la unión soldada con el aumento de la velocidad de soldadura, con mejores resultados para las velocidades de rotación mayores. La eficiencia máxima obtenida para una velocidad de rotación de 1 800 r/min fue del 85 %.

1.5.1. Propiedades del material durante el proceso de soldadura

En el proceso FSW, tanto las grandes deformaciones, como los tratamientos no isotérmicos, contribuyen a una evolución en la microestructura y a la subsecuente modificación de las propiedades mecánicas en la unión soldada (Gallais *et al.*, 2008). En las aleaciones de aluminio térmicamente tratables son tres las características microestructurales de la unión a las que se asocia la dureza desarrollada tras el proceso de soldadura: la estructura de grano fino que resulta de la recristalización dinámica, la fractura mecánica de las partículas constituyentes y el proceso disolución - precipitación de las fases de fortalecimiento y dispersoides.

Gallais *et al.* (2008) realizaron una investigación para evaluar las propiedades locales de dureza de una unión FSW, emplean la aleación de aluminio térmicamente tratable

AA 6056, para dos condiciones de tratamiento térmico: T4 y T78. A partir de estos resultados y apoyados en la observación microestructural TEM y estudios de calorimetría diferencial de barrido (DSC), llegaron a varias conclusiones:

a) las posiciones alejadas por más de 20 mm desde la línea central de soldadura, revelaron una microestructura y dureza similar a la del material base;

b) la primera caída de dureza, aparece en las posiciones entre los 20 y 15 mm, revelando el inicio de la zona afectada por el calor, el termograma DSC correspondiente a esta región mostró un pico exotérmico a 260 °C, similar al que se presentó en la curva de la HAZ, lo que corresponde con la precipitación de zonas de Guiner Preston (GP), esto indicó que esta región del material fue sometida a una secuencia de solubilización que condujo a la disolución parcial de las zonas GP inicialmente presente en el material base, sin indicio de su reprecipitación.

c) el incremento de dureza en la región entre 15 y 11 mm puede ser explicada por la precipitación de precipitados pequeños, revelados por observaciones en TEM y confirmados por un evento exotérmico menos pronunciado en el termograma correspondiente DSC.

d) la caída más pronunciada en dureza fue observada en las posiciones entre los milímetros 11 y 7 desde la línea central de soldadura. Tal como lo revelaron las observaciones en TEM, esta caída de dureza se relacionó con una precipitación gruesa, la cual es incapaz de proveer al material un endurecimiento substancial.

e) la región de agitación se caracterizó por una meseta en la curva de dureza, el nivel de dureza en esta región fue ligeramente menor al del material base, casi no se observaron precipitados por TEM dentro de los granos recristalizados, excepto muy localmente y en una fracción de volumen muy pequeña en algunas dislocaciones y dispersoides.

La explicación de estos investigadores es que, la velocidad de enfriamiento en esta zona durante la soldadura, fue lo suficientemente rápida para limitar la precipitación apreciable, por lo tanto, la sobresaturación de la matriz sería entonces similar a lo que puede ocurrir después de un tratamiento térmico de solución seguido por un enfriamiento rápido.

Investigación desarrollada por Mishra *et al.* (2014), han demostrado que aspectos como la dureza, microestructura, recristalización, presencia de precipitados y dislocación difieren en las distintas zonas FSW, pero además también son diferentes en el grado en el que ocurren de acuerdo al tipo de aleación de aluminio y procesamiento de la misma.

Nandan *et al.* (2008) sostienen que la geometría afecta la tasa de generación de calor, la fuerza transversal, el torque y el ambiente termomecánico experimentado por la herramienta. El flujo de material plastificado en la pieza de trabajo es afectado por la geometría de la herramienta así como por el movimiento lineal y rotacional del movimiento de la herramienta. Algunos factores importantes son el diámetro del hombro, el ángulo de la superficie del hombro, la geometría del pin incluyendo su forma y tamaño y la naturaleza de las superficies de la herramienta.

1.6. Generación de calor en la soldadura por fricción

Para generar calentamiento por fricción, debe existir rotación relativa y una fuerza normal entre las caras a ser soldadas. En prácticamente la mayoría de las máquinas de soldadura por fricción, el movimiento es rotativo y la fuerza es aplicada axialmente o de manera perpendicular al plano de rotación, como se muestra en la figura 1.4.

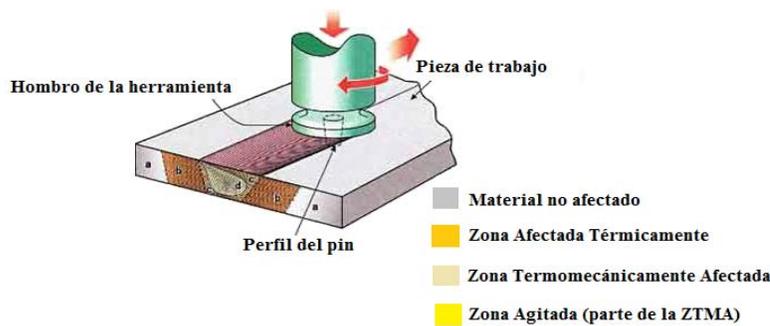


Figura 1.4. Modo de aplicación del calentamiento por fricción. Fuente: Buffa *et al.* (2006).

Uno de los elementos clave en el proceso por fricción agitación es el calor generado por fricción en la interfase de la herramienta y el material de la pieza de trabajo. El flujo de calor debe mantener una temperatura alta en la pieza de trabajo, suficiente para que el material se ductilice y que el pin pueda agitar circularmente el material, pero lo suficientemente bajo para que el material no se funda. La temperatura máxima del proceso oscila entre 80 y el 90 % de la temperatura de fusión del material de la pieza de trabajo, medida proporcionada por Tang y Guo (1998), Colegrove *et al.*, 2000).

El flujo de calor en el proceso de FSW es generado principalmente por la fricción y el proceso de deformación. Es decir, por rozamiento entre la herramienta y la pieza de trabajo. La cantidad de calor producido en la pieza de trabajo determina el éxito del proceso que se determina por la apariencia, la forma y la microestructura de la zona, así como las tensiones residuales. La cantidad de calor que se produce en la herramienta determina su vida y la capacidad para conseguir una buena zona del material procesado. Una temperatura baja por

fricción en la herramienta puede producir la rotura del perno ya que el material a tratar no se ha suavizado por el calor de fricción (Colegrove *et al.*, 2000).

La tasa de aplicación de calor depende de la regulación de generación de calor, la conducción dentro del material y la convección para la distribución de temperatura del ambiente. La distribución a través de la pieza, depende de la cantidad de calor transmitida dentro de la misma. Esto a su vez tiene influencia en el flujo del material, la microestructura y las propiedades mecánicas en las zonas de soldadura (Lakshminarayanan *et al.*, 2009). Para predecir y controlar la distribución de temperatura durante el proceso de FSW, con referencia a la geometría de la herramienta, rotacional o velocidad de soldadura, es necesario realizar modelo térmico detallado del proceso.

Chao y Qi (1998) publicaron un modelo de transferencia calor en tres dimensiones, asumen un aporte de calor de flujo constante desde el hombro de la herramienta hasta la interfase de la pieza de trabajo. Un procedimiento de ensayo y error se utilizó para ajustar la entrada de calor hasta que todas las temperaturas calculadas se emparejan con los datos medidos. También propusieron un modelo para predecir la historia térmica, el esfuerzo posterior y la distorsión de la pieza de trabajo sin que intervenga el efecto mecánico de la herramienta.

Chao *et al.* (2003) investigaron las variaciones de energía térmica y la temperatura producida por la FSW, tanto en la pieza de trabajo como en la herramienta. Todas las investigaciones muestran que la FSW de aleaciones de aluminio producen soldaduras con baja distorsión, alta calidad y bajo costo.

Colegrove *et al.* (2000a) utilizaron un modelo analítico de la generación de calor sobre la herramienta, con la ayuda de un área de prueba sobre el perno. Para estimar la distribución de generación de calor. La fracción de calor generada por esta área de prueba se calculó como 20 % del total, lo que permite concluir que el calor analítico estimado de la zona del perno contribuye a una generación no despreciable en el proceso de FSW.

Schmidt *et al.* (2004) establecieron un modelo numérico desarrollado en ABAQUS.CAE para la generación de calor mediante soldadura por fricción, sobre la base de diferentes supuestos en la condición de contacto entre la superficie de la herramienta rotatoria y las piezas de trabajo a unir. El flujo de material y la generación de calor se caracterizan por las condiciones de contacto, describiéndose este como un estado parcial de deslizamiento-fricción en la ZTMA.

Zhang *et al.* (2011) presentaron un modelo termomecánico, asumen el factor deslizamiento en función de diferentes velocidades entre la herramienta y la pieza. Hamilton *et al.* (2008) desarrolla un modelo térmico en aleación de aluminio, utiliza el factor deslizamiento basado en la energía por unidad de longitud de soldadura. Un modelo tridimensional, considerando la energía debido a la fricción y la deformación plástica es desarrollado por Emam y Domiaty (2009) asumen la energía basada en el factor deslizamiento.

Soundararajan *et al.* (2005) desarrollaron un modelo termo-mecánico con carga mecánica sobre la herramienta, el cual considera un valor uniforme de transferencia de calor por conducción. Este modelo fue utilizado para predecir los esfuerzos entre la pieza de trabajo y la interfase de respaldo de la placa.

Abbasi *et al.* (2006), encontró que al aumentar la relación de velocidades V_R/V_ω , entre 2,5 y 70 r/mm, aumenta el calor generado y la agitación del cordón; por lo tanto, aumenta la fricción y el trabajo de deformación plástica, produciendo un cordón de soldadura más grande y con menos defectos en la raíz del cordón. Se encontró también que al aumentar la relación V_R/V_ω se produjo un leve decrecimiento en la resistencia de fluencia, la resistencia última y la elongación de las distintas zonas de la unión soldada.

Ha sido referido por Vucetich *et al.* (2013) que el calor para realizar la unión es generado por dos fenómenos, uno es el roce entre la herramienta, principalmente el hombro, y el material, y el otro es el roce interno del material debido a la deformación plástica que impone el pin. Este calor provoca un ablandamiento del material, sin llegar a la fusión, favoreciendo la deformación del mismo. El movimiento de rotación y avance de la herramienta promueve un flujo y mezclado del material desde un borde hacia el otro de la soldadura, lo cual conduce a la unión, en estado sólido, entre las dos piezas.

1.6.1. Distribución de temperaturas durante el proceso de soldadura

La distribución de temperatura en la soldadura por fricción agitación ha sido estudiada, de forma experimental y teóricamente para entender el proceso de soldadura y de los materiales soldados. Dickerson *et al.* (2003) presentó un modelo térmico simple, asumió constante una superficie de calor para predecir el flujo dentro de la herramienta y la pieza. En modelos térmicos desarrollados por Rajamanickam *et al.* (2009) y Riahi y Nazari (2010), se consideró constante el calor friccional en el hombro de la herramienta y el pin, lo cual le permitió predecir la historia térmica en una aleación de aluminio. Song y Kovacevic

(2003) desarrollaron un modelo térmico, donde consideraron constante el calor en la superficie del hombro de la herramienta y el lado el fondo del pin.

La calidad de la soldadura depende de los parámetros del proceso tales como la velocidad de rotación, velocidad de penetración, tiempo de sostenimiento (Mahmoud y Khalifa, 2014 y Lakshminarayanan *et al.*, 2015). Durante el proceso FSW, los parámetros de operación determinan la cantidad de calor generado, la plastificación del material alrededor del pin, la geometría de la soldadura y por tanto las propiedades mecánicas de la unión (D'Urso y Giardini, 2015). Se considera que este mecanismo de flujo consolida la unión de los materiales mediante la extrusión y forja del material a altas velocidades de deformación (Arbegast, 2003). En la figura 1.5 se muestra el proceso de deformación y flujo de material en el proceso de FSW.

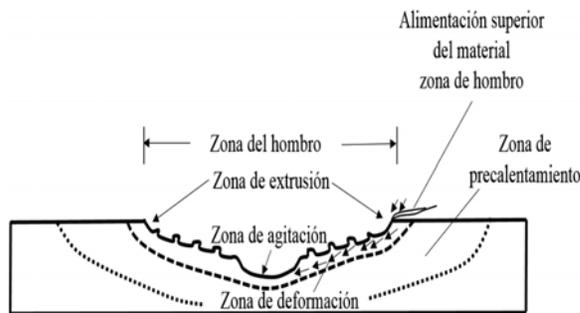


Figura 1.5. Proceso de deformación y flujo de material.

Fuente: Garcia-Castillo *et al.* (2016)

El calentamiento y la deformación plástica del material provocada por la rotación de la herramienta, principalmente el hombro, promueve un comportamiento plasto-viscoso en el material. Esto favorece el flujo del mismo, cuando la herramienta rotatoria se desplaza a la profundidad de la junta, origina deformación plástica, al mismo tiempo que el pin de la herramienta genera el flujo del material, tanto en la circunferencia como en las direcciones axiales. La herramienta cumple dos funciones principales: la generación de calor, como resultado de la fricción entre el hombro y el material base, esta es la mayor fuente de generación de calor y la segunda función, es el flujo del material a causa del movimiento y avance de la herramienta (Rai *et al.*, 2008).

Woo *et al.* (2009) simularon la distribución de temperaturas en una aleación de aluminio con el empleo de los elementos finitos con el software ABACUS, consideraron constante el calor friccional en la superficie. Chao y Tang (2003) simularon una distribución de

temperatura por elementos finitos con el mismo software, consideraron el radio dependiente del calor en la superficie.

Zhu y Chao (2002) llevaron a cabo simulaciones numéricas en tres dimensiones del proceso SFW utilizando el código WELDSIM, siendo estas catalogadas como no lineales termomecánicamente, para las cuales se utilizaron placas de acero inoxidable 304L. En esta investigación se usó un método de análisis inverso para la simulación numérica térmica.

McClure *et al.* (1998) utilizaron campos de temperatura en el proceso de SFW, para calcular las ecuaciones de Rosenthal y Shemerber (1938a), en las cuales la existencia de la zona del perno no influye en el campo de temperatura. Ulysse (2002), utilizó un modelo compuesto del proceso de SFW visco-tridimensional, donde las fuerzas y velocidades aplicadas a la herramienta producen el flujo de la soldadura. Si la fuerza y la velocidad aumentan, la soldadura se incrementa, pero el efecto contrario se observa, cuando se aumenta solo la velocidad de rotación.

Existen trabajos donde la distribución de temperaturas y el flujo de calor en la junta son relacionados con la generación de esfuerzos residuales. Entre las principales investigaciones se encuentra la de Sutton *et al.* (2002), en donde los esfuerzos residuales estuvieron relacionados con los cambios microestructurales y la distribución de calor en la junta. Peel *et al.* (2003) y Steuwer *et al.* (2006), relacionaron la distribución de esfuerzos residuales en la dirección longitudinal de la junta con la entrada de calor al sistema, dominada principalmente por las velocidades de avance y de rotación de la herramienta.

En un primer trabajo Peel *et al.* (2003) demostraron que el incremento de la velocidad de avance generó mayores esfuerzos, sin embargo, en posteriores investigaciones Steuwer *et al.* (2006), incluidos junta disímiles aluminio-aluminio, la variación de la velocidad de rotación generó cambios más significativos en el perfil de esfuerzos residuales, donde fue ésta la variable de mayor efecto por su relación directa con la distribución de temperaturas dentro de la junta. Lombard *et al.* (2009) relacionaron la entrada de calor a la junta con los esfuerzos residuales, son más altos a medida que se incrementa la velocidad de avance.

1.7. Modelado de la solidificación en soldadura

Además de los modelos empleados en soldadura para calcular el flujo de calor y fluido según David *et al.* (2003), otras técnicas de modelado numérico están actualmente disponibles para describir la evolución de la fase sólida en soldadura. A partir de estos modelos computacionales termodinámicos para sistemas multicomponentes se puede

predecir las fases primarias de solidificación, las fases que pueden formarse durante la solidificación debido a la redistribución de soluto y la estabilidad de dichas fases durante el enfriamiento de la soldadura hasta temperatura ambiente.

De acuerdo con Withers y Bhadeshia (2001); Kou (2002), los esfuerzos que se presentan en un componente estático y en equilibrio con su entorno se conocen como esfuerzos residuales. Estos tienen origen en los procesos de manufactura, como consecuencia de deformaciones no uniformes y variaciones en las condiciones térmicas en diferentes regiones de una misma pieza.

En particular, los procesos de soldadura se caracterizan por generar esfuerzos residuales en la junta con magnitudes cercanas al límite elástico del material, esto se debe a diferencias considerables en las velocidades de calentamiento y enfriamiento de las regiones cercanas a la unión. Los esfuerzos residuales son entre otros, uno de los parámetros que más influye en el comportamiento mecánico de las soldaduras (Withers y Bhadeshia, 2001).

Los procesos de soldadura se caracterizan por generar esfuerzos residuales a causa de las diferencias en las velocidades de calentamiento y enfriamiento dentro de un mismo componente. El proceso de soldadura por fricción agitación, a pesar de no llevar al material hasta condiciones de fusión, presenta condiciones similares, donde las magnitudes de estos esfuerzos pueden alcanzar valores cercanos al límite elástico del material soldado (Kou, 2002 y Staron *et al.*, 2004) y su presencia puede afectar de forma negativa el desempeño mecánico de la junta.

Varias investigaciones en las que se encuentran la de Sutton *et al.* (2002); Peel *et al.* (2003) y Buffa *et al.* (2008), indican que existen relaciones entre las variables del proceso tales como velocidad de avance y velocidad de rotación de la herramienta, y los esfuerzos residuales en las soldaduras obtenidas mediante FSW, se considera en algunas investigaciones que la velocidad de avance tiene mayor efecto, mientras que en otras la velocidad de rotación presenta mayor significancia.

En investigaciones previas se han empleado los métodos de elementos finitos para simular el proceso de la soldadura, principalmente en D'Urso y Giardini (2015); Gao *et al.* (2013); y Awang *et al.* (2010). D'Urso y Giardini (2015), realizaron estudio de simulación de proceso FSW en láminas delgadas de aluminio con el empleo del código FEM, DEFORMA 2D. Realizaron un diseño de experimentos en la aleación de aluminio AA 6060-T6, consideraron velocidad rotacional, avance axial y profundidad de penetración. Gao *et al.*

(2013) presentaron los resultados de un análisis por EF del proceso de la recristalización geométrica y dinámica en la AA 6082-T6. Usaron el paquete comercial DEFORM-3D, para predecir la densidad de dislocación y el tamaño del grano, temperatura, tensión efectiva, y tasa de tensión durante el proceso. También realizaron un trabajo experimental y lo compararon con lo numérico para validar el resultado.

Bullón *et al.* (2007), simularon el proceso de soldadura por el Método de los Elementos Finitos mediante un modelo de prescripción del ciclo térmico, por simplicidad. Emplearon fuentes puntuales de temperatura a lo largo del cordón de soldadura y obtuvieron un modelo simple y suficientemente aproximado, lograron obtener en el campo mecánico, resultados comparables a los que se obtienen mediante modelos más complejos que se aproximan a los que ocurren en un proceso real.

Awang *et al.* (2010) desarrollaron un modelo de elementos finitos de la soldadura por puntos por fricción agitación de la aleación de aluminio 6061-T6 y analizaron la generación de energía durante el modelado del proceso. El modelo de elementos finitos desarrollado en tres dimensiones fue para determinar las tensiones térmicas con el código Abaqus/Explicit. Además, analizaron el perfil de temperatura e historia de disipación de energía.

El modelo ha sido validado para la temperatura y el flujo de material durante la FSW de la aleación AA 6061 (Zhang y Zhang, 2008); Zhang *et al.* (2011). La presión axial aplicada fue de 70 MPa, con 1,5 segundos de tiempo de precalentamiento y 140 mm/min de velocidad de recorrido. El flujo de temperatura determinada fue de 25 °C. El límite de la pieza de soldadura fue tratado como tipo Euleriano, en el cual el movimiento de los puntos de los materiales puede ser independiente de las mallas. El método Lagrangiano- Euleriano (ALE) fue empleado por Belytschko *et al.* (2000) adaptando esta combinación para evitar distorsiones excesivas del elemento. Empleó cuatro perfiles diferentes de herramienta para realizar las comparaciones numéricas. Para herramienta con hombro de diámetro de 20 mm, utilizó tres velocidades rotativas, 500, 550 y 600 r/min para estudiar el efecto de la velocidad de rotación y la fuerza de la herramienta.

1.8. Conclusiones del capítulo 1

- ✓ La literatura consultada muestra que las aleaciones de aluminio presentan limitación durante el proceso de soldadura por fusión, representado por una capa protectora de alúmina (Al_2O_3), la cual tiene una temperatura de fusión de $2\,037\text{ }^\circ\text{C}$.
- ✓ Se estableció que el proceso de soldadura por fricción permite la unión en estado sólido de aleaciones de aluminio, caracterizada por tres zonas, la térmica afectada, la termomecánicamente afectada y la agitada, donde la formación de defectos durante este proceso puede estar limitado por la formación de estructuras frágiles.
- ✓ La soldadura por fricción agitación es un proceso de soldadura donde se combinan los parámetros velocidad de rotación, desplazamiento, tiempo, temperatura y fuerza para obtener la soldadura de las diversas aleaciones sin el empleo de materiales de aporte, donde la distribución de temperatura y tensiones pueden ser determinados con el empleo de los elementos finitos.

Capítulo 2

Materiales y métodos

2. MATERIALES Y MÉTODOS

2.1. Introducción

La estrecha relación que existe entre el procesamiento, la microestructura, las propiedades mecánicas y el desempeño del material o producto a soldar, contribuye a que, al presentarse un consumo elevado de energía durante el proceso de soldadura, se generen efectos termomecánicos en el cordón y sus alrededores. Actualmente se desarrollan investigaciones que buscan lograr la implementación y adaptación tecnológica de proceso de soldadura en estado sólido. Dentro de este grupo de procesos se encuentra la soldadura por fricción agitación SFW (*Friction Stir Welding*).

En el capítulo se plantea como objetivo establecer el procedimiento de soldadura para realizar la unión soldada por fricción agitación de la aleación de aluminio AA 1050, así como las máquinas y equipos empleados en la experimentación.

2.2. Composición química de la aleación AA 1050

En la tabla 2.1 se muestra la composición química estándar de la aleación AA 1050 establecida según la *Alloy Casting Institute* (ACI), designación adoptada por la ASTM, de la *American Society for testing Materials* – ASTM y la SAE.

Tabla 2.1. Composición química, % en masa y mecánicas de la aleación AA 1050

Nomenclatura	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Ti	Zn	Al
AA 1050	0,25	0,40	0,05	0,05	0,05	0,03	0,05	Resto
Propiedades mecánicas	Resistencia a la tracción (MPa)				Elongación (%)		Dureza (HV)	
	145				5		83	

El aluminio de esta serie es considerado de alta pureza (0,02 % de impurezas admisibles); el contenido de aluminio puro está entre el 0,1 y el 1 % como máximo. El hierro (Fe) y el silicio (Si) son impurezas que se encuentran en la bauxita, que es el mineral de partida, por lo tanto, son las más abundantes en los aluminios comerciales; sin embargo, estas incrementan la resistencia mecánica de las aleaciones de esta serie.

El contenido de hierro es de 0,006 hasta 0,6 % y de silicio de 0,01 hasta 0,5 %; además de otros elementos como el Cu, Ti y Zn. La composición química es el factor fundamental en la fisuración en caliente, puesto que, dependiendo de esta, así serán los compuestos

intermetálicos formados y las temperaturas de fusión correspondientes, de ella dependerá la formación de compuestos eutécticos, ha sido reportado por Kamp *et al.* (2006).

2.3. Microestructura patrón de la aleación de aluminio

Se empleó un microscopio óptico binocular marca NOVEL modelo NIM – 100, ubicado en el Laboratorio de Ciencia de los Materiales de la Universidad de Moa, dotado de una cámara instalada, el hardware IMI.VIDEOCAPTURE.exe (2006), refleja la micrografía en el computador. La muestra de la figura 2.1, se corresponde con la estructura metalográfica de la muestra patrón de la aleación de aluminio AA 1050.

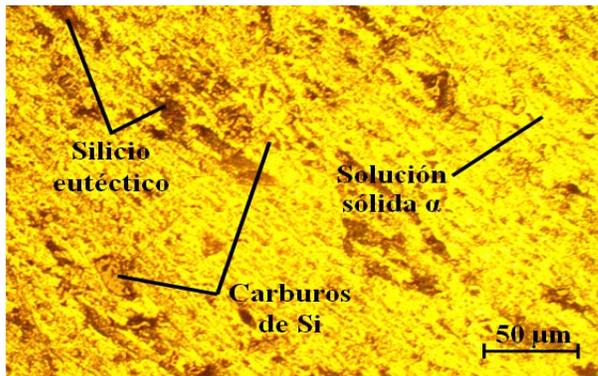


Figura 2.1. Microestructura de la aleación de Aluminio AA 1050.

La microestructura presenta granos pequeños y una red continua de partículas finas de una estructura en la matriz de fase α . Se observan granos equiaxiales de aluminio predominantemente. Ha ocurrido la precipitación en el interior de los granos. En los límites de granos se llegan a formar largos precipitados de silicio.

2.4. Parámetros del proceso de soldadura

En el proceso de soldadura por fricción agitación se deben tener en cuenta varios parámetros para así lograr la unión. En la tabla 2.2 se muestran los mismos.

Tabla 2.2. Parámetros de la herramienta y del proceso de soldadura

Parámetros	Valor
Diámetro del hombro; mm	20
Diámetro del pin; mm	6
Velocidad de rotación; r/min	1 200
Velocidad de soldadura; mm/min	30
Presión de soldadura; MPa	16,28
Espesor de las planchas; mm	4

Independiente de los parámetros que se establecen para el proceso de soldadura SFW, se consideran otros que determinan la unión soldada, entre ellos están: la profundidad de penetración del hombro de la herramienta; el ángulo de inclinación de la herramienta respecto a la normal de la superficie, profundidad de penetración del pin, diseño del pin y el hombro de la herramienta.

Según Mentha *et al.* (2011), la velocidad de rotación y la fuerza para la soldadura deben ser suficientemente para adquirir alta temperatura y generar la unión. Los parámetros específicos dependen de la composición, el tamaño y la geometría de las piezas a soldar. Para las máquinas de soldadura FSW, disponen de los siguientes parámetros:

Presión de soldadura: se controló la fuerza axial ya que ésta influye principalmente en la distribución de calor y temperaturas dentro de la junta, producto del contacto entre la herramienta y el material a soldar y de las variaciones de las velocidades de trabajo. Esta fuerza depende del tipo de aleación a soldar y de la geometría de la unión, se puede alcanzar hasta los 10 kN, el valor depende tanto de la etapa de aplicación que puede ser calentamiento o forja, como de las propiedades del material y su espesor.

Velocidad de desplazamiento: la velocidad de desplazamiento se controló para efectuar una soldadura en el momento de la unión, las velocidades recomendadas están en el rango de 20 a 180 mm/min. Teniendo en cuenta las gamas estipuladas en la máquina herramienta seleccionada, esta velocidad es de 30 mm/min.

Velocidad de rotación: la velocidad de rotación de la herramienta es permitida por la máquina, es decir, la misma debe tener la capacidad de controlar esta en un rango de 800 a 3 600 r/min, el parámetro varía de acuerdo a la dureza y espesor del material a soldar. La frecuencia de rotación de la fresadora 6 H 12 L es desde 32,5 hasta 1 600 r/min. Se seleccionó 1 200 r/min.

Dureza: la dureza es uno de los parámetros más importantes de los materiales, se admite también que es el más relevante en cuanto a la influencia en la resistencia al desgaste abrasivo, adhesivo y a la fatiga por contacto superficial (Rodríguez, 2009). Esta variable define el comportamiento del proceso, se medirá al concluir la soldadura.

2.4.1. Herramienta para la soldadura por fricción agitación

La herramienta, como se muestra en la figura 2.2, desempeña un papel muy importante en el proceso de SFW ya que será forzada a grandes tensiones y temperaturas, fue elaborada

con acero de alta resistencia, ésta se compone principalmente de dos cuerpos cilíndricos concéntricos, el de menor diámetro denominado pin, que es el que actúa en la interfase de la junta y produce la plastificación, agitación y mezcla del metal, el de mayor diámetro u hombro trabaja sobre la superficie de la junta y es el que precalienta y consolida el material plastificado. La combinación de ambos efectos produce la recristalización dinámica y coalescencia de las piezas.



Figura 2.2. Herramienta para la soldadura por fricción agitación

La herramienta fue fabricada de un acero AISI 1050, templado hasta alcanzar una dureza de 50 HRc y posteriormente rectificada. Esta herramienta debe trabajar con una inclinación de 2° en sentido contrario a la dirección de avance y con un sentido de giro antihorario ya que la rosca del pin es derecha. Con lo anterior se busca que el flujo de material sea descendente, es decir, el pin de la herramienta induzca el movimiento del material hacia abajo, el cual, cuando choca con el fondo de la junta comienza de nuevo a subir llenando ésta desde el fondo. En la tabla 2.3 se muestra la composición química del acero.

Tabla 2.3. Composición química del acero AISI 1050, % en masa

Acero	C	Si	Mn	Mo	P	S	Fe
AISI 1050	0,51	0,24	0,77	0,011	0,017	0,040	Resto

El diseño de la herramienta empleada consistió en una combinación de hombro cóncavo y pin cónico roscado, como se muestra en la figura 2.3, la cual se ha empleado previamente en diferentes trabajos (Idagawa, 2006) y Scialpi *et al.* (2007) en los que se muestran ventajas como buen comportamiento y flujo de material, elevadas propiedades mecánicas, fácil elaboración y control dimensional.

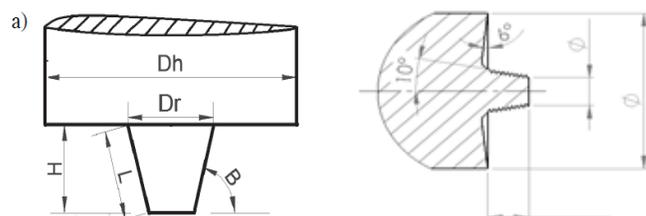


Figura 2.3. Parámetros del diseño de la herramienta.

La forma y tamaño de la herramienta tiene gran influencia sobre la calidad de la unión. Durante el proceso, la misma es sometida a altas exigencias mecánicas a temperatura próximas al punto de fusión del metal base, por lo cual el material y tratamiento empleado para su fabricación son fundamentales en lo concerniente a su vida útil.

En un estudio realizado por Mentha *et al.* (2011), se determinó que las herramientas cuyo hombro tienen un perfil modificado aumentan la superficie de contacto hombro-material base, lo que genera mayor entrada de calor a la junta, demandando un menor torque, favoreciendo así, el ahorro energético en el proceso. Por esta razón se lleva a cabo la fabricación de una herramienta modificada cuyo hombro tiene un perfil en forma de círculos concéntricos, ya que según señalan los autores, este es el perfil que genera mayor plastificación del material en el proceso.

Las herramientas de trabajo de este proceso han sido clasificadas según el perfil de su hombro, las herramientas de hombro plano se les identifica como A1, las de hombro modificado en forma concéntrico se identifican como A2 y, las de hombro modificado con perfil en espiral A3. Empleamos la segunda clasificación.

2.4.2. Horno empleado para el tratamiento térmico de la herramienta

El horno empleado para el tratamiento térmico de las muestras fue de mufla, en el mismo se generaran elevadas temperaturas y se utiliza para calentar materiales que son sometidos a distintos procesos de tratamiento térmico, se encuentra ubicado en el Laboratorio de Química del departamento de Metalurgia de la Universidad de Moa. En la figura 2.4 se muestra el mismo.



Figura 2.4. Horno de mufla.

Horno eléctrico con aplicaciones de procesos de incineración, secado, disgregación, recocido, tratamientos térmicos con temperatura máxima de + 1 100 °C. Los hornos muflas

calientan las probetas por acción directa o indirecta del flujo eléctrico, para el calentamiento se debe tomar en cuenta el tamaño, la forma y la temperatura de la probeta a ser tratada térmicamente.

Las características fundamentales del mismo es que tiene un recinto interior compuesto por placas de refractario ligero de alta calidad, de gran contenido en alúmina, exentas de amianto y óxido de hierro. Elementos calefactores distribuidos uniformemente, con hilo especial de elevado punto de fusión y recocido por alta frecuencia, asegurando una duración excepcionalmente larga. Excelente aislamiento térmico de fibrocéramica de baja densidad y conductividad térmica, con un consumo reducido a máximo rendimiento.

2.5. Preparación de la unión a soldar

En la soldadura por fricción se deben tener en cuenta las funciones principales del proceso como son: unión, compresión, desacople de las partes, rotación y fricción bajo presión de las partes, ajustes minuciosos de los tiempos de procesamiento requeridos, así como las fuerzas radiales y axiales. En la figura 2.5 se muestra la instalación para la soldadura de la aleación AA 1050.



Figura 2.5. Instalación del proceso de soldadura a tope de la aleación de aluminio.

La máquina herramienta empleada fue la fresadora 6 M 12 L, se tuvo en cuenta la rigidez de la misma, que fuera capaz de resistir momentos de gran magnitud; eliminar las vibraciones y fugas, especialmente, aquellas durante el proceso de soldadura. Se cortaron láminas de aluminio serie AA 1050, laminadas en frío con un corte perpendicular al sentido de laminación, de 180 mm de largo y 80 mm de ancho con un espesor de 4 mm.

Estas se unieron en series de dos láminas a lo largo, trazando cordones de soldadura de 170 mm. La sujeción de las láminas se realizó mediante mordazas, garantizando que estas quedaran inmóviles, para así lograr un buen cordón de soldadura.

Se realizó un total de ocho soldaduras a tope, manteniendo los parámetros, velocidad de soldadura (V_s) y velocidad de rotación (V_r), utilizando la herramienta con pin roscado y una inclinación del husillo de la máquina de 2° respecto a la pieza. El proceso de soldadura de la aleación de aluminio se realizó en cinco períodos, con los cuales se garantizó la unión.

Período de contacto: durante el período de penetración del pin, la rotación fue inicialmente lenta, el coeficiente de fricción en este periodo estuvo entre 0,5 a 0,4 debido al torque y a la fuerza de penetración.

Período de permanencia: una vez que el hombro de la herramienta en rotación entró en contacto con la superficie de trabajo, se inició el período de permanencia. Inicialmente el calor generado durante este período es mayor que el calor que se genera durante la introducción de la herramienta. A medida que la superficie de trabajo se plastificó en la ZTMA. El coeficiente de fricción varió entre 0,4 a 0,3; durante este período. El material bajo el hombro se calentó, dando inicio a la deformación plástica.

Período de calentamiento transitorio: el coeficiente de fricción entre las superficies se redujo aproximadamente a 0,3. En esta etapa el calor comenzó a acumularse en el hombro.

Período cuasi-estacionario térmico: la fuerza de penetración y rotación seleccionadas, garantizaron que el coeficiente de fricción se mantuviera en 0,3; que fue un valor constante en el resto del proceso.

Período de desplazamiento: el calor por fricción entre las superficies, se acumuló entre un 90 a 95 % en la superficie del hombro de la herramienta, según trabajos de Tang *et al.* (1998) y Colegrove *et al.* (2000). El calor generado por la fricción se desplaza en conjunto con ella, que posee una temperatura que permanece casi invariante en el resto del proceso.

2.6. Cálculo para la selección de los parámetros de la herramienta

Para seleccionar el diámetro del hombro (D_h) se tuvo en cuenta el torque teórico (T) en el husillo de la fresadora, el cual se calculó de acuerdo con Carrasco *et al.* (2013).

$$T = \frac{P}{\omega} \quad (2.1)$$

Donde T es el torque; en Nm, P es la potencia de la fresadora; en W y ω es la velocidad angular de la herramienta; en rad/s.

La altura (H) del pin cónico en la herramienta se calculó según Carrasco *et al.* (2013).

$$H = \frac{(S - \Delta - 0,5(D_h + D_r)) \cdot \text{sen}(A) \cdot \text{sen}(B)}{\text{sen}(B - A)} \quad (2.2)$$

Donde:

H - altura del pin roscado; mm

S - espesor de la placa a soldar; mm

D_h - diámetro del hombro; mm

D_r - diámetro mayor del cono; mm

Δ - espacio entre el pin introducido y el fondo de la placa; mm

A - ángulo de inclinación de la herramienta en la fresadora; grados

B - ángulo del cono, está entre 60 a 80°

2.6.1. Cálculo del torque en la interfase del hombro

En la soldadura por fricción, el movimiento asociado con la fuerza aplicada debe ser capaz para generar un calor suficientemente que plastifique el metal, donde la interfase se encuentre bajo un estado de deformación plástica y, en consecuencia, la superficie inicial del material se expulse, formando un flujo plástico. La fuerza de torsión total en la interfase del hombro puede ser calculada, según Paidar *et al.* (2014), como:

$$T_h = \frac{4}{3} \pi \cdot \sigma_{cont} \cdot n(R_h^3 - R_p^3) \quad (2.3)$$

Siendo:

T_h - torque en la interfase del hombro; N·m

σ_{cont} - esfuerzo de corte al contacto, MPa

r - distancia para el eje de la herramienta; mm

R_h - radio del hombro; mm

R_p - radio del pin; mm

El esfuerzo de corte al contacto se determina como:

$$\sigma_{cont} = \mu \cdot \sigma \quad (2.4)$$

Siendo μ es el coeficiente de fricción (aluminio es 0,9) y σ es la presión de contacto; MPa

Para la presión de contacto, entonces:

$$\sigma = \frac{Fc}{\pi \cdot R_h^2} \quad (2.5)$$

2.6.2. Generación de calor en el proceso de soldadura

La fuente de generación de calor del proceso de FSW, depende de la geometría de la herramienta. Cada superficie geométrica posee una ecuación para determinar la generación de calor. El objetivo principal de este modelo es estimar la generación y el flujo de calor en el proceso, basándose en diferentes condiciones de contacto entre la interfase de la herramienta y la pieza de trabajo. En la figura 2.6 se muestra las geometrías y sus respectivos calores generados (Q) dependientes, según Shi *et al.* (2003).

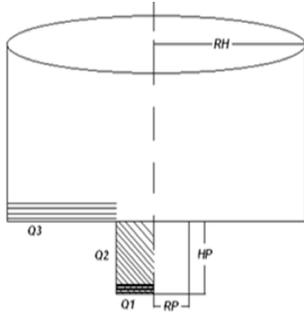


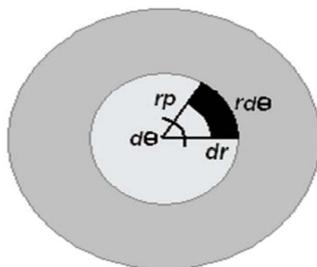
Figura 2.6. Geometrías dependientes. Fuente: Shi *et al.* (2003).

Q_1 - es el calor generado por la superficie circular del pin;

Q_2 - es el calor generado por la superficie cónica del pin;

Q_3 - es el calor generado por la superficie del hombro.

Durante el proceso, la fuente de calor es el rozamiento desarrollado entre las superficies de contacto. Este es dependiente de las geometrías de la superficie de la herramienta. Para calcular la generación de calor, como se muestra en la figura 2.7, la geometría de la herramienta es dividida en tres superficies: circular del pin, superficie cónica del pin y la superficie el hombro.



$$\begin{aligned} r_p &= 2 \text{ mm} \\ d\theta &= 0,5 \\ d_r &= 2 \text{ mm} \\ r d\theta &= 4^\circ \end{aligned}$$

Figura 2.7. Segmentos infinitesimales $d\theta$, dr , $r d\theta$ en el área circular del pin de radio R_p .

Este segmento infinitesimal posee la formulación siguiente (Shi *et al.* (2003):

$$dA = R_p \cdot d\theta \cdot dr \quad (2.6)$$

Siendo $d\theta$ el cambio angular, dr el cambio radial, r_p la distancia radial a un segmento.

En donde el segmento infinitesimal contribuye con una fuerza y un torque formulado como:

$$\frac{dF}{dA} = \sigma_{cont}; dF = \sigma_{cont} \cdot dA \quad (2.7)$$

Entonces;

$$dM = R_p \cdot dF \quad (2.8)$$

La generación de calor de este segmento está dada por:

$$dQ_1 = \omega \cdot R_p \cdot dF \quad (2.9)$$

Siendo dQ la generación de calor por unidad de tiempo; dF fuerza que afecta la superficie.

Remplazando en dF , se obtiene:

$$dQ_1 = \omega \cdot R_p \cdot \sigma_{cont} \cdot dA \quad (2.10)$$

Remplazando dA , se obtiene:

$$dQ_1 = \omega \cdot R_p \cdot \sigma_{cont} \cdot R_p \cdot d\theta \cdot dr \quad (2.11)$$

Donde R_p es el radio del área circular del pin, en mm; ω , es la velocidad angular, en rad/s y $d\theta, dr, rd\theta$ son segmentos infinitesimales en el área circular del pin.

Para determinar el porcentaje de calor generado en la superficie circular del perno, se considera las dimensiones reales de la herramienta (Shi *et al.* (2003).

$$P_{circ\ pin} = \frac{(2\pi \cdot R_p^3 \cdot \omega \cdot \sigma_{cont})}{3 \cdot (2\pi \cdot \omega \cdot \sigma_{cont}) (R_h^3 + 3R_p^2 \cdot H_p)} \quad (2.12)$$

Donde R_p es el radio del pin; en mm, R_h es el radio del hombro; en mm y H_p es la altura del pin, mm.

Uno de los elementos fundamentales en el proceso de SFW es el calor generado por fricción en la interfase de la herramienta y el material de la pieza de trabajo. El flujo de calor debe mantener la temperatura en la pieza de trabajo, suficiente para que el material se plastifique y que el pin pueda agitar circularmente el mismo, pero lo suficientemente bajo para que este no se funda.

2.7. Elaboración mecánica de las probetas

La operación de corte se realizó según norma ASTM E 3 - 95, para ello se empleó una segueta manual con constante régimen de enfriamiento y evitar que el calentamiento producido por la fricción durante el proceso pudiera provocar transformaciones en la estructura por cambios de fase. Las muestras fueron colocadas en un tornillo de banco, se realizó un corte transversal a las mismas, teniendo en cuenta durante esta operación el manejo de la segueta de forma tal que no generara microfisuras internas en el material base.

Las muestras cortadas son de 20 milímetros de longitud y 4 milímetros de espesor, fueron encapsuladas, como se observa en la figura 2.8, para poder realizar las operaciones de desbaste y pulido y garantizar el fácil manejo de las mismas.



Figura 2.8. Encapsulado de las muestras.

Se realizó con el objetivo de garantizar la observación microestructural, de esta forma se conserva un ángulo de 90° en toda el área a observar, aspecto que no es posible, de no realizarse esta operación, ya que, durante las operaciones de desbaste y pulido, los bordes se distorsionan redondeándose, obteniéndose una falsa observación de la imagen. El encapsulado se realizó con resina epoxi ROYAPOX-5050.

La resina epoxi ROYAPOX-5050 está compuesta por dos componentes y una vez polimerizada a temperatura ambiente, forma una masa incolora, dura y algo flexible. Presenta cualidades de resistencia a la humedad y propiedades mecánicas y dieléctricas que conserva sus propiedades a temperaturas comprendidas entre -30 y 125°C . Se suministra en dos componentes separados y dosificados: ROYAPOX-5050 y endurecedor 5050.

2.7.1. Preparación metalográfica de la probeta

Las muestras se seleccionaron de las zonas de la pieza formada por el efecto de la fricción, teniendo en cuenta la dirección del cordón de soldadura, con lo cual permitiera establecer el flujo del grano y la distorsión. En la preparación metalográfica se realizó un conjunto de operaciones como son: desbaste, pulido, desengrasado y lavado (ASTM E 3 - 95).

El desbaste y el pulido se realizó con la variación de la granulometría de los papeles abrasivos al ser aplicadas a la pieza de trabajo, desde la más gruesa a la más fina, del tipo No 400, 600 y 800 (ASTM E 3 - 95). Las lijas fueron colocadas sobre una placa de vidrio, se cambió el sentido del lijado a 90° al pasar de un pliegue a otro, para eliminar la capa de material distorsionado y deslizado dejado por el anterior, esto permitió obtener una superficie lisa y pulida, libre de impurezas o ralladuras, por último, las muestras se pulieron en una pulidora metalográfica marca MONTASUPAL.

Se realizaron dos tipos de lijados, el grueso y el fino, con el lijado grueso se redondearon los ángulos que podrían llegar a provocar la rotura del papel esmeril o del paño durante el pulido. Las primeras etapas de lijado se realizaron con papel de lija grueso y fino con tamaño de granos 120 y 240 respectivamente, para obtener una superficie plana, libre de toda distorsión o huellas producto del corte y además lograr que todas las marcas del lijado sigan una misma dirección. El lijado fino se realizó semejante al anterior, con la diferencia que esta vez el proceso se inició con lija de tamaño de granos 400. Se operó de la forma descrita anteriormente, a fin de obtener nuevas rayas perpendiculares a las anteriores.

Para el acabado se utilizó un paño de fieltro grueso, se usó como sustancia abrasiva el óxido de cromo. Una vez pulidas las muestras se lavaron con agua destilada, secándose con papel de filtro, se volvieron a lavar con tetracloruro de carbono (Cl₄C) para evitar cualquier vestigio de grasa y pasta de pulir. En el ataque químico, antes de atacar, a la probeta se le realizó un desengrasado. Se empleó una solución de 15 ml de HCl concentrado más 10 ml de HF al 48 % diluido en 85 ml de agua desmineralizada, para revelar los perfiles de las microestructuras.

Preparado el reactivo, se vertió en una cápsula en la que se introdujo la probeta unos instantes, mojando la superficie pulida. Se detuvo el ataque con agua y se observó la superficie. La operación se repitió hasta que la superficie a examinar permitió la observación en el microscopio. Después del ataque se lavó la probeta de nuevo con abundante agua corriente y se secó con alcohol (absoluto) y secada al aire. Se emplearon las técnicas de ataque manual por inmersión en el reactivo químico, durante cinco segundos (ASTM E - 262 Practice A).

2.7.2. Ensayo de dureza realizado a las muestras

En la medición de la microdureza (figura 2.9) se siguieron los procedimientos de la norma NC 10 - 56: 86. Se empleó un microdurómetro modelo PMT - 3 No 168, que tiene acoplado un objetivo acromático con compensación libre trinocular de tubo inclinado a 30°.

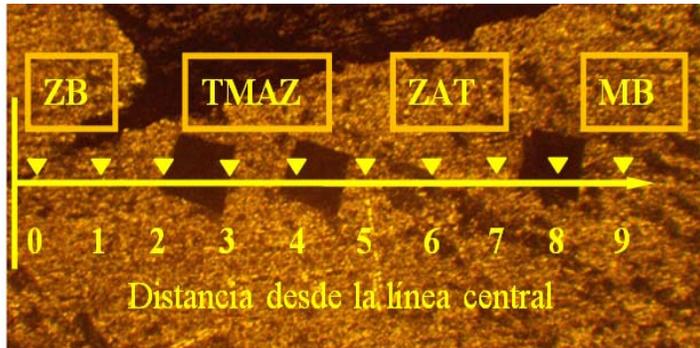


Figura 2.9. Barrido de microdurezas en las muestras.

Las superficies de las probetas se prepararon de la misma manera que para el análisis microestructural, desbaste y pulido. Se efectuaron tres mediciones en diferentes lugares, las que se promediaron, la carga aplicada fue de 0,49 N, en un tiempo de 15 s. El indentador empleado fue el de pirámide de diamante, con un ángulo de 136° según la ASTM E 92 - 82.

La medición de la dureza consistió en un barrido realizado en las diferentes zonas de la unión soldada, se consideró la zona agitada (ZA), la termomecánicamente afectada (TMAZ), la afectada térmicamente (ZAT) y el material base (MB). Las mediciones de dureza se realizaron a lo largo de la línea central del cordón de soldadura, a diferentes distancias a partir del centro de la zona batida o de agitación, hasta el material base.

2.8. Diseño de experimentos

El diseño de experimentos como conjunto de métodos, se utilizó para manipular el proceso con el fin de obtener información de cómo mejorarlo. Este permitió analizar los datos mediante modelos estadísticos y observar la interacción entre las variables independientes y cómo afectan a la variable dependiente. El diseño de experimentos que se consideró, fue realizado con la ayuda del paquete office de Excel y el software STATGRAPHICS, en su versión 1.5 en español. En la tabla 2.4 se muestra este diseño de experimentos.

Tabla 2.4. Diseño de experimentos

No	Distancia al centro	Probeta A		Probeta B		Probeta C	
		Zona	HV	Zona	HV	Zona	HV
1	- 11,25	MB	XA	MB	XB	MB	XC
2	- 10	MB	XA	MB	XB	MB	XC
3	- 8,75	MB	XA	MB	XB	MB	XC
4	- 7,5	MB	XA	MB	XB	MB	XC
5	- 6,25	MB	XA	MB	XB	MB	XC
6	- 5	MB	XA	MB	XB	MB	XC
7	- 3,75	ZTA	XA	ZTA	XB	ZTA	XC
8	- 2,5	ZTA	XA	ZTA	XB	ZTA	XC
9	- 1,25	ZTMA	XA	ZTMA	XB	ZTMA	XC
	ZA	ZA		ZA		ZA	
10	0	ZTMA	XA	ZTMA	XB	ZTMA	XC
12	1,25	ZTA	XA	ZTA	XB	ZTA	XC
13	2,5	ZTA	XA	ZTA	XB	ZTA	XC
14	3,75	MB	XA	MB	XB	MB	XC
15	5	MB	XA	MB	XB	MB	XC
16	6,25	MB	XA	MB	XB	MB	XC
17	7,5	MB	XA	MB	XB	MB	XC
18	8,75	MB	XA	MB	XB	MB	XC
19	11,25	MB	XA	MB	XB	MB	XC

Las probetas fueron sometidas a soldadura por fricción, para evaluar la influencia de los parámetros considerados a partir de los cuales se realizará el tratamiento matemático de las variables involucradas, que está relacionado con el fenómeno de la fricción para producir la unión metalúrgica a la deformación y el flujo plástico, además está condicionado por los cambios metalúrgicos internos que ocurren en la aleación. El número de experimentos, cuando intervienen F factores con dos niveles (-1 y + 1), se determina con un arreglo de la función exponencial: $n = 2^F$. Siendo n el número de experimentos y F el número de factores. Se analizará la influencia de dos factores, de aquí que $F = 2$, luego el número de experimentos sería: $n = 2^2 = 8$ experimentos.

2.8.1. Determinación de los coeficientes de regresión

En los modelos de regresión la variable dependiente Y, es siempre una variable aleatoria, mientras que los factores o variables independientes son considerados como variables no aleatorias. Se argumenta en el hecho de que en las aplicaciones prácticas los valores de las X_i suelen ser controladas o elegidas de antemano por el investigador, a los factores también se les denomina variables explicativas, ya que ellos en definitiva son los que explican el

comportamiento de la variable dependiente (Box y Hunter, 1989). La regresión del diseño de experimento se determina como:

$$Y_1 = b_0 + b_{1X1} + b_{2X2} + b_{12X12} \quad (2.13)$$

Donde Y_1 es la dureza obtenida del ensayo en N; X_1 es la presión de soldadura en MPa; X_2 es el tiempo de duración de la soldadura, en s.

2.8.2. Cálculo de la varianza

Ostle (1975) y Sarache (2004), consideran que el ANOVA, como técnica estadística, permite el estudio de las características medidas u observadas, cuyos valores dependen de varias clases de efectos que operan simultáneamente, esta técnica se basa, en la división de la variabilidad total de una característica medible y la variabilidad causada por diferentes factores que intervienen en el problema. Después de calcular los coeficientes de regresión se realiza el procesamiento estadístico de los datos, determinando la varianza como:

$$J_y^2 = \frac{\sum_{i=1}^{n_o} J_{yi}^2}{N_o} \quad (2.14)$$

La significación de los coeficientes de regresión se comprueba por el criterio de t de student para una probabilidad de un 95 % o un intervalo de confianza de 0,05 y 15 grado de libertad ($N_o - 1$). Posteriormente se calcula la varianza por la ecuación siguiente:

$$J_{aj}^2 = \frac{\sum_{i=1}^{n_o} (y - y^{modf})^2}{N_o - K_o - 1} \quad (2.15)$$

Donde $N_o = j$ y K_o , son el número de coeficientes significativos.

Por la ecuación 2.16 se calcula el coeficiente de fisher (F_{cal}) y se compara con el fisher tabulado (F_{tab}) según los grados de libertad del numerador y del denominador:

$$F_{cal} = \frac{J_{aj}^2}{J_y^2} \quad (2.16)$$

Si el $F_{cal} > F_{tab}$, entonces la ecuación describe adecuadamente el campo de la experimentación. El diseño permitió analizar los datos mediante modelos estadísticos y observar la interacción entre las variables independientes y como afectan a la variable dependiente.

2.9. Microscopio óptico para el análisis de imágenes

Para el análisis de las imágenes de las muestras metalográficas se empleó un microscopio óptico binocular reflexivo marca echoLAB. Está ubicado en el Laboratorio de Materiales de la empresa “Comandante Gustavo Machín Hoed de Beche”, de Moa, dotado de una cámara instalada mediante el hardware que refleja la fotografía en el computador.

Realiza la reflexión de la luz de la probeta pulida, con una cámara digital acoplada, la cual va desde el microscopio hacia una laptop marca LENOVO, donde se encuentra un programa analizador de imágenes tomadas desde la cámara, se evalúan las fases, tamaño del grano, inclusiones, afectaciones en los granos, en la misma se elabora un reporte técnico con estas características. Se determinó el porcentaje de los microconstituyentes presentes en las muestras sometidas a proceso de soldadura por fricción radial.

2.9.1. Obtención del porcentaje de microconstituyentes

El porcentaje de microconstituyentes se determinó en el microscopio reflexivo. Funciona básicamente por medio de la combinación entre el sistema óptico y la iluminación. En este ensayo los granos van a presentar colores diferentes, adicionalmente los átomos en los límites de grano son más reactivos durante el ataque químico y se disuelven en mayor cantidad que el grano mismo, por ello la reflexividad cambia y se acrecienta su visibilidad. En la tabla 2.5 se muestra la forma empleada para la obtención de los microconstituyentes en las diferentes muestras según la norma ASTM A 247.

Tabla 2.5. Determinación de los microconstituyentes en las muestras

Datos de las fases		
Microconstituyentes	Área	Área %
1	Área 1	Área 1
2	Área 2	Área 2
3	Área 3	Área 3

El análisis de imagen fue necesario para estimar los porcentajes de los microconstituyentes presentes en la zona térmica afectada (ZTA), en la zona agitada (ZA) y en el material base, con los cuales a su vez se puede estimar la dureza en esta zona.

Se consideró que la validación de las normas y procedimientos y el nivel de acreditación de los laboratorios y equipamiento que se utilizaron para desarrollar las mediciones, permiten precisión con muy pocas posibilidades de que se introdujeran errores sistemáticos, lo cual implicaba el número mínimo de réplicas que garantizara la confiabilidad de los resultados.

2.10. Análisis por el método de elementos finitos

Se analizó el comportamiento a nivel estructural, teniendo en cuenta el método de Von Mises. La simulación se realizó con el empleo de la técnica numérica del método de elementos finitos (MEF). La simulación tuvo como objetivo establecer un modelo en el cálculo de fuerzas de la herramienta en la FSW y determinar cómo afecta el diseño en los campos de temperatura y las fuerzas a lo largo de la dirección de la soldadura.

Para modelar el proceso de soldadura por fricción agitación, la geometría de la pieza de trabajo y de la herramienta se necesita ser definidas. Los parámetros geométricos del modelado de la junta son la longitud, ancho y espesor de la pieza, la altura y el diámetro del pin. El diámetro y la altura del hombro se usan para definir la geometría de la herramienta. En la tabla 2.6 se muestran las propiedades físicas y térmicas de la aleación AA 1050, que son necesarios para la distribución de las temperaturas y las tensiones durante el MEF.

Tabla 2.6. Propiedades físicas y térmicas de la aleación AA 1050

Propiedades	Valor
Densidad; g/cm ³	2,7
Punto de fusión; °C	652
Módulo de elasticidad; GPa	68,9
Coefficiente de Poison	0,33
Conductividad térmica; W/mK	237
Capacidad de calor específico; J/g°C	0,869

Los valores precisos de los campos de temperatura, la tasa de tensión, la tensión efectiva y el flujo de tensiones durante la formación de la unión se consideraron para diversos rangos de los parámetros del proceso. El modelo termomecánico y la simulación de la soldadura por fricción agitación requirió la descripción de estos parámetros para la especificación de las condiciones del posprocesado.

Se definió el modelo geométrico a partir del diseño más cercano a la instalación del proceso de soldadura, como se muestra en la 2.10, el que se discretizó con elementos hexaédricos de ocho nodos, logrando comparar la magnitud de los esfuerzos de diseño y los desplazamientos obtenidos con la metodología de cálculo, con los resultados obtenidos del modelo de elementos finitos de sólido tridimensional. Esto permitió cuantificar si existieron diferencias entre la simulación numérica con elementos finitos y procedimiento de cálculo propuesto para la comprobación del diseño.

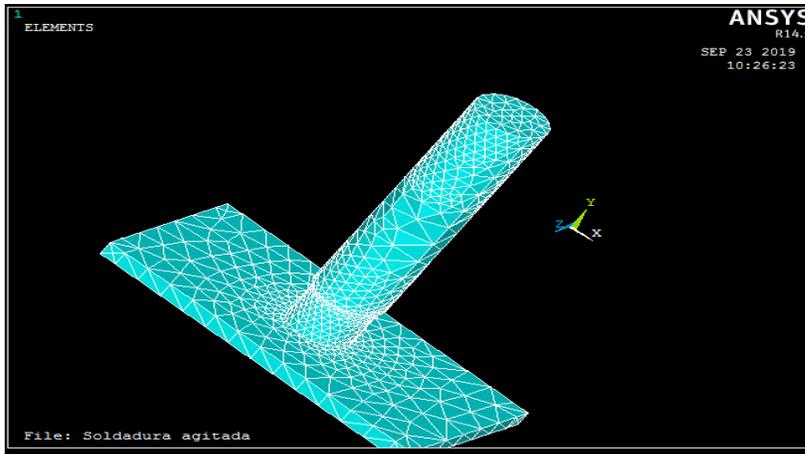


Figura 2.10. Geometría del proceso.

En la superficie se le situó puntos de referencias, los cuales determinarán su comportamiento dentro del modelo, es decir, mediante los mismos se establecieron los grados de libertad que rigen el movimiento del proceso, se considera el comportamiento de acoplamiento de cada mecanismo mediante el análisis de variación-tiempo real de los parámetros del modelo durante la evolución del proceso de desgaste y con ello lograr, en el módulo de mallado (*mesh*) una mejor malla de elementos finitos.

La formulación de la temperatura del proceso real de SFW se toma como el resultado del equilibrio térmico dado por Colegrove y Shercliff (2005) como:

$$\rho C \rho = k \cdot \text{div}T (i, j, k) + \eta s_{ijk} \in_{ijk}^{pl} \quad (2.17)$$

Donde ρ es la densidad, $C\rho$ es el calor específico, T es la derivada de la temperatura de la partícula respecto al tiempo, k es la capacitancia térmica, $\text{div}(i, j, k)$ es la divergencia del vector gradiente de temperatura en las coordenadas (i, j, k) , esta función puede considerarse como una derivada de T para campos vectoriales, los cuales miden la razón de flujo de partículas por unidad de volumen en un punto, η es la fracción de disipación de energía plástica, s_{ijk} es la desviación de la fuerza de tensión y \in_{ijk}^{pl} es la velocidad de deformación plástica a tensión.

La ecuación (2.17) se representa discretamente en elementos finitos como:

$$C(t)\bar{T} + K(t) = Q(t) \quad (2.18)$$

Donde C es la matriz discreta de capacitancia la cual es dependiente del tiempo, \bar{T} es el vector temperatura con respecto al tiempo, $K(t)$ es la matriz de conducción dependiente del tiempo, T es la temperatura nodal y $Q(t)$ es la fuente de calor dependiente del tiempo.

Para encontrar la tasa de temperatura nodal a partir de la ecuación (2.18) tenemos:

$$\bar{T}_i = \frac{Q - KT_i}{C} \quad (2.19)$$

Se resuelve la primera diferencia para la tasa de temperatura nodal \bar{T} :

$$\bar{T}_i = \frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta t_{i+1}} \quad (2.20)$$

Se despeja T_{i+1} de la primera diferencia en la ecuación 2.20:

$$T_{i+1} = \bar{T}_i (\Delta t_{i+1}) + T_i \quad (2.21)$$

Remplazando T_i de la ecuación (2.21) e introduciéndolo en la ecuación (2.22) tenemos:

$$T_{i+1} = \frac{[(\Delta t_{i+1})(Q - KT_i)]}{C} + T_i \quad (2.22)$$

Donde la ecuación (2.22) es la representación de la tasa de temperatura nodal.

2.10.1. Condiciones de fronteras y mallado de la geometría

Se consideró que el material es homogéneo, continuo e isotrópico, con un comportamiento elástico no lineal, el sólido está fijo en uno de los extremos en tanto que el otro extremo está libre, con el módulo de elasticidad y el coeficiente de Poisson establecido para temperatura ambiente.

Se consideró que las cargas están concentradas y que el peso del pin ejerce influencia sobre el comportamiento a la torsión. No hay cambios bruscos en la velocidad de rotación por lo que se establece como una constante, el material a soldar es homogéneo en el tiempo. Existe influencia de la temperatura generada por la herramienta.

Para simular el diseño de la junta por el Método de Elementos Finitos se procedió a realizar el mallado del elemento mecánico, como se muestra en la figura 2.11. El estudio de la malla permitió; primeramente, su refinamiento y luego, mejorar la exactitud de la solución. Durante las simulaciones habrá que adoptar decisiones de compromiso entre los errores de los resultados y el consumo de tiempo memoria para la ejecución del código (Mijajlović, 2011).

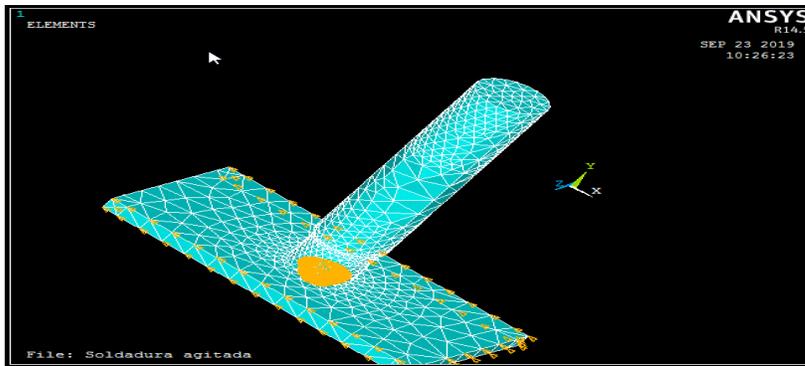


Figura 2.11. Mallado de la geometría de la junta.

La solución obtenida mediante MEF se aproximó más a la solución exacta, a partir del incremento del número de elementos que conformó el mallado del modelo. A este estudio previo, se le denomina análisis de la convergencia. En el caso de la modelación de la presión de la herramienta, se analizó el mismo modelo con varias densidades de malla, hasta encontrar los rangos de presión más exacto y preciso, así como el valor de las deformaciones y tensiones en los nodos deseados.

Después de haber situado las respectivas restricciones y carga, se seleccionó el modelo de que se desea obtener, para este caso, se solicitó los esfuerzos equivalentes (Von-Mises), las deformaciones totales, factor de seguridad y análisis modal (primera velocidad crítica). Se considera la unión como un cuerpo flexible y el efecto del comportamiento cíclico de los materiales que la constituyen, es necesario considerar la deformación angular que ocurre entre los nodos.

2.11. Conclusiones del capítulo 2

- ✚ Se caracterizó la geometría de la herramienta, fabricada de acero AISI 1050 y tratada térmicamente, caracterizada por presentar un pin cónico roscado, con esta se realizará la unión de la aleación de aluminio AA 1050 por el proceso de fricción agitación, teniendo en cuenta la longitud y el espesor de las planchas a unir.
- ✚ La metodología propuesta permite estimar el calor generado durante el proceso de soldadura por fricción, donde para ello se tuvo en cuenta las dimensiones del pin roscado y el diámetro del hombro de la herramienta, en zonas que generan la mayor cantidad de energía calorífica durante la unión.
- ✚ La caracterización de los microconstituyentes en la zona de la unión soldada como la térmica afectada, la termomecánicamente afectada y la zona agitada permitirá determinar la variación de los granos luego de realizar la unión por fricción agitación en la aleación de aluminio AA 1050, obtenidas por efecto del calor.

Capítulo 3

Análisis de los resultados

3. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

3.1. Introducción

En la actualidad se siguen desarrollando nuevos métodos de unión, con el fin de solucionar los problemas presentados durante el proceso de soldadura de materiales sensibles a los sistemas convencionales. La industria actual que se desarrolla en el área de la mecánica, específicamente en la unión de piezas por soldaduras, debido a su gran crecimiento y la búsqueda de la perfección ha visto necesario crear nuevos procesos y procedimientos que permitan cumplir con los objetivos trazados en cuanto a este tema. La temperatura alcanzada por la fricción durante el proceso es más uniforme que los demás métodos, debido a la órbita generada y sus parámetros utilizados.

El objetivo del capítulo es determinar el efecto del calor en el comportamiento microestructural de la ZTA, la ZTMA y la zona agitada ZA de la aleación de aluminio AA 1050 sometida al proceso de soldadura por fricción agitación.

3.2. Análisis de la composición química de la aleación

En la tabla 3.1 se muestra la composición química de la aleación AA 1050. Se realizó empleando un espectrómetro de masa cuántico, ESPECTROLAB 230, con electrodo de carbón bajo arco sumergido en atmósfera de argón, ubicado en el taller de fundición de la empresa Mecánica del Níquel “Comandante Gustavo Machín Hoed de Beche”, Moa.

Tabla 3.1. Composición química de la aleación AA 1050, % en masa

Nomenclatura	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Ti	Zn	Al
AA 1050	0,20	0,43	0,03	0,015	0,08	0,015	0,06	Resto

Al analizar los elementos químicos establecidos por las normas y compararlos con los obtenidos en la aleación objeto de estudio se puede plantear que, los mismos se encuentran dentro de los rangos establecidos para clasificarla como la aleación AA 1050. La soldabilidad de las aleaciones de aluminio varía significativamente, dependiendo de la composición química de la aleación usada. Los elementos más representativos en esta aleación son el silicio y el hierro, reportado por Padmanaban *et al.* (2009).

En el caso del silicio, aunque tiene una apreciable solubilidad en el aluminio, este se ve afectado por los elementos de aleación, como el magnesio, razón por la cual la fase

constituyente Mg_2Si , aunque soluble en algunas aleaciones de aluminio, es virtualmente insoluble en otras, provocando la formación de silicio eutéctico.

El campo de una sola fase, sobre el cual el aluminio es el único constituyente que se solidifica, termina a 0,1 % de silicio a 415 °C. El efecto de la soldadura causa una caída en la resistencia del material, debido al incremento en las temperaturas pico. Esto causa incoherencia en los precipitados, cuando la temperatura es suficientemente alta, además puede ocurrir alguna reprecipitación durante el enfriamiento, causa valores de dureza bajos en relación con el metal base. El aumento de la velocidad de rotación, que genera una mejor capacidad de flujo plástico por efecto de la rotación y el aumento de la velocidad de soldadura, que produce un menor aporte de calor por unidad de longitud, tienen una relación directamente proporcional con los elementos químicos de la aleación, reportado por McNelley *et al.* (2008) y Padmanaban *et al.* (2009).

3.3. Análisis del procedimiento metodológico para el proceso de soldadura

Durante el proceso de soldadura por fricción agitación, las piezas que se van a soldar se unen y se aplica una fuerza de soldadura. Al frotar una superficie de una aleación de mayor dureza sobre la cara de las piezas, se produce calor, el cual logra la unión entre el material base. La fabricación de la herramienta está condicionada por el espesor de la pieza, quien a su vez define el torque. Para determinar este torque, teniendo en cuenta la ecuación 2.1, se tuvo en cuenta que, la potencia del motor de la fresadora es de 7 000 W, la del husillo, incluyendo las pérdidas mecánicas es de 5 600 W (asumiendo un rendimiento del 80 % de la fresadora). Para una velocidad de giro de $n = 1\ 200$ r/min, la velocidad angular (ω) es de 125,6 rad/s, entonces el torque será de 44,5 N/m.

El torque obtenido en el husillo va a depender de factores como la fuerza vertical sobre la junta, el diseño de la herramienta, la inclinación de ésta, el coeficiente de fricción y el grado de deslizamiento entre la herramienta y las placas. El incremento en la velocidad de rotación de la herramienta genera una disminución en el torque debido al incremento de la tasa de generación de calor en la junta y al incremento en la temperatura de ésta, lo que permite que la herramienta deforme con mayor facilidad el material a alta temperatura y a alta tasa de deformación. El torque no es afectado significativamente por la velocidad de avance de la herramienta, debido a que la tasa de generación de calor no es afectada considerablemente por éste parámetro, también planteado por Colligan y Mishra (2008).

Para la unión de las piezas se utilizó una herramienta giratoria no consumible, especialmente diseñada con un hombro y un pin roscado de longitud levemente inferior al espesor de las placas a soldar. Esta longitud o altura se determinó por la ecuación 2.2, donde para, un espesor de la placa a soldar de 4 mm, un diámetro del hombro de 20 mm, con el diámetro mayor del cono de 6 mm, considerando 4,5 mm de espacio entre el pin introducido y el fondo de la placa, con dos grados como ángulo de inclinación de la herramienta en la fresadora y un ángulo del cono de 70° , la altura necesaria del pin de la herramienta será de 4 mm.

Teniendo en cuenta que el pin es el encargado de realizar el proceso de batido entre ambas piezas para lograr la soldadura, el mismo presenta una geometría de menor diámetro que el hombro, en este caso será roscado para facilitar la deformación y agitación del material de trabajo mediante la rotación de la herramienta y el avance en la dirección de la soldadura, de igual manera, el hombro es cóncavo, teniendo en cuenta que este diseño presenta numerosas ventajas como buen comportamiento y flujo de material, elevadas propiedades mecánicas, fácil elaboración y control dimensional, empleado previamente en diferentes trabajos como Idagawa y Ramirez (2006); Scialpi *et al.* (2007).

El calor que se genera por la fricción entre el hombro y la superficie de trabajo, y en menor medida por la interacción con la superficie del pin reducen la resistencia mecánica de la zona de trabajo permitiendo que el material de ambas placas se mezcle a través de un proceso de deformación plástica severa, criterio que ha sido referido por Mishra y Ma (2005) y Mishra y Mahoney (2007).

El calor se genera en las superficies de contacto (soldadura de interfase) debido a la fricción está influenciado por la acción conjunta del pin y el hombro, que trabaja sobre la superficie de la junta y es el que precalienta y consolida el material plastificado, generando calor y a su vez un torque, que para sustituir los valores en la ecuación 2.3, primeramente, se determinó el esfuerzo de corte al contacto por la ecuación 2.4, para una presión de contacto de 16,28 MPa y un coeficiente de fricción de 0,9; el esfuerzo de corte al contacto es de 14,6 MPa. Sustituyendo se tiene que el torque en la interfase es de 61,7 *N/m*.

Los resultados obtenidos del torque en el hombro demuestran que, este depende de varios parámetros, donde tiene influencia la presión vertical aplicada, el diseño de la herramienta, el esfuerzo de corte local en la interfase del material de la herramienta, el coeficiente de

fricción y el grado de deslizamiento entre la herramienta y el material. Dicha variable se torna importante debido a que los valores de torque pueden influenciar con respecto al flujo de esfuerzos promedio cerca de la herramienta y el grado de deslizamiento entre la herramienta y la pieza de trabajo bajo ciertas condiciones de soldadura, siempre y cuando otras variables permanezcan constantes, también reportado por Nandan *et al.* (2008).

3.3.1. Comportamiento de la generación de calor en el proceso de soldadura

Durante el proceso de soldadura, el contacto entre la herramienta y la pieza genera calor, donde una parte de este se distribuye entre la primera, otro en la pieza para lograr la unión y parte al medio ambiente. Por la ecuación 2.6 se determinó la distribución de calor en el área circular del pin, sustituyendo los valores se tiene que, para dA , donde se consideró el radio del pin, el resultado es de 3 J/mm^2 .

Para la distribución del calor, que considera el torque aplicado para la soldadura de la aleación AA 1050, se establece por la ecuación 2.7 que este valor es de $43,8 \text{ J/mm}^2$. Sustituyendo estos resultados en la ecuación 2.8, entonces se tiene que, en dependencia del radio del pin de 3 mm y un torque de $44,5 \text{ N/m}^2$; dM es de 534 J/mm^2 .

El calor en este segmento calculado por la ecuación 2.9 para una velocidad angular de $125,6 \text{ rad/s}$ es de $67\ 070 \text{ J/mm}^2$. Teniendo en cuenta este resultado y considerando el esfuerzo de corte al contacto en la ecuación 2.10, entonces dQ_1 que es calor en este segmento sería de $16\ 503 \text{ J/mm}^2$.

Reemplazando a dA y en consecuencia considerando los valores infinitesimales del radio del pin, sustituyendo en la ecuación 2.11, entonces el calor que se genera en el área circular de este pin es de $16\ 503 \text{ J/mm}^2$.

En la soldadura por fricción, el pin hace contacto con las placas, generando calor por rozamiento, el hombro de la herramienta hace contacto, restringiendo la profundidad de penetración, lo que genera calor por fricción y una zona termomecánica, la placa en movimiento relativo respecto a la herramienta crea un cordón con una microestructura de grano fino totalmente recristalizada.

Uno de los elementos fundamentales en el proceso es el calor generado por fricción en la interfase de la herramienta y el material de la pieza de trabajo. El flujo de calor debe mantener una temperatura en la pieza de trabajo, suficiente para que el material se

plastifique y que el pin pueda agitar circularmente el material, pero lo suficientemente bajo para que no se funda. La temperatura del proceso oscila entre 80 al 90 % de la temperatura de fusión de la pieza de trabajo, reportada por Mijajlović (2011) y Veljić (2012).

El porcentaje de calor generado en la superficie circular del perno, calculado por la ecuación 2.12, donde se consideró las dimensiones de la herramienta, la velocidad angular empleada en el proceso, el esfuerzo de corte al contacto, el calor que se genera en el área circular del pin es de 0,33 J/mm².

Al aplicar el desplazamiento vertical de la máquina herramienta, se produce una alteración debido a la presión aplicada por el pin y el hombro sobre la placa matriz, lo que vuelve al proceso dependiente de esta. La entrada de calor desde el hombro de la herramienta es el calor de fricción. El coeficiente de fricción se ajusta continuamente para mantener la temperatura sin exceder el punto de fusión del material.

En la zona analizada, existirá un precalentamiento, la temperatura incrementará debido al movimiento del campo térmico que rodea la herramienta, que es más fuerte en la parte superior debido a la fricción que genera el hombro. Cerca de la herramienta, se inicia la zona de deformación inicial, generada debido al esfuerzo causado por dicha herramienta en movimiento y las altas temperaturas. El material se reblandece y es forzado a fluir alrededor de la misma en la zona de extrusión, donde y entre los hilos del pin, con una pequeña cantidad atrapada debajo de la herramienta.

Cuando el hombro hace contacto con el material, este genera calentamiento por fricción adicional a la región de soldadura y previene que el material plastificado salga expulsado durante la operación de soldadura. El calentamiento por fricción combinado del hombro y del pin crea en la zona de soldadura una condición plastificada casi hidrostática del material alrededor de este pin inmerso y en la superficie de contacto de la región del hombro en la superficie de la pieza de trabajo. Finalmente, el material fluye alrededor de la herramienta y coalesce detrás de esta a medida que avanza linealmente, referido por Arroba *et al.* (2017).

3.4. Resultados del tratamiento térmico a la herramienta

El tratamiento térmico involucró procesos de calentamiento y enfriamiento para efectuar cambios estructurales en el acero AISI 1050 y a su vez modificar sus propiedades

mecánicas. El objetivo fue modificar la dureza inicial e incrementar esta. En la figura 3.1 se muestra el ciclo aplicado al acero.

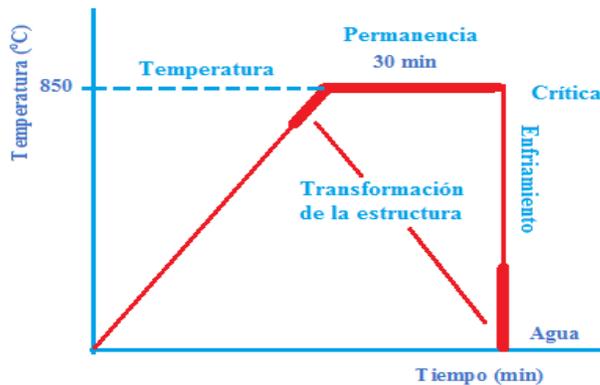


Figura 3.1. Ciclo del tratamiento térmico.

La pieza se introdujo en el horno, el tratamiento térmico consistió en un temple a una temperatura de 850°, durante 30 minutos, luego se extrajo del horno y se enfrió en agua a temperatura ambiente. En este tratamiento se consideró que, la temperatura de calentamiento fuera superior a la crítica, para poder obtener de esta forma la martensita, la velocidad de la fase de enfriamiento fue rápida.

Se garantizó la obtención de la martensita por ser la estructura más dura de los aceros, teniendo en cuenta el contenido de carbono del acero AISI 1050 (0,51 %C). La martensita se obtiene por el temple rápido de aceros al carbono y es la sustancia de transición formada por la descomposición rápida de la austenita, alcanzando dureza de hasta 60 HRC, según ha sido reportado por Callister (1999).

La obtención de la martensita se da con el enfriamiento rápido del acero desde la zona de la fase austenítica, la cual se consigue con una consistencia dura y frágil. La profundidad del temple de un componente enfriado con rapidez depende de su templabilidad (capacidad a la penetración del temple), que a su vez depende, fundamentalmente, del diámetro o espesor de la pieza y de la calidad del acero y de la misma forma esta en función de la composición del acero y del tamaño de grano, referido por Callister (1999).

3.5. Análisis microestructural de la ZTMA

La evolución de la microestructura durante el proceso de soldadura depende de diferentes parámetros, la composición química y tratamientos térmicos del o los materiales a unir. Estos parámetros también definen la entrada de calor y el tamaño de las zonas afectadas en

la junta, los tratamientos térmicos definen la microestructura inicial del material mientras que la composición química y la microestructura permiten definir los mecanismos de endurecimiento y crecimiento o disolución de precipitados. En la figura 3.2 se muestra la zona térmomecánicamente afectada (ZTMA).

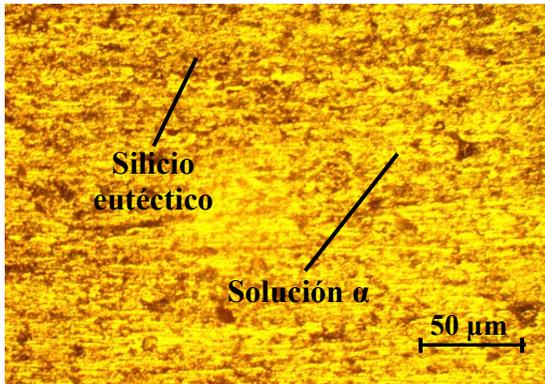


Figura 3.2(a). Muestra 1.

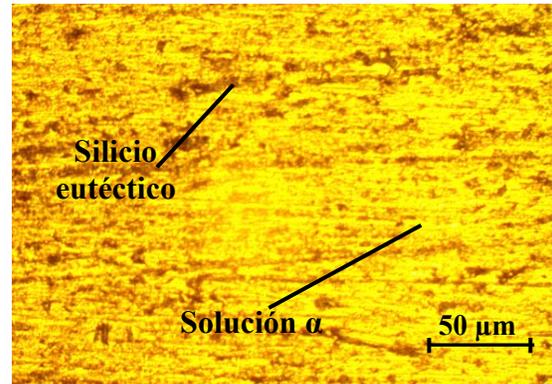


Figura 3.2(b). Muestra 2.

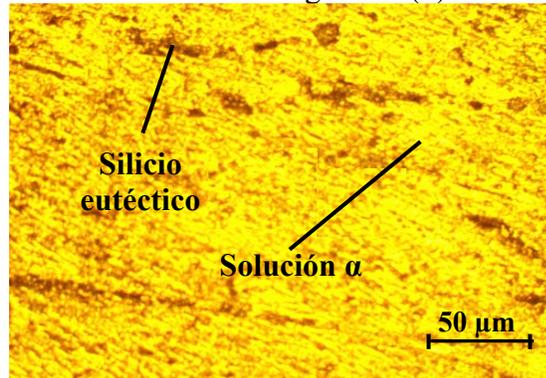


Figura 3.2(c). Muestra 3.

La zona termomecánicamente afectada muestra una reorientación de los granos con relación a la muestra patrón, pero con cierto grado de recristalización. En todas las estructuras se observa la presencia de silicio eutéctico en una matriz de la solución α . Luego del proceso de fricción, la estructura inicial, en la medida que se acerca a la zona afectada térmicamente los granos son más finos, debido al aporte de calor y subenfriamiento, exhibiendo además un área con crecimiento de grano.

En esta zona, los granos son sometidos a deformación y se observa el flujo de material debido al proceso de fricción, donde por el efecto de la soldadura puede causar una caída en la resistencia del material debido al incremento en las temperaturas pico. Esto causa incoherencia en los precipitados cuando la temperatura es suficientemente alta, además puede ocurrir alguna reprecipitación durante el enfriamiento, causando valores de dureza bajos en relación con el metal base.

El comportamiento obtenido se debe a la ubicación de esta zona, que es la primera en solidificar, por encontrarse más cerca al medio ambiente y segundo porque parte del calor contenido por el metal fundido se disipa a través del material base que se encuentra a mucho menor temperatura que el charco de soldadura, criterio que coincide con lo planteado por Paidar *et al.* (2014).

3.5.1. Comportamiento microestructural de la ZAT

En la ZAT el material base sufre un ciclo térmico que modifica su estructura y sus propiedades mecánicas, sin embargo, en esta área no ocurre flujo plástico alguno. En la figura 3.3 se muestra el comportamiento microestructural obtenido en esta zona.

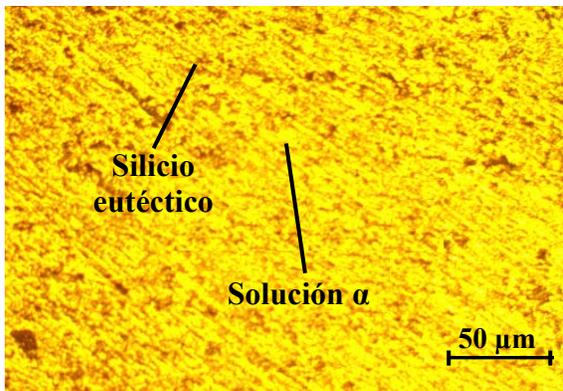


Figura 3.3(a). Muestra 1.

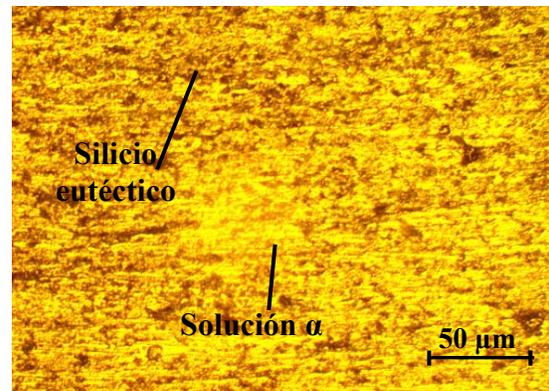


Figura 3.3(b). Muestra 2.

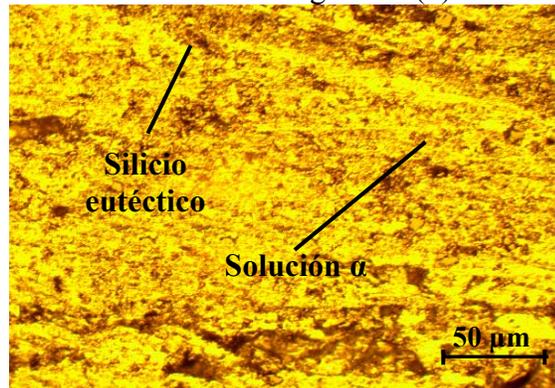


Figura 3.3(c). Muestra 3.

En estas microestructuras se observa que el tamaño y distribución de los intermetálicos ubicados en esta zona muestran cierto grado de uniformidad. También se observan partículas de silicio eutéctico reprecipitados debido a su disolución por efectos de calentamiento durante el proceso de soldadura, se observa un engrosamiento significativo de precipitados y una disminución de su cantidad. Esto se debe a que, si bien los niveles de deformación son menores o nulos, comparados con los existentes en la zona termomecánicamente afectada, el perfil de temperaturas en esta región, es suficiente para

provocar difusión de los elementos químicos aleantes, modificando el estado inicial de distribución y tamaño de los precipitados.

La causa del tamaño del grano de esta zona se podría considerar como consecuencia de dos eventos simultáneos que se presentan en esta zona de la soldadura, el primero se asocia a la elevada deformación plástica que se genera en el material por el al flujo plástico a que es sometido, situación ésta que promueve una alta velocidad de nucleación de los granos recristalizados. La segunda, se relaciona con que la temperatura alcanzada en dicha zona resulta relativamente baja, con lo cual la velocidad de crecimiento de los núcleos es baja. Esta combinación de efectos se refleja en el pequeño tamaño de grano resultante en tal zona de la soldadura, expuesto en trabajo previo por Nandan *et al.* (2008).

3.5.2. Comportamiento microestructural en la zona agitada

El flujo vertical en la ZA es debido a la trayectoria helicoidal formada por el movimiento rotacional y la trayectoria del pin, lo cual justifica los procesos de deformación plástica extrema con altas velocidades de deformación plástica, tensiones altas y la recristalización dinámica consecutiva de la soldadura deformada. En la figura 3.4 se muestran los resultados obtenidos en esta zona.

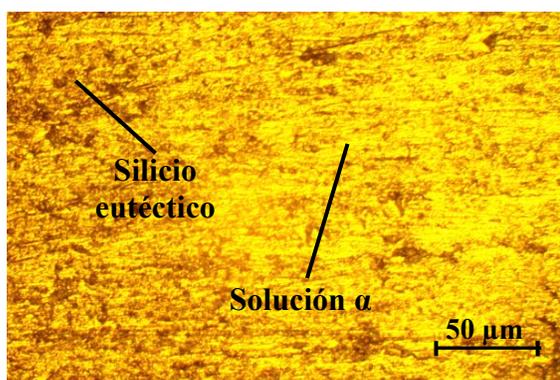


Figura 3.4(a). Muestra 1.

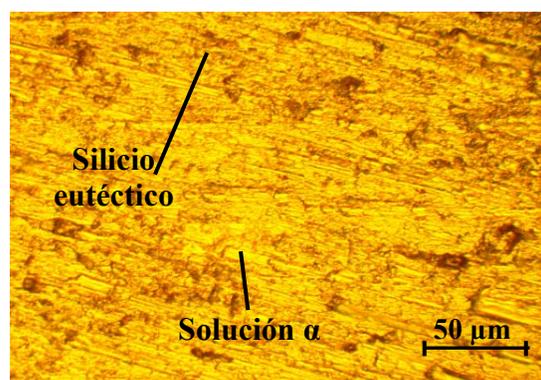


Figura 3.4(b). Muestra 2.

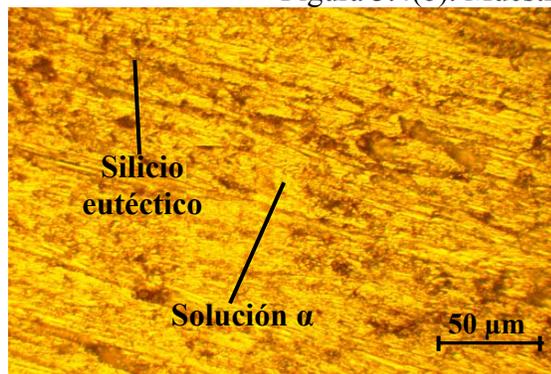


Figura 3.4(c). Muestra 3.

En la ZA, la microestructura resultante es de pequeños granos equiaxiales, rodeando a otros granos un poco más grandes, característica de la recrystalización dinámica ocurrida en esta zona microestructural, donde exhibe un proceso complejo de evolución microestructural. En la región del pin el material sufre deformaciones plásticas severas a elevadas temperaturas, esto produce recrystalización dinámica continua en la ZA.

El tamaño de grano conserva una relación directa con el aporte de calor por unidad de longitud, siendo entre mayor sea este aporte, se proporcionara más energía a los granos para favorecer su crecimiento. Debido al principio de operación de la soldadura por fricción agitación, en esta zona una gran cantidad de partículas dispersoides y constituyentes se fracturan como consecuencia de los altos niveles de deformación y los picos de temperatura que se alcanzan en esta zona, recuperándose las condiciones de dureza del material del material base, según lo reportado por Mahoney *et al.* (1998) y Jata *et al.* (2000).

3.5.3. Análisis de las fases presentes en las diferentes zonas

Se analizó la distribución de los microconstituyentes en las muestras luego de ser sometidas al proceso de soldadura por fricción. Las figuras 3.5(a), 3.5(c) y 3.5(e), son las muestras soldadas y las figura 3.5(b), 3.5(d) y 3.5 (f), se corresponden con la distribución de los microconstituyentes.

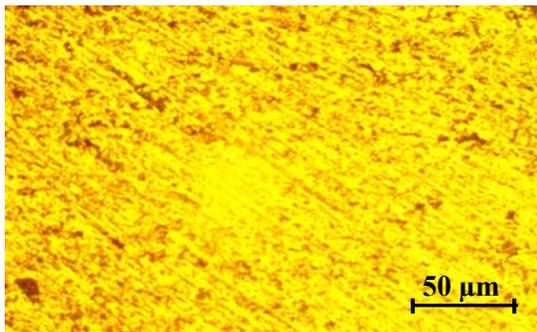


Figura 3.5(a). ZTA.

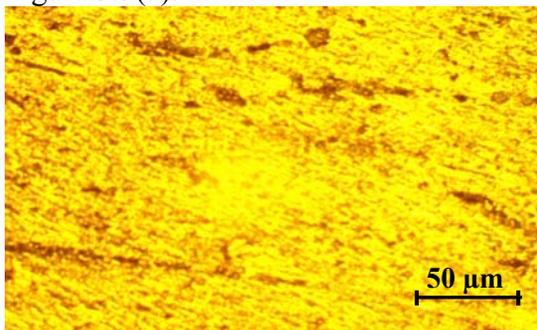


Figura 3.5(c). ZTMA.

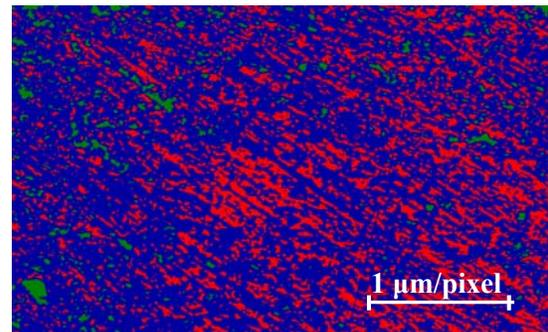


Figura 3.5(b). Microconstituyentes.

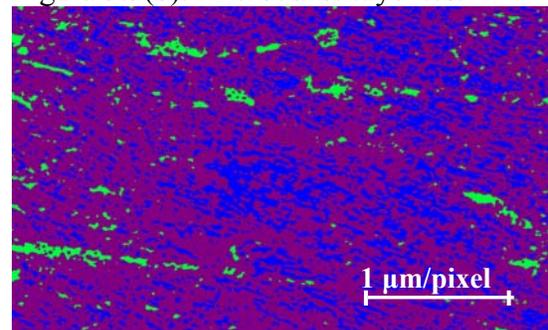


Figura 3.5(d). Microconstituyentes.

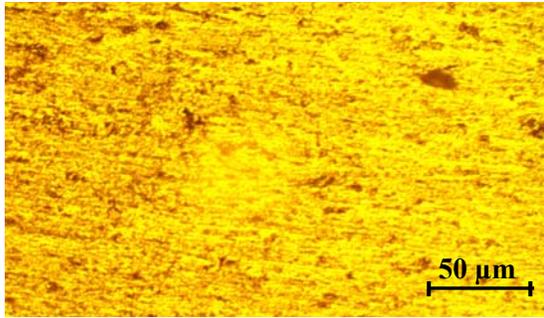


Figura 3.5 (e). ZA.

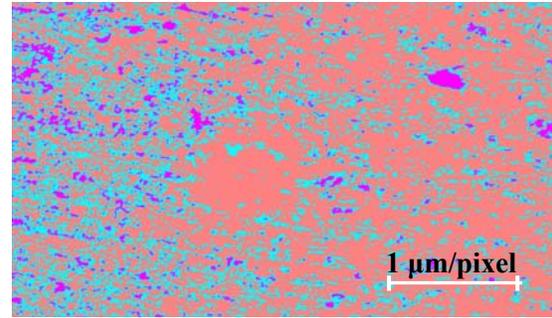


Figura 3.5 (f). Microconstituyentes.

Al evaluar el comportamiento de la distribución de los microconstituyentes se consideró la distribución de las fases (figura 3.6). La figura 3.6(a) se corresponde con los microconstituyentes de la ZTA, la 3.6 (b) con la estructura de la ZTMA y la 3.6(c) con la zona agitada.

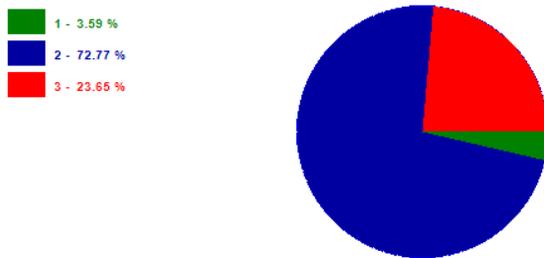


Figura 3.6(a). ZTA.

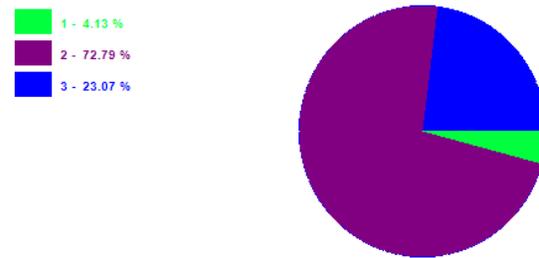


Figura 3.6(b). ZTMA.

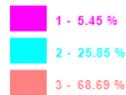


Figura 3.6(c). ZA.

En la tabla 3.2 se muestra el área que ocupan los mismos en la estructura.

Tabla 3.2. Área de los microconstituyentes en la estructura

Datos de las fases ZTA			Datos de las fases ZTMA		
Microconstituyentes	Área	Área %	Microconstituyentes	Área	Área %
Carburos de Si	30 182	3,59	Carburos de Si	34 789	4,13
Fase α	612 512	72,77	Fase α	612 735	72,79
Precipitados de Si	199 034	23,65	Silicio eutéctico	194 204	23,07
Datos de las fases ZA					
Microconstituyentes	Área	Área %			
Carburos de Si	45 906	5,45			
Silicio eutéctico	217 624	25,85			
Fase α	578 198	68,69			

Al establecer la relación de las fases presentes en la microestructura de las muestras soldadas, en las diferentes zonas (ZAT, ZTMA y la ZA), se pudo determinar que, en las mismas, la influencia la ejerce la fase α , estructura matriz de la aleación AA 1050, luego por el silicio eutéctico y, por último, los precipitados de silicio.

La distribución de los microconstituyentes está asociado a los parámetros del proceso de soldadura, en este caso, la ZA, donde se forma la unión metalúrgica entre las dos planchas, la influencia de la temperatura en conjunto con la presión de forja, modifican la estructura por el efecto del estado plástico que se logra en ambos materiales.

Al considerar los diferentes métodos de análisis en la unión de la aleación AA 1050, en las zonas analizadas, no se evidencia la presencia de grietas, poros u otros defectos en la junta, sin embargo, se puede apreciar una variación, tanto en la zona termomecánicamente afectada, como en la zona térmica afectada y en la zona agitada, en cuanto a la variación del tamaño de los granos, así como la formación de una fase intermetálica por la ocurrencia del efecto de la temperatura.

3.6. Análisis de la microdureza en las diferentes probetas

En la figura 3.7 se muestran los resultados obtenidos de los ensayos de dureza realizado en las diferentes zonas luego del proceso de soldadura por fricción agitación de la aleación AA 1050. Los perfiles de dureza fueron realizados en las diferentes zonas para las diferentes condiciones de soldadura.

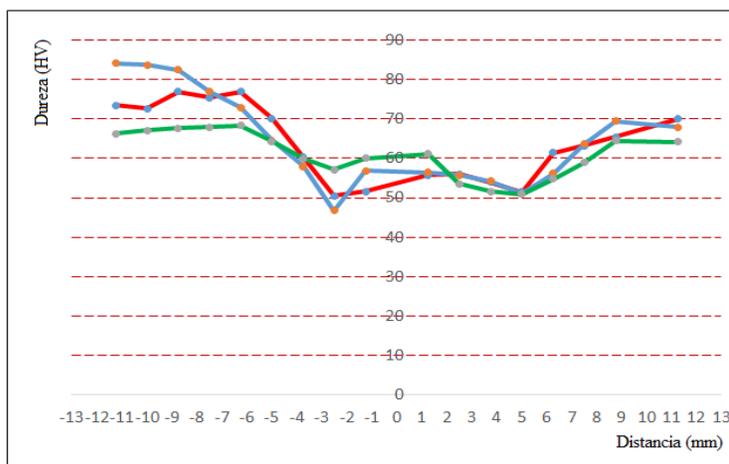


Figura 3.7. Comportamiento de la dureza en las diferentes zonas.

En la figura se observa la variación de la dureza que experimentan las zonas en las uniones soldadas de las diferentes probetas. Partiendo desde el metal base, la dureza se reduce más

en la ZA con respecto a la ZTMA y la ZTA, donde presenta un ligero incremento cerca de la periferia. Para la probeta 2 (línea azul), existe un incremento con respecto a la probeta 1 (línea roja) y la probeta 3 (línea verde). Lo cual está en correspondencia con las estructuras y porcentaje de microconstituyentes obtenidos.

Los perfiles de microdureza de las zonas soldadas, en la ZTMA, en todos los casos mostraron una dureza mayor, como resultado del endurecimiento por precipitación que se produce en la aleación debido a la presencia del silicio. Esta zona presenta una estructura de grano más fina, motivado por el rápido enfriamiento del pozo de soldadura. En las aleaciones del grupo 1, el silicio, es un elemento que provoca el endurecimiento, teniendo en cuenta que el proceso de laminación le otorga al material acritud, así como la capa alúmina con su alta temperatura de fusión, lo que ha sido expuesto por Sathiya *et al.* (2005).

3.7. Procesamiento estadístico de los datos

A partir de lo expuesto en el capítulo 2 para el diseño de experimentos, se determinó la variación de la dureza en las probetas a diferentes distancias, luego de realizado el proceso de soldadura por fricción. En la tabla 3.3 se muestran los resultados.

Tabla 3.3. Análisis de regresión

Parámetro	Estimación	Error Estándar	Estadístico T	Valor-P
CONSTANTE	33,4364	19,0927	1,75126	0,0103
Probeta 1	0,311297	0,437919	0,710855	0,0489
Probeta 2	-0,341488	0,336834	-1,01382	0,0329
Probeta 3	-0,52021	0,550817	-0,944433	0,03622

En la tabla 3.4 se muestran los resultados obtenidos del análisis de varianza realizado.

Tabla 3.4. Análisis de la varianza

Fuente	Suma de cuadrados	Gl	Cuadrado medio	Razón-F	Valor-P
Modelo	287,572	3	95,8573	2,51	0,0104
Residuo	497,171	13	38,2439		
Total (Corr.)	784,743	16			

R-cuadrada = 96,6454 por ciento

R-cuadrado (ajustado para g.l.) = 92,0251 por ciento

Error estándar del est. = 0,18417

Error absoluto medio = 0,06751

Estadístico Durbin-Watson = 0,232301 (P=0,0000)

Autocorrelación de residuos en retraso 1 = 0,704334

La salida muestra los resultados de ajustar un modelo de regresión lineal múltiple para describir la relación entre Distancia y 3 variables independientes. La ecuación del modelo ajustado es:

$$Distancia = 33,436 + 0,311 \cdot Probeta 1 - 0,341 \cdot Probeta 2 - 0,0520 \cdot Probeta 3$$

Puesto que el valor-P en la tabla ANOVA es menor que 0,05; existe una relación estadísticamente significativa entre las variables con un nivel de confianza del 95,0 %.

El estadístico R-Cuadrada indica que el modelo así ajustado explica 96,6454 % de la variabilidad en Distancia. El estadístico R-Cuadrada ajustada, que es más apropiada para comparar modelos con diferentes números de variables independientes, es 92,0251 %. El error estándar del estimado muestra que la desviación estándar de los residuos es 0,18417. Este valor puede usarse para construir límites para nuevas observaciones de dureza en las diferentes zonas. El error absoluto medio (MAE) de 0,06751 es el valor promedio de los residuos. El estadístico de Durbin-Watson (DW) examina los residuos para determinar si hay alguna correlación significativa basada en el orden en el que se presentan en el archivo de datos. Puesto que el valor-P es menor que 0,05, hay indicación de una posible correlación serial con un nivel de confianza del 95,0 %.

Se realizó la estimación para las durezas obtenidas en las muestras en las diferentes zonas. La figura 3.8 muestra la estimación para todas las durezas obtenidas. La función es del tipo: $10 + 2 \cdot X + 3 \cdot Y - 10 \cdot X \cdot Y$

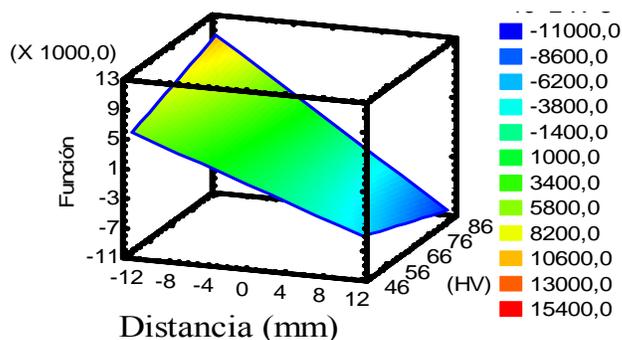


Figura 3.8. Estimación para las durezas obtenidas según las distancias.

Al estimar el error del modelo experimental con el calculado, existe diferencia estadísticamente significativa, entre las medias de las muestras para un nivel de confianza del 95,0 %. Los resultados expuestos demuestran que se mantiene la tendencia a disminuir la dureza, en la medida que se acerca a la zona agitada, pero con un ligero incremento en la zona termomecánicamente afectada.

3.8. Análisis del flujo de calor

La producción de calor en la soldadura por fricción agitación (FSW), es el fenómeno fundamental que afecta la calidad de la unión soldada. En la figura 3.9 se muestra el comportamiento del flujo de calor, obtenida a partir de la utilización de una distribución espacial de la fuente de calor lineal, con la distancia al centro de la misma. Se consideró dicha distribución, debido a que la densidad del calor generado por la fricción entre el hombro de la herramienta y las chapas a soldar aumenta con la velocidad tangencial, que es el producto entre la velocidad de rotación y la distancia al centro de la fuente de calor, según consideraciones de Schmidt y Hattel (2008).

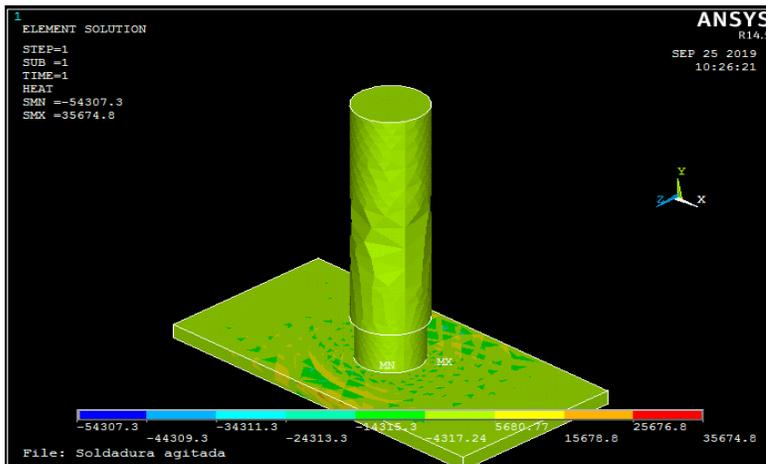


Figura 3.9. Comportamiento del flujo de calor.

En la soldadura por fricción de la aleación de aluminio AA 1050 con pin cónico roscado, se muestra que el calor aportado y la temperatura máxima medida, disminuyen con la velocidad de avance, presentando una tendencia potencial, mientras que la potencia se mantuvo prácticamente invariante. Se observa que la generación de calor y la elevación de las temperaturas de la superficie, se relacionan generalmente con el fenómeno de la fricción, que transforma la energía cinética en energía térmica. La energía generada es el resultado de la fuerza de reacción tangencial, actuando sobre una distancia.

El tamaño de grano conserva una relación directa con el aporte de calor por unidad de longitud, siendo entre mayor sea el aporte de calor se proporcionara más energía a los granos para favorecer su crecimiento, además el aumento en la velocidad de soldadura reduce el ingreso de calor por unidad de longitud, afectando en menor medida el material alrededor de la junta, criterio que ha sido expuesto por Padmanaban *et al.* (2009).

3.8.1. Resultados del flujo de temperaturas

La duración del calentamiento se considera como el tercer parámetro básico del proceso, aunque depende de la velocidad de rotación y presión. La duración del calentamiento determina la entrada de energía en la unión y se rige por la deformación plástica de los materiales. El campo de temperaturas y de velocidades de las placas se muestra en la figura 3.10, determinada para una conductividad térmica de 237 W/mK.

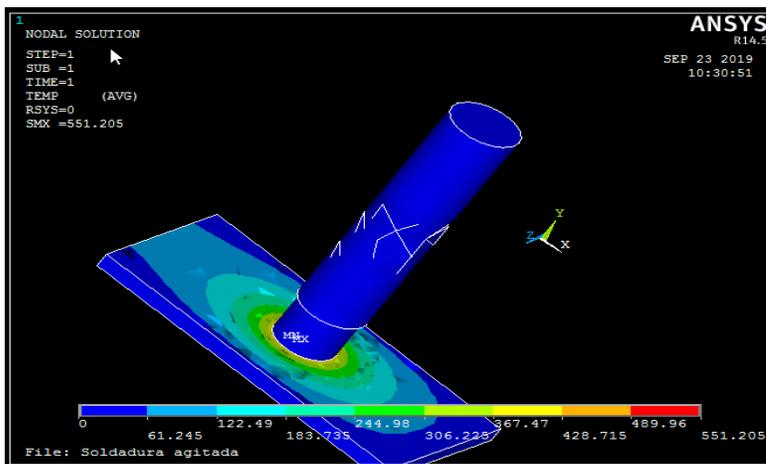


Figura 3.10. Flujo de temperatura en la junta soldada.

Durante el flujo de calor, generado por la influencia de la herramienta sobre las planchas, se observa que la fuente de calor está concentrada en la superficie del perno, donde se producen las mayores velocidades de deformación y, en consecuencia, la mayor fuente térmica. Se aprecia el efecto de arrastre convectivo sobre el campo de temperaturas producido por la velocidad de soldadura. En el campo de temperaturas mostrado en el plano YZ se observa una mayor temperatura del lado derecho del perno respecto al izquierdo. Esto se debe a una mayor velocidad de corte en el lado derecho del perno, ya que de este lado la dirección de la velocidad tangencial en el perno es contraria a la dirección de la velocidad de soldadura. Los valores máximos de temperatura registrados fueron del orden

de 489,96 °C en la zona de contacto entre la herramienta y las placas, las cuales en ningún momento alcanzan la temperatura de fusión del material.

Se observa como el material se va depositando detrás de la herramienta, desde el lado de retroceso (LR) hacia el lado de avance (LA). Los últimos trazadores en depositarse detrás de la herramienta se ubican del LA y coincide con la zona de menores tracciones.

3.8.2. Comportamiento de la deformación por volumen

El resultado de la influencia de la herramienta sobre el material base de las juntas producidas por el proceso SFW se caracterizan por presentar diferentes zonas microestructurales. En la figura 3.11 se observa la deformación por volumen por efecto de la acción de la herramienta en la aleación de aluminio AA 1050.

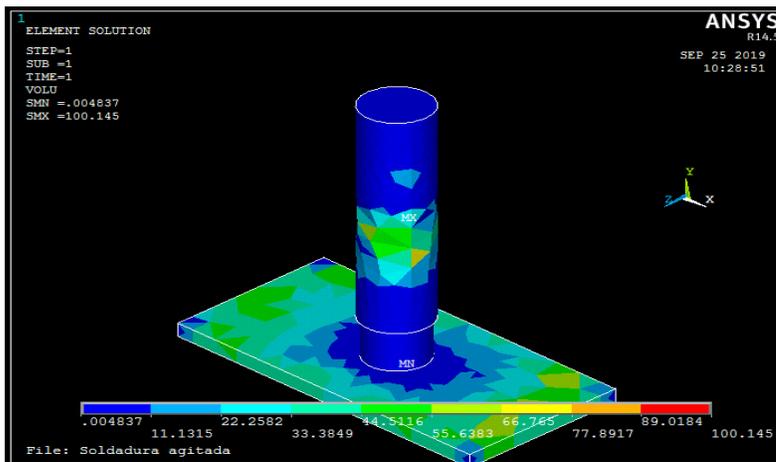


Figura 3.11. Deformación por volumen del material.

En la figura se observa que el flujo de material para las velocidades más próximas a las velocidades de soldadura es mayor del lado de retroceso respecto al lado de avance. Las zonas quedan delimitadas de forma prácticamente simétrica. Por lo tanto, podría considerarse que representa aproximadamente el límite entre la zona termomecánicamente afectada y la zona central sometida a plastificación y agitación. Esto se corresponde con los trabajos experimentales realizados por Guerra *et al.* (2003) en aleaciones de aluminio, donde reporta una zona termomecánicamente afectada alrededor del perno que tiene al menos el doble de tamaño del lado de retroceso (LR) respecto al lado de avance (LA).

La cantidad de flujo vertical en la ZA debido a la trayectoria helicoidal formada por el movimiento rotacional y la trayectoria del pin justifican los procesos de deformación

plástica extrema con altas velocidades de deformación plástica, tensiones altas y la recristalización dinámica consecutiva de la soldadura deformada, pero el flujo sumamente plástico a alta temperatura en la ZA contribuye a la formación de de microestructuras homogéneas, según ha sido reportado por Zeng *et al.* (2006).

3.9. Valoración económica

El aluminio y el equipamiento que lo utiliza implica una mayor inversión inicial, sin embargo, cuando se analiza el costo considerando todo el ciclo de vida útil de este, resulta extremadamente económico su empleo. La tabla 3.5 muestra el comportamiento del costo de fabricación de la soldadura de la aleación AA 1050.

Tabla 3.5. Costo de fabricación de la soldadura

No	Operación	Equipo	Tiempo en horas	Tarifa horaria CUP	Importe CUP
1	Fresado	6 M 12 L	2,00	2,70	5,40
2	Corte	Segueta	1,25	2,70	3,37
3	Encapsulado	Resina epoxi	0,50	2,70	1,35
4	Pulido	Lijas	1	1,67	1,67
5	Observación	Microscopio	1	1,67	1,67
Sub total					13,46

Los costos operacionales u operativos serán la repercusión que tenga la inversión sobre los costos totales de la empresa, es decir, incremento de materias primas, de gastos de mano de obra o de gastos generales. Estos costos figuran en la cuenta de resultados del período y tienen un tratamiento financiero diferente al costo de adquisición de la inversión. En la tabla 3.4 se muestran los costos de mano de obra directa.

Tabla 3.6. Costos totales de la mano de obra directa

Mano de obra directa	CUP
Salario mano obra	13,46
Vacaciones (9,09 %)	1,22
Salario complementario	14,68
Aporte a la seguridad social 12 %	1,76
Impuesto sobre la fuerza 5 %	0,73
Sub total	31,85

Los costos estimados en la tabla 3.6 se relacionan con los costos directos, que incluyen la cantidad pagada por diseños, materiales, equipos, salarios directos, es preciso identificar

todas las alternativas técnicas posibles, en función de las circunstancias materiales y de las tecnologías disponibles.

Para obtener un costo total de una soldadura en particular se deben incluir otros renglones. Estos materiales van a incrementar los costos de soldadura y serán considerados dentro del costo total de soldadura y se consideran como costos adicionales. La tabla 3.7 muestra el costo por concepto de materiales directos.

Tabla 3.7. Costos de los materiales directos, en CUP

No	Materiales	Cantidad	Precio material	Importe material
1	Plancha aluminio 180x80x4 mm	34,99	1,05	36,73
2	Barra acero AISI 1050 Ø 25 mm	3,85	0,25	0,96
3	Lija de 180	0,50	0,44	0,22
4	Lija de 400	0,50	0,457	0,23
5	Lija de 600	0,50	0,27	0,13
6	Segueta	1	0,73	0,73
Sub total				39,00

Para determinar el costo de la energía eléctrica se tuvo en cuenta la tarifa de pago del MINEM a la UNE, tarifa A1, que es el pago en CUC, con una demanda contratada de 1 500 kW, en los diferentes horarios (pico, normal y madrugada). La tarifa de pago de 0,04 CUC es la tarifa eléctrica establecida en horario normal. En la tabla 3.8 se muestran los costos por consumo de energía eléctrica.

Tabla 3.8. Costos del consumo de la energía eléctrica

Nro	Equipo	Horas consumo eléctrico	Precio kW/h (CUP)	Importe kW/h (CUP)
1	Fresadora	1,05	1,32	1,38
2	Horno Mufla	0,30	0,50	0,15
3	Microscopio	1	0,65	0,66
Sub total				2,19

El costo total de la fabricación de la soldadura se muestra en la tabla 3.9, ello incluye todos los costos que intervienen en el proceso.

Tabla 3.9. Costos totales del proceso de soldadura

Costos totales	CUP
Costo de fabricación de la soldadura	13,46
Mano de obra directa	31,85
Materiales directos	39,00
Energía eléctrica	2,19
Sub total	86,50

El costo total del proceso, donde se consideró el costo de la mano de obra directa, los materiales directos y la energía eléctrica es de 86,50 CUP.

3.10. Valoración del impacto medio ambiental

El impacto medioambiental que un producto pueda tener en el medio, está determinado en gran medida por su etapa de diseño. El objetivo actual de las empresas en el mundo, es crear productos que sean medioambientalmente adecuados a lo largo de su ciclo de vida, para lo cual se invierten muchos recursos en mejorar el diseño de los productos, con el objetivo de minimizar la huella que los productos generan en el medio ambiente.

Durante la soldadura se corre el riesgo, que el tiempo de fricción y con ello el aporte de energía se vea afectado por las tolerancias de longitud de las piezas. Y si la energía aportada durante la etapa de fricción, es muy distinta de una soldadura a otra, en la siguiente fase, en la del recalado, no se va a poder acortar lo mismo, por lo que se perdería el objetivo inicial de que todas las piezas de un lote, midan lo mismo después de la soldadura.

El proceso exige máquinas de rigidez elevada, especialmente en el eje axial de la herramienta, con sistemas avanzados de control de la posición de la herramienta, que den medidas veraces de la posición real de la herramienta, con independencia de las deformaciones en la máquina y en los utillajes que se producen como consecuencia de las elevadas fuerzas del proceso.

En el taller de tratamiento térmico se consume una gran cantidad de energía eléctrica, la cual se toma de la red nacional convirtiéndose en gasto de combustible y contaminación atmosférica debido al proceso de combustión para generar energía.

La mayor parte de los residuos generados por la industria de tratamiento térmico proviene de los agentes enfriadores empleados, aguas residuales de la limpieza de piezas, medios abrasivos utilizados, material refractario y procesos de revestimiento que en mayor o menor

medida afectan sensiblemente a la salud humana y son potencialmente peligrosos como agentes contaminantes del entorno. Las implicaciones económicas y sociales que esto representa son universales, así como de los esfuerzos que a numerosas instancias se hacen en Cuba para disminuir el impacto negativo que estas tecnologías poseen.

3.11. Conclusiones del capítulo 3

- ✚ Los parámetros seleccionados, número de revoluciones, fuerza de contacto, velocidad de desplazamiento, permiten garantizar la unión metalúrgica de la aleación de aluminio AA 1050 con empleo de una herramienta con pin cónico roscado.
- ✚ La aplicación del tratamiento térmico de temple hasta la temperatura crítica en la herramienta de soldar, fabricada de acero AISI 1050, con contenido de carbono de 0,51 %, elevó la dureza hasta 60 HRC por la presencia de la fase martensítica.
- ✚ Se determinó las fases presentes, así como el área que ocupan los microconstituyentes en las zonas de la unión soldada, la afectada por el calor, la termomecánicamente afectada y la zona agitada, con lo cual también permite estimar las durezas que se alcanzan en las mismas, luego de realizado el proceso.

CONCLUSIONES GENERALES

- ✚ El calor generado por el pin cónico roscado con frecuencia de rotación de 1 200 r/min y velocidad de avance de 30 mm/min en la soldadura por fricción agitación en la aleación AA 1050, las microestructuras están precedidas por la formación de fase α , silicio eutéctico y carburos de silicio, teniendo una cuantía según la zona de la unión.
- ✚ Para el proceso de soldadura por fricción agitación se empleó una herramienta de pin cónico roscado de 4° , con una altura de 4 mm, hombro cónico de 20 mm de diámetro, que permitió que el calor generado en la junta permitiera el flujo de material descendente y la plastificación del mismo en la zona agitada.
- ✚ En el barrido de dureza realizado en las diferentes zonas de la unión soldada, partiendo desde el metal base con 80 HV, se reduce a 50 HV en la ZTA, con ascenso nuevamente a 55 HV en la ZTMA y otro incremento de 65 HV en la ZA, asociado al proceso de transformación que ocurre en esta zona.
- ✚ Al realizar la valoración económica donde se consideró: costo de fabricación de la soldadura, del consumo de la energía eléctrica, de los materiales directos, en el proceso de soldadura por fricción agitación se tiene un costo total de 86,50 CUP.

RECOMENDACIONES

- ✚ Determinar, teniendo en cuenta las dimensiones de la herramienta y el espesor de las planchas, la distribución del calor que se genera en la superficie del hombro.
- ✚ Determinar a través de ensayos mecánicos como: flexión, tracción y torsión, las condiciones de soldabilidad de la aleación AA 1050, luego de ser unida mediante el proceso de soldadura por fricción agitación.
- ✚ Realizar la unión por soldadura de la aleación AA 1050 considerando otros perfiles de pin, con lo cual se garantizaría incrementar las posibilidades tecnológicas para la unión de estos tipos de aleaciones, sin el empleo de otra fuente de soldadura.

Referencias bibliográficas

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. Abbasi, M.; Kokabi, A.; Daneshi, G.; Shalchi, B.; Sarrafi, R. The influence of the ratio of rotational speed/transverse speed on mechanical properties of AZ31B friction stir welds. *Internati. Journal of Machine Tools & Manufacture*. 46 (6): 1983-1987, 2006.
2. Akinlabi, E. Effect of shoulder size on weld properties of dissimilar metal friction stir welds, *Journal of materials engineering and performance*. 21 (7): 1514-1519, 2012.
3. Al-Roubaiy, A.; Nabat, S.; Batako, A. Experimental and theoretical analysis of friction stir welding of Al-Cu joints. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 71 (9-12): 1631-1642, 2014.
4. Arbegast, W. Constitutive analysis, modeling and simulation. In: Jin Z, Beaudoin A, Bieler TA, Radhakrishnan B, editors. *Hot deformation of aluminum alloys III*. Warrendale: John Wiley & Sons; 2003. 313 p.
5. Arenas, F.; Sánchez, H.; Betancourt, D.; Murillo, O; Soldadura por fricción-agitación de aleaciones ligeras - una alternativa a nuestro alcance. *Revista Latinoamericana de Metalurgia y Materiales*; 2009.
6. Arroba, C.; Vaca, W.; Peña, F.; Núñez, D.; Toapanta, R. Influencia de los parámetros del proceso de soldadura por fricción-agitación (FSW) en las propiedades mecánicas en la junta de aluminio 6061. *Ingenius*. 18 (7): 47-52, 2017.
7. Attallah, M. *Friction stir welding of aluminum alloys*. USA: LAP LAMBERT Academic Publishing, 2011. p. 64-115.
8. Awang, M.; Mucino, V. Energy generation during friction stir spot welding (FSSW) of Al 6061-T6 Plates. *Materials and Manufacturing Processes*, Vol. 25, 2010.
9. Ávila-Díaz, J. Comportamiento a la fatiga de las uniones soldadas por fricción-agitación de la aleación de magnesio AZ31B. Santiago de Cali, Trabajo de grado. (Magister en Ingeniería de materiales). Universidad del Valle. Facultad de Ingenierías. 2011.
10. Belytschko, T.; Liu, W.; Moran. B. *Nonlinear finite elements for continua and structures*, John Wiley & Sons, Ltd, New York, 2000.
11. Biswas, P.; Mandal, N. Effect of tool geometries on thermal history of FSW of AA 1100. *Welding Journal*. 90 (17): 129s-135s, 2011.
12. Blanco, S. Obtención de cordón de soldadura mediante el proceso de fricción agitación en aluminio AA 1100-0. Tesis de grado en Ingeniería Mecánica. Barquisimeto: Universidad Nacional Experimental Politécnica Antonio José de Sucre. 2009.

- 13.Box, G.; Hunter, W.; Hunter, J. Estadística para experimentadores. Editorial Reverté. Barcelona, 1989.
- 14.Buffa, G.; Hua, J.; Shivpuri, R.; Fratini, L. A continuum based fem model for friction stir welding model development. Mater. Sci. Eng. A 419 (230): 389-398, 2006.
- 15.Buffa, G.; Fratini, L.; Pasta, S.; Shivpuri, R. On the thermo-mechanical loads and the resultant residual stresses in friction stir processing operations. CIRP Annals - Manufacturing Technology. 57 (1): 287-290, 2008.
- 16.Bullón, W.; Acosta J., Franco R. y Valverde, G. Simulación de un proceso de soldadura mediante un modelo termo-mecánico considerando el efecto de esfuerzos residuales utilizando el Método de los Elementos Finitos. Pontificia Universidad Católica del Perú. (2007). Mecánica: <http://www.pucp.edu.pe/congreso/cibim8/pdf/20/20-38.pdf>.
- 17.Cabibbo, M.; McQueen, H.; Evangelista, E.; Spigarelli, S.; Di Paola M.; Falchero A. Microstructure and mechanical property studies of AA6056 friction stir welded plate. Materials Science and Engineering A.; 460 - 461 86 - 94, 2007.
- 18.Callister, W. Materials Science and Engineering. An Introduction. Fifth Edition. Department of Metallurgical Engineering. University of Utah. John Wiley & Sons, Inc. 1999. 8195 pp.
- 19.Carlone, P.; Astarita, A.; Palazzo, G.; Paradiso, V.; Squillace, A. Microstructural aspects in Al-Cu dissimilar joining by FSW, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 79 (5-89): 1109-1116, 2015.
- 20.Carrasco, J.; Berdugo, I.; Ospina, R.; Unfried, J. Optimización del diseño y fabricación de herramienta con pin cónico roscado para soldadura por fricción-agitación. Revista Visión Electrónica. 7 (2): 135-144, 2013.
- 21.Celik, S.; Cakir, R. Effect of friction stir welding parameters on the mechanical and microstructure properties of the Al-Cu butt joint. Metals. 6 (6): 133-143, 2016.
- 22.Chirino, A. Aleaciones de aluminio de las series AA 2218, AA 5050 y AA 6082 para la fabricación de casquillos de eslingas. Tesis en opción al título de Máster en Electromecánica. ISMMM. 2015.
- 23.Colegrove, P.; Painter, M.; Graham, D.; Miller, T. Modelo tridimensional térmico y del flujo del proceso de soldadura por fricción agitación. Segundo simposio internacional del proceso de SFA Cambridge/ 2000.
- 24.Colegrove, P.; Painter, M.; Graham, D.; Miller, T. Flujo tridimensional y modelo térmico del proceso de soldadura por fricción agitación. Segundo simposio internacional sobre la soldadura por fricción agitación. Gothenburg, suiza /2000a.

25. Colegrove, P.; Shercliff, H. 3-dimensional CDF modelling of flow round a threaded friction stir welding tool profile. *Journal of Material Processing Technology*. 169 (2): 320-327, 2005.
26. Colligan, K.; Mishra, R. A conceptual model for the process variables related to heat generation in friction stir welding of aluminum. *Scripta Materialia*. 58 (5): 327-331, 2008.
27. Chao, J.; Qi, X. Modelo térmico y termo mecánico de la soldadura por fricción agitación de aleación de aluminio AA 6061. *Diario de procesamiento de materiales y ciencia de la manufactura*. 1998.
28. Chao, Y.; Tang, W. Heat transfer in friction stir welding - experimental and numerical studies. *Trans. ASME* 125: 138-145, 2003.
29. Chao, J.; Qi, X.; Tang, W. Tránsito de calor en la soldadura por fricción agitación. Experimentación y estudios numéricos. *ASME J. Ciencia de la Manufactura e Ingeniería*. 2003.
30. Chen, C.; Kovacevic, R. Finite element modelling of friction stir welding - thermal and thermomechanical analysis, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 43 (6): 1319-1326, 2003.
31. David, A.; Babu, S.; Vitek, J. Welding: solidification and microstructure, *JOM*, June 2003, pp.
32. Dawes, C. An introduction to friction stir welding butt welding and its developments. *Welding and Fabrication*. 1995.
33. D'Urso, D.; Giardini, C. FEM model for the thermo-mechanical characterization of friction stir spot welded joints. *International Journal of Material Forming*. 9 (2): 149-160, 2015.
34. Dickerson, T.; Shi, Q.; Shercliff, H. Heat flow into friction stir welding tools, 4th International Symposium on Friction Stir Welding, Park City, Utah, 14-16. 2003.
35. Elangovan, K.; Balasubramanian, V.; Babu, S. Predicting tensile strength of friction stir welded AA6061 aluminium alloy joints by a mathematical model; *Materials and Design*; 2009.
36. Emam, S.; Domiaty, A. A refined energy-based model for friction-stir welding. *World Academy of Sci. Eng. Technol.* 53 (12): 1016-1022, 2009.
37. Gallais, C.; Denquin, A.; Brechet, Y.; Lapasset, G. Precipitation microstructures in an AA6065 aluminum alloy after friction stir welding: Characterization and modelling. *Materials Science and Engineering, A* 496 (21): 77-89, 2008.

38. Gao, Z.; Niu, J.; Krumpal, F.; Enzinger, N.; Mitsche, S.; Soni, N. C. FE modelling of microstructure evolution during friction stir spot welding In AA6082-T6. *Weld World*. Vol. 57, 2013.
39. Garcia-Castillo, F.; García-Vázquez, F.; Reyes-Valdés, F.; Zambrano-Robledo, P.; Hernández-Muñoz, G.; Rodríguez-Ramos, E. Evolución microestructural en uniones de la aleación Ti-6Al-4V mediante el proceso de soldadura de punto por fricción agitación. *Soldagem & Inspeção*. 21 (2): 185-196, 2016.
40. Gene, M. *The welding of aluminium and its alloys*, Wood head publishing Ltd, Cambridge England; 2002.
41. Gould, J.; Feng, Z. Heat flow model for friction stir welding of aluminum alloys. *Journal of Material Processing and Manufacturing Science*. 7 (2): 185-194, 1998.
42. Grujicic, M.; He, T.; Arakere, G.; Yalavarthy, H.; Yen, C.; Cheeseman, B. Fully coupled thermomechanical finite element analysis of material evolution during friction-stir welding of AA 5083. 2009.
43. Gruzleski, J.; Closset, B. *The treatment of liquid aluminum-silicon alloys*. American Foundrymen's Society. Inc. Des Plaines, Illinois, USA. 1990.
44. Guerra, M.; Schmidt, C.; McClure, J.; Murr, L.; Nunes, A. Flow patterns during friction stir welding. *Materials Characterization*. 49 (11): 95-101, 2003.
45. Hamilton, C.; Dymek, S.; Sommers, A. A thermal model of friction stir welding in aluminum alloys. *Int. J. Machine Tools & Manuf.* 48 (12): 1120-1130, 2008.
46. Heredia, L. Jr.; T.; Rybicki, G.; Johannes, L. Effect of tool shoulder features on defects and tensile properties of friction stir welded aluminum 6061-t6. *Journal of Materials Processing Technology*. 219 (25): 271-277, 2015.
47. Idagawa, H.; Ramirez, A. Montagem e avaliação de um sistema de soldagem por atrito com pino (Friction Stir Welding). 0 (1): 1-32, 2006.
48. Jata, K.; Sancar, K.; Ruschav, J. Friction stir welding effect on microstructure and fatigue of aluminum alloy 7050 t-7451. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 31A (7): 2181-2192, 2000.
49. Kamp, N.; Sullivan, A.; Tomasi, R.; Robson, J. Modelling of heterogeneous precipitate distribution evolution during friction stir welding process. *Acta Materialia*, 54 (21): 2003-2014, 2006.
50. Kou, S. *Welding metallurgy*, John Wiley. United States of America, 2002, p. 466.

51. Kumar, K.; Kailas, S. On the role of axial load and the effect of interface position on the tensile strength of a friction stir welded aluminium alloy, *Materials and Design*. 29 (6): 791-797, 2008.
52. Lakshminarayanan, A.; Balasubramanian, V.; Elangovan, K. Effect of welding processes on tensile properties of AA6061 aluminium alloy joints. *Int. J. Advanced Manuf. Technol.* 40 (8): 286-296, 2009.
53. Lakshminarayanan, A.; Annamalai, V.; Elangovan, K. Identification of optimum friction stir spot welding process parameters controlling the properties of low carbon automotive steel joints. *Journal of Materials Research and Technology*. 4 (3): 262-272, 2015.
54. Li, X.; Zhang, D.; Cheng, Q.; Zhang, W. Microstructure and mechanical properties of dissimilar pure copper/1350 aluminum alloy butt joints by friction stir welding. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 22 (6): 1298-1306, 2012.
55. Lombard, H.; Hattingh, D.; Steuwer, A.; James, M. Effect of process parameters on the residual stresses in AA 5083-H321 friction stir welds. *Materials Science and Engineering: A*. 501 (1-2): 119-124, 2009.
56. Ma, Z. Friction Stir Processing Technology: A Review. *Metallurgical and Materials Transactions*; 37A (4): 642-658, 2008.
57. Mahmoud, T.; Khalifa, T. Microstructural and mechanical characteristics of aluminum alloy AA5754 friction stir spot welds. *Journal of Materials Engineering and Performance*. 23 (3): 898-905, 2014.
58. Mahoney, M.; Rhodes, C.; Flintoff, J.; Spurling, R.; Bingel, W. Properties of frictions stir-welded 7075 aluminum. *Metallurgical and Materials transactions A*. 29A (7): 1955-1964, 1998.
59. McClure, J.; Tang, W.; Murr, E.; Guo, X.; Feng, Z.; Gould, J. Un modelo térmico de la soldadura por fricción agitación. 5ta Conferencia internacional dirigida a la búsqueda de nuevas soldaduras. Pine Mountain G.A 1998.
60. McNelley, T.; Swaminathan, S.; Su, J. Recrystallization mechanisms during friction stir welding/processing of aluminum alloys. *Scripta Materialia*. 58 (12): 349-354, 2008.
61. Méndez, M. Efecto de la velocidad de rotación en la cantidad de la unión de la soldadura por fricción en una aleación de aluminio AA 6063. Trabajo de grado para Ingeniería Metalúrgica. Universidad Nacional Experimental Politécnica “Antonio José de Sucre”. Barquisimeto, Venezuela. 2011.

62. Mentha, M.; Arora, A.; De, A.; Debroy, T. Tool geometry for friction stir welding optimum shoulder diameter. *Metallurgical and Materials Transactions*. 42A (9): 2716-22, 2011.
63. Mijajlović, M. Mathematical model for analytical estimation of generated heat during friction stir welding. Part 1, *Journal of Balkan Tribological Association*. 17 (2): 179-191, 2011.
64. Miroslav, M.; Nenad, P.; Slobodan, J.; Dragan, J.; Miodrag, M. Experimental studies of parameters affecting the heat generation in friction stir welding process. 16 (2): S405-S417, 2012.
65. Mishra, R.; Ma, Z. Friction stir welding and processing. *Materials Science and Engineering: R: Reports*. 50 (1-2): 1-78, 2005.
66. Mishra, R.; Mahoney, M. Friction stir welding and processing. Ohio: ASM International, 2007, p. 333.
67. Mishra, S.; Rajiv-Sharan, D.; Partha, S.; Kumar, N. Friction stir welding and processing. s. l.: Springer, 2014. ISBN 978-3-319-07043-8.
68. Mohanty, H. Effect of tool shoulders and pin probe profiles on friction stirred aluminum welds – a Comparative Study. s.l.: Springer-Verlag, 2012. DOI: 10.1007/s11804-012-1123-4.
69. Morisada, Y.; Fujii, H.; Mizuno, T.; Abe, G.; Nagaoka, T.; Fukusumi, M. Modification of nitride layer on cold-work tool steel by laser melting and friction stir processing. *Surface and Coatings Technology*. 204 (3): 386-390, 2009.
70. Murillo, O. Desarrollo del proceso de soldadura FSW a partir de una máquina fresadora. Tesis de grado, Ingeniería Mecánica, Universidad del Valle, Cali, Colombia. 2008.
71. Nandan, R.; Debroy, T.; Bhadeshia, H. Recent advances in friction stir welding process, weldment structure and properties. *Progress in Materials Science*. 53 (20): 980-1023, 2008.
72. Oosterkamp, A.; Oosterkamp, L.; Nordeide, A. Kissing bond' phenomena in solid-state welds of aluminum alloys. *Welding Journal (Miami Fla)*. 83 (8): 225-S, 2004.
73. Ostle, B. Estadística aplicada. Limusa - Wiley, México, Cap. 10, 1975.
74. Padmanaban, G.; Balasubramanian, V.; Sarin, J. Influences of welding processes on microstructure, hardness and tensile properties of AZ31B magnesium alloy. *J Mater Eng Perform*. 19 (2): 155-165, 2009.
75. Paidar, M.; Khodabandeh, A.; Najafi, H.; Sabour, A. Effects of the tool rotational speed and shoulder penetration depth on mechanical properties and failure modes of friction

- stir spot welds of aluminum 2024-T3 Sheets. *Journal of Mechanical Science and Technology*. 28 (12): 123-131, 2014.
76. Peel, M.; Steuwer, A.; Preuss, M.; Withers, P. Microstructure, mechanical properties and residual stresses as a function of welding speed in aluminium AA 5083 friction stir welds. *Acta Materialia*. 51 (16): 4791-4801, 2003.
77. Rai, R.; De, A.; Bhadeshia, H.; DebRoy, T. Review: friction stir welding tools. *Science and Technology of Welding Joining*. 2008.
78. Rajamanickam, N.; Balusamy, V.; Reddy, G.; Natarajan, K. Effect of process parameters on thermal history and mechanical properties of friction stir welds. *Mater. Design*. 30 (6): 2726-2731, 2009.
79. Riahi, M.; Nazari H. Analysis of transient temperature and residual thermal stresses in friction stir welding of aluminum alloy 6061-T6 via numerical simulation. *Int. J. Advanced Manufacture. Technology*. 55 (15): 143-152, 2010.
80. Rodríguez, C. Tratamientos superficiales contra el desgaste. Grupo de Tribología. Dpto. Mecánica y Diseño. Facultad de Ingeniería Mecánica. Universidad de Oriente. 2009.
81. Rosenthal, D.; Shemerber, R. Estudio térmico de soldadura por arco. *Diario de soldadura*. 17 (208): 19-38, 1938.
82. Rosenthal, D.; Schemerber, R. Thermal study of arc welding, *Welding Journal*. 17, pp. 208, 1938a.
83. Russell, M.; Threadgill, P.; Thomas, M.; Wynne, B. Static shoulder friction stir welding of Ti-6Al-4V; process and evaluation, in Proc. 11th World Conf. on Titanium, Kyoto, Japan, 2007.
84. Sakaguchi, M.; Sano, A.; Tra, T.; Okazaki, M.; Sekihara, M. Low cycle and thermalmechanical fatigue of friction welded dissimilar superalloys joint. *Journal of solid mechanic sand materials engineering*. 2 (12): 1508-1516, 2008.
85. Sánchez, H.; Betancourt, D. Evaluación metalúrgica y mecánica de la soldadura por fricción agitación en la aleación AZ31B. Tesis de grado, Ingeniería de Materiales, Universidad del Valle. Cali, Colombia. 2008.
86. Santiago, D.; Lombera, G.; Urquiza, S.; Cassanelli, A.; De Vedia, L. Numerical modelling of joints welded by friction stir welding process, *Materials Research*. 7 (2): 569-574, 2004.
87. Santiago, D.; Pereyra, S.; Lombera, G.; Urquiza, S. Análisis de defectos en soldadura por fricción-agitación mediante un modelado 3D. *Mecánica Computacional*. 25 (24): 65-72, 2006.

88. Sarache, L. Diseño de experimentos y análisis multifactorial aplicado a la industria. Facultad de Ingeniería, Revista Ingeniería Industrial. 4 (5): 585-590, 2004.
89. Sathiya, P.; Aravindan, S.; Noorul Hag, A. Mechanical and metallurgical properties of friction welded AISI 304 austenitic stainless steel [J]. Int J Adv Manufact Technol. 26 (10): 505-511, 2005.
90. Scialpi, A.; De Filippis, L.; Cavaliere, P. Influence of shoulder geometry on microstructure and mechanical properties of friction stir welded 6082 aluminium alloy. Materials & Design. 28 (4): 1124–1129, 2007.
91. Schmidt, H.; Hattel, J.; Wert, J. Modelo para la generación de calor para la soldadura por fricción agitación. Technical University of Den Mark. 2004.
92. Schmidt, H.; Hattel, J. Thermal modelling of friction stir welding. Scripta Materialia. 58 (10): 332-337, 2008.
93. Shi, Q.; Dickerson, T.; Shercliff, H. Modelo termo-mecánico por EF de la soldadura por fricción agitación de AL2024 incluyendo la carga axial sobre la herramienta. 4to simposio internacional de soldadura por fricción agitación/ 2003.
94. Schneider, J.; Nunes, A. Jr. Characterization of plastic flow and resulting microtextures in a friction stir weld, Metall. Mater. Trans. B. 35 (14): 777-783, 2004.
95. Song, M.; Kovacevic, R. Thermal modelling of friction stir welding in a moving coordinate system and its validation. Int. J. Machine Tools & Manuf. 43 (11): 605-615, 2003.
96. Soundararajan, V.; Zekovic, S.; Kovacevic, R. Thermo-mechanical model with adaptive boundary conditions for friction stir welding of Al 6061. Int. J. Machine Tools & Manuf. 45 (10): 1577-1587, 2005.
97. Staron, P.; Koçak, M.; Williams, S.; Wescott, A. Residual stress in friction stir-welded Al sheets. Physica B: Condensed Matter. 350 (1–3): E491-E493, 2004.
98. Steuwer, A.; Peel, M.; Withers, P. Dissimilar friction stir welds in 5083-6082: The effect of process parameters on residual stress. Materials Science and Engineering A. 441 (1-2): 187-196, 2006.
99. Sutton, M.; Reynolds, P.; Wang, D.; Hubbard, C. A. Study of residual stresses and microstructure in 2024-T3 aluminum friction stir butt welds. Journal of Engineering Materials and Technology. 124 (2): 215-225, 2002.
100. Tang, W.; Guo, X.; McClure, J.; Murr, I.; Nunes, A. Entrada de calor y distribución de temperatura en la soldadura por fricción agitación. Diario de procesamiento de materiales y ciencia de la manufactura, 1998.

101. Thomas, W.; Nicholas, E.; Needham, J.; Murch, M.; Templesmith, P.; Dawes, C. Friction stir welding, International Patent Application No. PCT/GB92102203 and Great Britain Patent Application No. 9125978.8, 1991.
102. Threadgill, P. Friction stir welds in aluminum alloys: Preliminary microstructural assessment. *TWI Bulletin*, 38 (9): 30-33, 1997.
103. Tolephih, M.; Mahmood, H.; Hashem, A.; Abdullah, E. Effect of tool offset and tilt angle on weld strength of butt joint friction stir welded specimens of AA 2024 aluminum alloy welded to commercial pure copper, 2013.
104. Ulysse, P. Modelo tridimensional del proceso de soldadura por fricción agitación. *Manufactura de herramientas*. 42 (14): 1549-1557, 2002.
105. Valdivé, R.; Blanco, S. Cordón de soldadura mediante el proceso de soldadura por fricción agitación en aluminio AA 1100-0. XI CIMENICS. Venezuela. 2012.
106. Valerio, O. Micro structural issues in a friction stir welded aluminium alloy. *Scripts Mater.* 38 (5): 703-8, 1998.
107. Veljić, D. A coupled thermo-mechanical model of friction stir welding. *Thermal Science*. 16 (2): 527-534, 2012.
108. Vijay, S.; Murugan, N. Influence of tool pin profile on the metallurgical and mechanical properties of friction stir welded Al-10% TiB₂ metal matrix composite. *Materials and Design*. 31 (5): 3585-3589, 2010.
109. Vucetich, D.; Lacoste, L.; Lucas, E.; González, A. Soldadura por fricción y agitación de placas de aluminio 5086. II Jornadas de Investigación y Transferencia. 2013.
110. Withers, P.; Bhadeshia, H. Residual stress. Part 1- measurement techniques. *Materials Science and Technology*. 17 (4): 355-365, 2001.
111. Woo, W.; Choo, H.; Withers, P.; Feng, Z. Prediction of hardness minimum locations during natural aging in an aluminum alloy 6061-T6 friction stir weld. *J. Mater. Sci.* 44 (12): 6302-6309, 2009.
112. Xue, P.; Wang, B.; Xiao, L.; Ma, Z. Effect of friction stir welding parameters on the microstructure and mechanical properties of the dissimilar Al-Cu joints, *Materials Science and Engineering: A*. 528 (13-14): 4683-4689, 5/25 2011.
113. Zander, J.; Sandström, R., One parameter model for strength properties of hardenable aluminium alloys. *Materials and Design*. 29 (7): 1540-1548, 2008.
114. Zeng, W.; Wu, H.; Zhang, J. Effect of tool wear on microstructure, mechanical properties and acoustic emission of friction stir welded 6061 Al alloys. *Acta Metall Sinica*. 19 (1): 9-19, 2006.

- 115.Zindel, J.; Dahle, A. Eutectic nucleation and growth in hypoeutectic Al-Si alloys at different strontium levels. *Metallurgical and Materials Transactions*. 32A (6): 949-960, 2001.
- 116.Zhang, H.; Zhang. W. A fully coupled thermo-mechanical model of friction stir welding. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 37 (3): 279-293, 2008.
- 117.Zhang, Z.; Chen, J.; Zhang, Z.; Wand-Zhang, H. Coupled thermo-mechanical model based comparison of friction stir welding processes of AA2024-T3 in different thicknesses. *J. Mater. Sci.* 46 (12): 5815-5821, 2011.
- 118.Zeng, W.; Wu. H.; Zhang, J. Effect of tool wear on microstructure, mechanical properties and acoustic emission of friction stir welded 6061 Al alloy. *Act Metallurgica Sinica (English Letters)*. 19 (1): 9-19, 2006.
- 119.Zhu, X.; Chao, J. Simulación numérica de la trascendencia térmica y esfuerzo residual en soldadura por fricción agitación de acero inoxidable 304L. *Diario de Procesos de Tecnología de Materiales*. 2002/146 p.