



Instituto Superior Minero Metalúrgico
“Dr. Antonio Núñez Jiménez”
Facultad Metalurgia-Electromecánica
Departamento Mecánica

CONFORMADO POR DEFORMACIÓN PLÁSTICA MEDIANTE EXPLOSIÓN DE UN CASQUETE ESFÉRICO

Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico

Autor: José Carlos Cutiño Gámez

Tutores: Prof. Tit. Tomás Fernández Columbié, Dr. C.
Prof Inst. Juan Ramón Castillo Matos, Ing.

MOA, 2018



Declaración de autoridad

Yo: José Carlos Cutiño Gámez

Autor de este trabajo de diploma, certifico su propiedad intelectual a favor del Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa “Dr. Antonio Núñez Jiménez”, el cual podrá hacer uso del mismo con la finalidad que estime conveniente.

José Carlos Cutiño Gámez

Dr. C. Tomás H. Fernández Columbié

Ing. Juan Ramón Castillo Matos



Pensamiento

*La obtención de un título en la vida requiere
algo más que el estudio, requiere
sacrificio y abnegación.*

José Martí



Dedicatoria

***Dedico este trabajo a mis padres Célida y José Manuel por el apoyo
que me han brindado durante el transcurso de la carrera y sobre
todo en la realización de la tesis.***

***A todos mis familiares y amigos que de una forma u otra me han
ayudado para alcanzar el éxito.***

Agradecimientos

*En especial a mis padres Célida Gámez Crespo y José Manuel
Cutíño Azahárez por darme su amor y
apoyo incondicional en todo momento.*

*A mi novia Gabriela Romero Reyes que en las circunstancias
más difíciles siempre
tuvo un beso, una frase o alguna travesura para alegrar.*

*En resumen, a toda mi familia: hermanos, tíos, tías, primos, primas,
a mis suegros, a todas las personas que siempre
estuvieron a mi lado en todo momento.*

*A todos mis amigos, con los que he compartido momentos malos y
buenos de mi vida, en especial a Roberto Méndez Cortina, quien
siempre estuvo disponible a brindarme su ayuda.*

*A mis tutores Dr.C. Tomás Fernández Columbié y el Ing. Juan
Ramón Castillo Matos con sus críticas, sugerencias, confianza y
lucha
para conmigo.*

*A todas aquellas personas que de una u otra forma hicieron posible
la culminación de este trabajo.*

A todos muchas gracias.



RESUMEN

Este trabajo tiene como objetivo realizar el proceso de soldadura y conformación de un casquete esférico entre las aleaciones AISI 304 y el AISI 1010, con 5 mm de espesor y un diámetro desarrollado de 436 mm. La unión se realizó entre ambas planchas, en un tanque, sumergidas bajo agua con configuración paralela. En el análisis microestructural se determinó que, luego de ambos procesos (soldadura y conformación), en la interfase de la unión lograda con una velocidad de colisión de 2 500 m/s y temperatura de 7 270 K, se mantienen las fases austenítica para el AISI 304 y la ferrítica para el AISI 1010, pero con disminución del tamaño del grano, fundamentalmente en los radios del casquete e incremento de las durezas desde 160 HV hasta 302 HV para el AISI 1010 y desde 217 HV hasta 450 para el AISI 304. Las tensiones obtenidas por el método de los elementos finitos son en la zona anular sometida a un esfuerzo de tensión radial de $1\,815 \times 10^{012}$ MPa, a una deformación plástica de $4\,470 \times 10^{-3}$ mm y una compresión de $6\,129 \times 10$ mm, todas ellas logradas en la interfase. Se realiza la valoración económica y el impacto medio ambiental del proceso de explosión y conformación.



SUMMARY

This work has the objectives to perform the process of welding and forming a spherical cap between the alloys AISI 304 and AISI 1010, with 5 mm thickness and a developed diameter of 436 mm. The union was made between both plates, in a tank, submerged under water with parallel configuration. In the microstructural analysis it was determined that, after both processes (welding and shaping), at the interface of the union achieved with a collision speed of 2 500 m / s and temperature of 7 270 K, the austenitic phases for the AISI are maintained 304 and the ferritic for AISI 1010, but with a decrease in grain size, mainly in the radius of the cap and increase in hardness from 160 HV to 302 HV for the AISI 1010 and from 217 HV to 450 for the AISI 304. The stresses obtained by the finite element method are in the annular zone subjected to a radial stress effort of 1815×10^{012} MPa, to a plastic deformation of $4\,470 \times 10^{-3}$ mm and a compression of $6\,129 \times 10$ mm, all of them achieved in the interface. The economic valuation and the environmental impact of the explosion and conformation process are carried out.

SÍNTESIS	Pág
INTRODUCCIÓN	I
CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO. ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS	
1.1. Introducción	5
1.2. Proceso de deformación de los aceros	5
1.3. Mecanismos de deformación en el proceso de compresión	7
1.4. Conformado de chapas embutidas por explosión	8
1.5. Particularidades del proceso de soldadura por explosión	10
1.5.1. Parámetros de la soldadura por explosión	13
1.5.2. Consecuencia del proceso de explosión	14
1.6. Formación de olas en la soldadura por explosión	16
1.7. Comportamiento metalúrgico de la soldadura por explosión	18
1.8. Simulación de piezas embutidas por explosión	20
1.9. Conclusiones del capítulo 1	23
CAPÍTULO. 2 MATERIALES Y MÉTODOS	
2.1. Introducción	24
2.2. Composición química estándar de las aleaciones	24
2.3. Caracterización del casquete esférico	25
2.4. Plan experimental para el proceso de soldadura por explosión	27
2.4.1. Material explosivo empleado	29
2.4.2. Parámetros en el proceso de soldadura por explosión	30
2.4.3. Modelo para la soldadura por explosión	31
2.5. Preparación metalográfica de las muestras	35
2.5.1. Observación microscópica y comportamiento microestructural	37
2.5.2. Ensayo de dureza aplicado a las muestras	38
2.6. Método de los elementos finitos (MEF)	40
2.6.1. Mallado del modelo	40
2.6.2. Condiciones para determinar el desplazamiento del elemento	41
2.7. Conclusiones del capítulo 2	42



CAPÍTULO 3. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

3.1. Introducción	43
3.2. Análisis de la composición química de las aleaciones	43
3.3. Cálculos de los parámetros del casquete esférico	44
3.4. Análisis de los parámetros del proceso de soldadura por explosión	45
3.5. Análisis microestructural de las aleaciones AISI 304 - AISI 1010	49
3.5.1. Análisis microestructural en la ZAT	51
3.6. Análisis de la dureza	52
3.7. Análisis por el Método de los Elementos Finitos	53
3.7.1. Comportamiento de las tensiones de Von Misses	54
3.7.2. Comportamiento de la deformación unitaria	55
3.7.3. Comportamiento de los desplazamientos	56
3.8. Valoración económica	57
3.9. Valoración en la dimensión ambiental	57
3.10. Conclusiones del capítulo 3	58

CONCLUSIONES GENERALES

RECOMENDACIONES

BIBLIOGRAFÍAS

INTRODUCCIÓN

La tecnología industrial moderna aporta las herramientas para que las sociedades sean mucho más productivas. Se ha conseguido un estilo de vida más fácil y cómodo, lleno de productos increíbles que están al alcance de un gran número de personas. Éstas pueden elegir en un mercado amplio y cada vez más exigente, que obliga a la adopción de unas nuevas actitudes en el mundo de la industria.

La fabricación de grandes series de productos, con largos plazos de entrega y períodos elevados de almacenamiento hasta su venta, es cada vez más antieconómica en los mercados industriales con una creciente competencia. Cada vez más se demandan soluciones de automatización de series más pequeñas, que afectan a la mayor parte de las industrias manufactureras. Con el fin de subsistir en una situación de competencia internacional cada vez más dinámica, las empresas se ven obligadas a adoptar medidas encaminadas al incremento de la productividad.

Otro aspecto importante que se debe imprimir es la flexibilidad en sus ciclos productivos, con el fin de mantener o mejorar sus posibilidades en el mercado y la rentabilidad de sus actividades. Estos objetivos sólo se pueden lograr dotando a los sistemas productivos de las capacidades siguientes:

- + Acortar los ciclos de desarrollo de nuevos productos, de manera que den respuesta a los cambios y necesidades del mercado.
- + Racionalización del diseño de los productos, con el objeto de reducir los costos de fabricación y a la vez ofertar productos más competitivos.
- + Mejorar los sistemas productivos para reducir los tiempos de fabricación y aumentar la calidad de los productos.

La construcción de equipos para variados usos, que incluye la industria del níquel, son importantes aplicaciones para los materiales plaqueados. Los revestimientos se efectúan sobre aceros estructurales con los fines de prevenir la corrosión o el desgaste, mediante la utilización de técnicas que abarcan una amplia gama de procesos, dentro de la cual se encuentra la soldadura por explosión.

Durante este proceso, la deformación viaja a gran velocidad según sea la dureza de ambos materiales y la fuerza que genera el explosivo. A veces este proceso produce la formación

de la ola en la interfase, detrás del punto de la colisión y provoca la deformación, que ocurre durante un breve lapso de tiempo que aumenta la cantidad de metal deformado plásticamente y el tamaño de las olas. El conformado de materiales con explosivos implica impactos a muy altas velocidades.

Ante cargas de impacto en cualquiera de sus regímenes de velocidad, se presentan los siguientes fenómenos: las tasas de deformación son altas, se genera mayor calentamiento en el trabajo plástico, aumenta la resistencia mecánica (a fluencia y última), disminuye la ductilidad, disminuye la tenacidad a fractura, y los esfuerzos y deformaciones se propagan en forma de ondas.

La mejor combinación de los parámetros de calidad superficial le corresponde a aquel método de elaboración que como resultado del procedimiento físico o químico de deposición de los elementos necesarios y del tratamiento térmico final, garantice la estructura y propiedades físico – mecánicas óptimas.

Como **situación problemática** se plantea:

El estudio de las propiedades tribológicas y mecánicas de la superficie de los materiales es de gran importancia para el éxito en el diseño de piezas y mecanismos de trabajo, a fin de evitar que los esfuerzos a que se encuentran sometidas causen deformaciones, fisuras, y desgaste superficial de los componentes. Por razones tecnológicas en los procesos mineros metalúrgicos el equipamiento está sometido a condiciones de operación extremadamente exigentes y requiere de propiedades que aseguren su funcionalidad; las mismas que no han podido ser totalmente resueltas por las tecnologías y procedimientos tradicionales. Los resultados obtenidos de la unión de materiales disímiles por procesos de soldadura convencional alteran las variaciones metalúrgicas de los aceros, así como la introducción de tensiones en los componentes soldados, lo cual, después de un prolongado tiempo de trabajo, hay que retirarlos de servicio, lo cual afecta la economía del país, el funcionamiento del equipo.

El **problema** a investigar lo constituye

La relación entre las propiedades mecánicas metalúrgicas inducidas por el efecto del impacto a altas velocidades producidas por el proceso de explosión en la deformación

plástica entre el acero AISI 1010 y la aleación AISI 304 durante el conformado de un casquete esférico, aún son insuficientes.

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

La energía cinética de un explosivo a través de su onda de choque, generada por los gases en movimiento, producirá la deformación plástica para la conformación de un casquete esférico entre el acero AISI 1010 y la aleación AISI 304, lo cual podrá ser caracterizado por su interacción atómica en la interfase de la unión.

En el presente trabajo se define como **objetivo general**

Determinar el comportamiento metalúrgico y la microdureza provocada en la interfase, luego del proceso de conformación por deformación plástica de un casquete esférico, originado por una carga explosiva en la unión entre el acero AISI 1010 y la aleación AISI 304, así como la distribución de tensiones a través del método de los elementos finitos.

El **objeto de estudio** es conformación por deformación plástica mediante explosión de un casquete esférico entre el acero AISI 1010 y la aleación AISI 304.

El **campo de acción** es el comportamiento microestructural y la microdureza de la zona fundida y la zona de influencia térmica de uniones soldadas disímiles por el proceso de soldadura por explosivos, así como las tensiones por el Método de Elementos Finitos.

Objetivos específicos

1. Definir las regularidades de los efectos del proceso de conformación mediante la deformación plástica por explosión de materiales disímiles en base a su comportamiento microestructural, la microdureza y de la simulación por el método de los elementos finitos.
2. Establecer el procedimiento metodológico que permita la determinación de los efectos de los parámetros de conformación por deformación plástica mediante la soldadura por explosivos en la unión de aleaciones disímiles durante la fabricación de un casquete esférico.
3. Fundamentar las variaciones microestructurales originadas en la zona fundida y la zona de influencia térmica, así como la microdureza resultante obtenida después del proceso



de conformación por deformación plástica por explosión en la fabricación de un casquete esférico con materiales disímiles.

Para dar cumplimiento a este objetivo consideran las **tareas** siguientes:

1. Revisión bibliográfica relacionada con el objeto de estudio.
2. Planificación, diseño y realización de experimentos.
3. Análisis de resultados y obtención de las microestructuras y la microdureza resultante del proceso de soldadura con explosivos en las aleaciones.
4. Fundamentación de las inestabilidades metalúrgicas que surgen en el proceso de soldadura por explosión entre el acero bajo carbono y de la aleación de titanio, así como su como la distribución de tensiones a través del método de los elementos finitos.
5. Planteamiento de los efectos económicos, sociales y ambientales del proceso de soldadura por explosión.

CAPÍTULO 1

MARCO TEÓRICO DE LA INVESTIGACIÓN

CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO. ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS

1.1. Introducción

La diferencia entre trabajo en caliente y en frío no es fácil de definir, sin embargo, el criterio para establecer cuando el trabajo es en frío o en caliente, es la temperatura de recrystalización del acero. Así cuando la deformación plástica se hace a una temperatura por debajo de la de recrystalización del acero el trabajo es en frío, mientras que cuando se lo deforma plásticamente por encima de la temperatura de recrystalización el trabajo es en caliente. Cuando al metal se le trabaja en caliente, las fuerzas requeridas para deformarlo son menores y las propiedades mecánicas se cambian moderadamente. Cuando a un metal se le trabaja en frío, se requieren grandes fuerzas, pero la resistencia del metal se incrementa permanentemente.

En el presente capítulo se establece como objetivo realizar la búsqueda bibliográfica existente relacionada con el proceso de conformación de piezas mediante la soldadura por explosión en materiales disímiles.

1.2. Proceso de deformación de los aceros

Dentro de los procesos de deformación existe la plástica y la elástica, como se muestra en la figura 1.1. La deformación elástica se define usualmente como un cambio dimensional directamente proporcional al incremento o decrecimiento en la fuerza aplicada. En la deformación elástica se crea una distorsión limitada de los cristales y apenas es removida la fuerza, la distorsión desaparece. La deformación plástica de acuerdo a Lubarda (2001) se define comúnmente como un cambio en las dimensiones que permanece después de remover la carga que la causa. En deformación plástica hay un extenso re-acomodamiento de los átomos, con unas estructuras que terminan con una distorsión permanente.

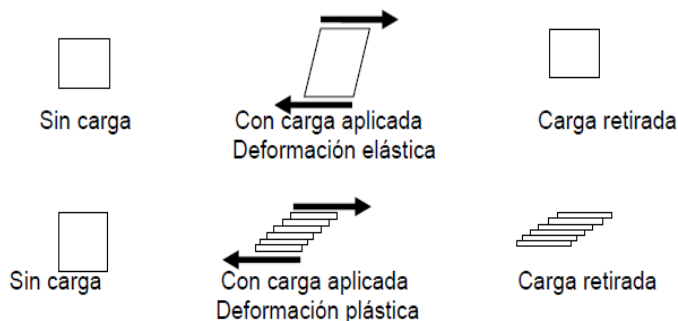


Figura 1.1. Caracterización de la deformación elástica y plástica. Fuente: Lubarda (2001).

En los numerosos procesos de fabricación que actualmente son usados en la industria, el conformado por deformación plástica es uno de los más importantes dado su intensivo uso para la fabricación de multitud de productos, consideran Monsalve y Gutiérrez (2000) y Polmear (2006), que dentro de los procesos mecánicos de conformación de chapas, los más complejos desde el punto de vista físico mecánico, son los procesos de embutido en sus diversas variantes tecnológicas.

Para la interpretación físico-mecánica de estos procesos de embutido se realizan una serie de suposiciones simplificativas en el análisis de las interacciones entre los materiales involucrados (pieza/herramienta) y en el comportamiento del material de la pieza.

En los estudios realizados por Vallellano *et al.* (2005); Bernal *et al.* (2013), plantean que los procesos de embutición están inmersos en la industria a pequeña y gran escala. La embutición permite producir una gran variedad de productos para aplicaciones diversas como: los utillajes domésticos, complementos de cosmética, envases, electrodomésticos, elementos para la industria automovilística. Su alta resistencia mecánica con relación al peso de sus productos terminados, han provocado que el proceso sea estudiado de forma analítica (figura 1.2), desde el diseño de su geometría, los parámetros de operación de la prensa y las herramientas para encontrar las condiciones óptimas de los parámetros necesarios en el proceso.

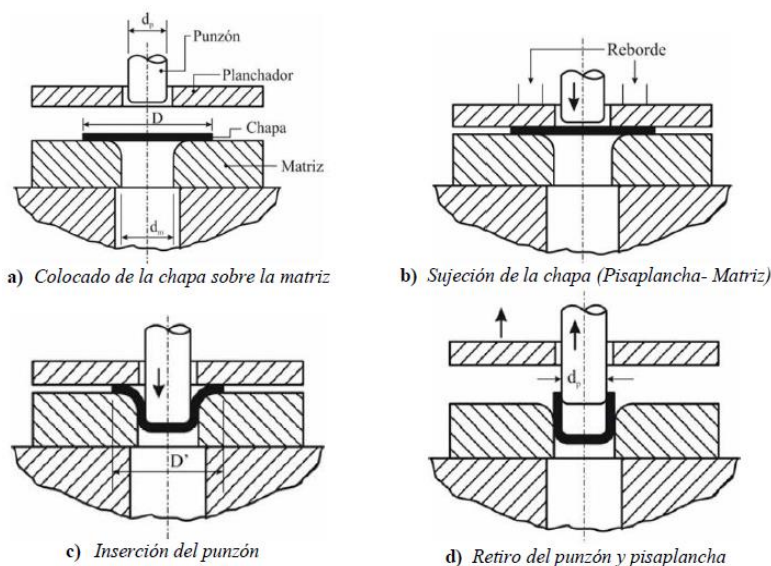


Figura 1.2. Proceso de embutición. Fuente: Bernal *et al.* (2013).

El proceso de embutición es un proceso de conformación plástica, en el que un material originalmente plano, se transforma en un cuerpo hueco por medio de deformaciones

controladas. La pieza embutida se obtiene aplicando la fuerza de un punzón sobre una chapa (plana), obligándola a fluir plásticamente, dentro de la cavidad de una matriz, para adquirir la forma de un recipiente hueco; esto es, el material al sobrepasar su límite elástico alcanza la deformación plástica, obteniendo así la forma deseada (Campos, 2004). Dependiendo de la profundidad de embutición, la pieza se puede realizar en una o varias etapas.

García *et al.* (2003), realizan la caracterización del comportamiento mecánico de los aceros de embutición profunda EK2 y EK4. Para tal fin realizaron ensayos de tracción, de dureza y de ductilidad utilizando probetas planas, a través del ensayo tecnológico de Erichsen. Donde obtuvieron los parámetros que rigen el endurecimiento por deformación y el comportamiento ortótropo del material. A partir de este procedimiento experimental modelaron el comportamiento mecánico de dichos materiales durante el ensayo de tracción. Llegando finalmente a validar los resultados numéricos mediante las correspondientes mediciones de laboratorio.

Yu y Johnson (1982), su trabajo está basado en un modelo de pandeo bidimensional de una placa anular elástico-plástica y en el método de energía. Donde, con las condiciones críticas para el pandeo elástico y el pandeo plástico del reborde de una pieza circular durante el proceso de embutición, consiguen mejorar los resultados de investigaciones previas, principalmente: la influencia de un pisa-planchas en el pandeo de la chapa y que en el número de ondas generadas también puede predecirse cuantitativamente.

Se pudo determinar en la búsqueda bibliográfica que existen diferentes trabajos que abordan el proceso de deformación plástica por embutido de chapa, sin embargo, en estas investigaciones se relacionan el proceso con el empleo de estampa, no con la conformación con el empleo de soldadura, además los mismos se realizan en una plancha, no en la conformación uniones disímiles por explosión.

1.3. Mecanismos de deformación en el proceso de compresión

Existen varios mecanismos de deformación posibles que pueden ser clasificados en dos grandes grupos: primarios y secundarios (Tubielewicz *et al.*, 2000). Se llaman mecanismos o modos primarios de deformación en los que se preserva la continuidad de la red cristalina.

Según el estado de esfuerzo Park *et al.* (2008), consideran que en la teoría de las dislocaciones, la energía de núcleos de dislocación en cristales centrados en el cuerpo a baja

temperatura resulta del movimiento de dislocaciones por deslizamiento bajo la acción de la tensión aplicada. El mecanismo de deformación, Park *et al.* (2008) y Moreno (2005), se define como deslizamiento cristalográfico y consiste en el deslizamiento de un plano de átomos sobre otro, para que se produzca dicho deslizamiento, la tensión de cortadura sobre dicho plano deberá alcanzar un valor crítico, correspondiente al valor de la tensión de cortadura máxima y que se define como resistencia al deslizamiento.

Según Smith (1993); Askeland (1985); Callister (1999) y, Pero-Sanz (2000), los modos primarios de deformación se subdividen en dos tipos: traslación y difusión. Los mecanismos por traslación son el maclado y el deslizamiento intracristalino. Los mecanismos de difusión son los llamados creep de Nabarro-Herring y creep de Coble y pueden incluirse dentro de ellos los mecanismos denominados de disolución y cristalización. Los mecanismos o modos secundarios de deformación son los que introducen discontinuidades en la red cristalina, es decir, que ésta resulta parcialmente destruida.

La etapa de endurecimiento por deformación siempre está relacionada con la evolución de la densidad de dislocaciones durante el proceso de deformación, parámetro fundamental de esta etapa. Mecking y Kocks *et al.* (1991) proponen un modelo de parámetro único, cuyo objetivo es calcular la tensión de fluencia a través de la variación de la densidad de dislocaciones durante el proceso de deformación, sin embargo, el modelo de Estrin y Mecking (1984), similar al primero y que fue desarrollado años más tarde, distingue entre dos tipos de dislocaciones, la densidad de dislocaciones móviles y de dislocaciones inmóviles.

Teniendo en cuenta que la variación de la densidad de dislocaciones es una consecuencia del balance entre las dislocaciones almacenadas y la hipótesis de que el recorrido medio de dislocaciones es una constante geoméricamente impuesta, Bergström y Aronsson (1972) y Laasraoui y Jonas (1991), para una aleación de bajo contenido de carbono, Cabrera *et al.* (1997) para un acero microaleado de medio carbono 38 Mn SiVS5 y Caraballo (2004), sobre un acero Hadfield, explican que cuando un grano se deforma, conduce a un incremento del volumen de dislocaciones en la matriz.

1.4. Conformado de chapas embutidas por explosión

En los últimos años, las industrias conformadora de planchas, intentan reducir los últimos costos del producto y aumentar la flexibilidad del proceso en la fabricación de las geometrías

complejas. Debido al costo de equipo y el tiempo de preparación, el conformado convencional en plancha lo consideran no apropiado para producir las muestras de manera más rápida, por lo que estiman que una alternativa viable es la conformación por explosión (Silva *et al.*, 2013).

La soldadura por explosivos es un proceso de soldadura en estado sólido, donde se usa una detonación explosiva controlada para forzar dos metales juntos debido a la alta presión. La unión resultante del sistema compuesto se une de forma durable por la unión metalúrgica. La soldadura explosiva bajo alto impacto de velocidad probablemente se le atribuye a Garl en 1944, fue descubierta en 1957 en los Estados Unidos por Philipchuck durante un proceso de troquelado con explosivos, las hojas de metal, de forma ocasional, quedaban pegadas a los troqueles. Entre aquel inicio y ahora, el proceso ha sido desarrollado totalmente en aplicaciones industriales (Petushkof, 1976; Young, 2004; Mousavi y Sartangi, 2009).

De acuerdo con Cristino *et al.* (2015) en el conformado de chapas mediante carga explosiva (figura 1.3) a diferencia del conformado en prensa o martinete, es un proceso de conformación de cualquier metal, donde se obtiene una forma deseada mediante el uso de la presión de explosión. En este caso se emplea la carga explosiva en lugar de presionar o golpear, la carga está hecha para explotar y debido a la presión ejercida y el calor liberado, habrá una deformación en la pieza según la forma del dado.

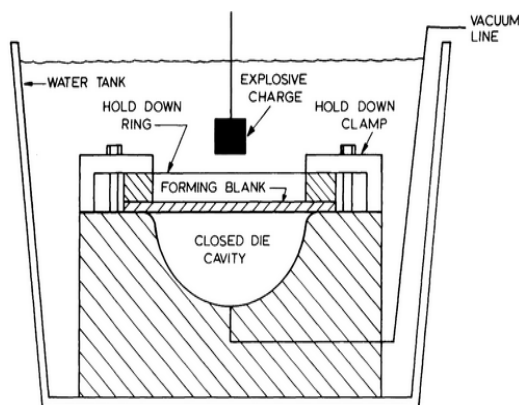


Figura 1.3. Embutido de plancha mediante explosión. Fuente: Cristino *et al.* (2015)

Se pudo contactar que se han realizados diferentes trabajos de conformado por deformación plástica en el embutido de planchas, de forma experimental Travis *et al.* (1961) y Johnson *et al.* (1966) investigan la respuesta del proceso sobre platos redondos bajo la carga de la explosión, para ello emplearon pasador de contacto y consideraron las historias del tiempo-desplazamiento, por otro lado Vendhan *et al.* (2000) estudiaron el comportamiento dinámico

no lineal en platos rectangulares y el comportamiento de las olas bajo cargas de choque de la explosión bajo agua (figura 1.4). En esta investigación, los platos eran de acero apacible y HSS sujetos en el tanque de agua y la deformación plástica eran moderados bajo carga explosiva PEK-L.

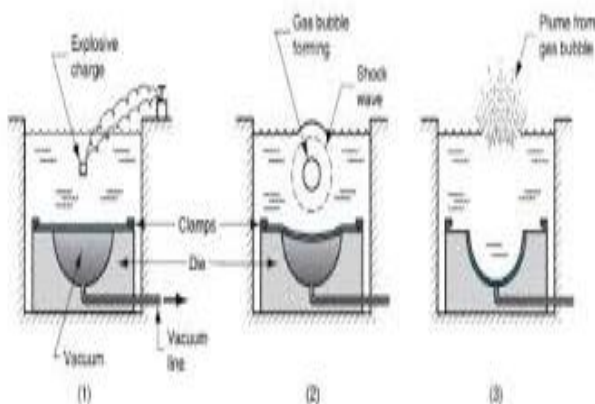


Figura 1.4. Conformación por explosión en tanque de agua. Fuente: Vendhan *et al.* (2000)

De acuerdo con la figura, en el momento de la detonación el choque de la ola que se genera en el agua se propaga en todas las direcciones con una velocidad que depende de este choque, la intensidad (aproximadamente 1 600 metro por segundo, unos centímetros fuera del alto de la carga explosiva). Cuando el choque de la llega a la superficie de metal este adquiere una velocidad de salidas y pasa a la cavidad del dado.

La velocidad del metal depende de la intensidad del choque de la ola en el agua y la masa del plato, pero es generalmente en el orden de los ocho metros por segundo. Debido a la alta velocidad del choque, el metal empieza a mover prácticamente como un cuerpo. Cuando el agua sólo puede generar una tensión perpendicular a la superficie de metal, el metal también se acelera sólo en esta dirección. Debido a los constreñimientos generados por el dado y el metal sujeto, la periferia de este no puede moverse junto con el resto del plato y empezará a conformarse en el radio de los bordes del dado, el plato se moverá y deformará con su propia velocidad y comenzará a formarse la parte esférica.

1.5. Particularidades del proceso de soldadura por explosión

Plantea Spranghers *et al.* (2013) y Bataev *et al.* (2017) que el proceso para revestir una placa de metal sobre otra con el empleo de una carga de detonación, se denomina soldadura por explosivos (*explosive welding*), como se observa en la figura 1.5. En esta distribución, las dos

placas están en la configuración paralela y a una cierta distancia de separación, con la carga explosiva encima de la parte superior, denominada la placa volátil. Con frecuencia se usa una capa amortiguadora (hule o de plástico) entre el explosivo y la placa volátil para proteger su superficie. La placa inferior, denominada metal de soporte, descansa en un yunque para apoyo.

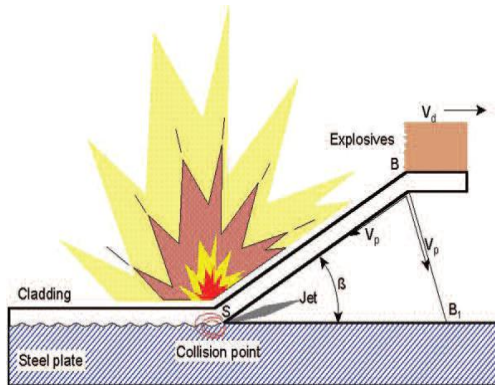


Figura 1.5. Proceso de la soldadura por explosión. Fuente: Bataev *et al.* (2017).

La unión entre los materiales (símiles o disímiles), generalmente disímiles, ocurre por una coalescencia rápida de las dos superficies metálicas, la cual es causada por la energía de un explosivo detonado, donde no se usa metal de relleno, no se aplica calor externo, no ocurre difusión, el tiempo es demasiado corto, la unión es metalúrgica, combinada con un entrelazado mecánico que resulta de un rizado, en particular para revestir un metal en la superficie de un metal base, sobre grandes áreas (Zamani *et al.*, 2012).

Walsh *et al.* (1953) y Durgutlu *et al.* (2005) exponen que al iniciarse la detonación, la carga explosiva se propaga de un extremo de la placa volátil al otro, como se aprecia en la figura. Una dificultad en la comprensión de lo que sucede en la soldadura por explosivos (EW) es el concepto erróneo común de que ocurre al instante una explosión; en realidad es una reacción progresiva, aunque ciertamente muy rápida, que se propaga a velocidades hasta de 8 500 m/seg. La zona de alta presión resultante impulsa la placa volátil para que choque con el metal de soporte en forma progresiva a alta velocidad, por lo que toma una forma angular conforme avanza la explosión.

El mecanismo responsable de la soldadura por explosión, según el criterio de Wylie *et al.* (1971), lo atribuye a la acción de un chorro metálico de alta velocidad que se produce por el impacto oblicuo de la chapa metálica a ser soldadas, el impacto, que al provocar presiones y tensiones de corte muy elevadas, la resistencia al corte de los materiales involucrados en el proceso resulta despreciable, ya que bajo tales condiciones, estos materiales, se comportan

como fluidos de muy baja viscosidad, durante un pequeño intervalo de tiempo y su comportamiento puede ser tratado mediante las leyes de la mecánica de los fluidos. De esta forma se produce un chorro (jet) metálico que limpia la superficie de óxidos o contaminantes, dando origen a la condición necesaria para una soldadura.

En estudios realizados por Byers y Braithwaite (1993); Castillo-Matos *et al.* (2017) coinciden en plantear que durante el proceso de detonación, la placa superior permanece en su posición en la región donde el explosivo todavía no ha detonado. Debido a que la colisión ocurre a alta velocidad en una forma progresiva y angular, provoca que se vuelvan inestables las superficies en el punto de contacto y las películas de superficie son expelidas hacia delante desde el vértice del ángulo. Por tanto, las superficies que chocan están químicamente limpias y el comportamiento del fluido del metal, que implica una cierta fusión interfacial, proporciona un contacto íntimo entre las superficies y conduce a la unión metalúrgica.

Las variaciones en la velocidad de choque y en ángulo de impacto durante el proceso pueden provocar una interfase ondulada o rizada entre los dos metales. Este tipo de interfase fortalece la unión, debido a que aumenta el área de contacto y tiende a entrelazar mecánicamente las dos superficies por esta razón es muy utilizada (Al-Hassani *et al.*, 1984).

Al pensar en los efectos térmicos que acompañan a las reacciones químicas, cada compuesto posee un contenido calorífico (o "entalpía") definido. El calor de formación en condiciones normales es una medida de este contenido calorífico, expresándose su valor con respecto a un cero arbitrario correspondiente a los elementos constituyentes, la cuestión de si durante una reacción se desprenderá calor o será absorbido queda determinada por el conjunto o suma de los contenidos caloríficos de los productos de la reacción, en comparación con la suma correspondiente a los reactivos (Wittman, 1973).

A estos principios también están sujetas las reacciones explosivas denominadas "convencionales o químicas", cuyo aspecto distintivo no está en el origen de la energía que desprenden sino, en la enorme velocidad con que la transfieren al medio circundante (Watanabe-Cabrera, 2012). Aunque la energía que liberan las explosiones químicas por unidad de masa es incomparablemente menor a la que alcanzan las explosiones nucleares, estas no pueden sustituir a las primeras, al menos en el estado actual de la técnica; antes deberán

superarse serios problemas referentes al control de los productos radiactivos que emiten y el hecho de que para la mayoría de las posibles aplicaciones resultan demasiado potentes.

En consecuencia, los explosivos convencionales continúan ocupando un lugar relevante entre los medios de que dispone el hombre para transformar su entorno, en correspondencia con sus necesidades (Naumovich *et al.*, 1988).

1.5.1. Parámetros de la soldadura por explosión

La influencia de los parámetros del proceso para la soldadura por explosión ha sido estudiado por varios autores en los que se encuentran Robinson (1975); Drury y Westmaas (1980) y Davis (1987) todos ellos coinciden en plantear que con el aumento de la placa móvil, el impacto transforma la interfase de liso a ondulado, explican además que la comprensión radica en que con el aumento de la proporción de la masa explosiva, los aumentos de la presión que la explosión ejerce en la placa volante, produce una aceleración superior.

Cowan *et al.* (1971), son del criterio que los parámetros específicos para la ejecución del proceso de soldadura por explosivos lo constituyen, el yunque, el cual sirve de apoyo a las dos placas a soldar y el cual debe estar seguro y rígido para evitar distorsiones y alabeos durante la explosión, que a su vez garantiza la fuerza del rendimiento y la dureza de la parte interna. Puede ser un centro sólido o un tubo con un mandril. La proporción de la masa explosiva con relación a la proporción de placa móvil, se considera que, en relación a la cantidad de explosivos en la parte superior, existirá mayor poder en la explosión. Este parámetro influirá en la fuerza del campo magnético.

Dick (1983) y Chu *et al.* (2017) manifiestan que con el aumento de la distancia de la placa volante, esta alcanzará una velocidad superior, con una disminución en el alejamiento, provocará bajas velocidades de impacto, lo cual no producen una superficie ondulada (< 200 m/s). La formación de olas que se obtienen en la unión por explosivos aparece con el aumento de la proporción de la masa explosivo y el alejamiento de la placa. Por otro lado, los autores Holtzman y Cowan (1965), enfatizan que según los resultados experimentales sobre el método es necesario considerar en dos puntos: que la distancia entre la placa móvil no cambie a lo largo del llenado de la superficie y que la placa móvil coincida con las proyecciones de la placa fija.

Holtzman y Cowan (1965); Kiselev y Mali (2012) plantean que con el aumento de la distancia y la amplitud, surgen las interfase siguientes: olas pequeñas grandes, las olas con el vórtices y con solidificación de bolsas de fusión y las capas continuas fundidas. De todas ellas, la interfase más deseable, es el enlace ondulado de la transición sin ninguna capa intermetálica. Un cambio continuo en la forma de onda (la amplitud y período), el estado detallado de la geometría de la ola puede atribuirse a las variaciones en la velocidad de la placa volante y al ángulo de impacto.

Frenkel y Smit (2002) en su estudio sobre el proceso de soldadura por explosión concluyen que con la formación de la capa intermetálica, existe la probabilidad de baja ductilidad y causa de carácter quebradizo. Los beneficios de la formación de la ola son: un contacto en la superficie superior, superior movilidad de átomos y dislocaciones y levantamiento eficaz de contaminaciones. Algunos investigadores, en los que se destaca Nordlund (2006) plantea que los puntos fuera de la ondulación de la interfase no tienen un efecto en la fuerza de cohesión.

1.5.2. Consecuencia del proceso de explosión

El proceso de explosión es consecuencia de dos elementos: la deflagración y detonación, lo cual según Almira (2015) y Castillo-Matos *et al.* (2017), la detonación de materiales energéticos son reacciones exotérmicas de oxidación - reducción, reacciones que son autosostenidas después de que cierta energía inicial de activación ha sido aplicada, donde la base de masa, la cantidad de energía liberada por propelentes y explosivos es similar, esta energía es considerablemente menor que la producida por combustibles comunes, tales como el carbono quemado en aire. Los propelentes sufren deflagración, que es una combustión muy rápida resultado de tener un combustible y un oxidante en íntimo contacto.

La deflagración como proceso de la soldadura por explosión, según Mariño (2000) y Almira (2015), se lleva a cabo de la misma manera que un quemado normal cuya reacción se inicia en la superficie y prosigue al interior de la partícula. Los factores que gobiernan la deflagración son la velocidad de transferencia de calor dentro de la partícula del propelente y la velocidad de descomposición del mismo. La velocidad de transferencia depende de la presión de los productos de la combustión y la velocidad de quemado se define como la velocidad a la cual esta superficie consume un grano propelente en la dirección normal a la superficie.

Al chocar la placa volante choca contra la placa base, se generan ondas de choque de alta presión en ambas placas. Estas ondas de choques de alta presión provocan un endurecimiento, pero cerca de la intercara de la soldadura, donde la liberación de calor es significativa, puede producirse una relajación de tensiones, dando lugar a la reducción de la dureza.

Ha sido expuesto por Marc (1994) que cuando la velocidad de la detonación es tal que la velocidad de la colisión es supersónica con respecto al material, entonces no ocurre ningún chorro de reacción (jet). Carpenter *et al.* (1967) indicó que no deben usarse explosivos con velocidades de detonación mayor de un 120% de la velocidad sónica del metal, ya que no es práctico unir dos platos con PE4, la velocidad de la carga de detonación es aproximadamente 7,9 km/s, más alta que la velocidad sónica del acero al carbono (5,9 km/s). Sin embargo, Gurney (1943) sólo aplica a prior platos preparados paralelo a la vinculación explosiva. Esta investigación ofrece la posibilidad de usar material explosivo superior a la velocidad de detonación que la velocidad real de los materiales en combinación con platos presentados a otro ángulo.

Las ecuaciones de Gurney (1943) es un conjunto de fórmulas matemáticas usadas en el diseño de explosivos para relacionar cómo un explosivo acelerará rápidamente una capa circundante de metal u otro material cuando el explosivo detona. Esto determina cómo los fragmentos son soltados por el explosivo, qué rápidamente forman las cargas explosivas y en otros cálculos como la soldadura por explosión fuerzan a dos metales y los suelda. Las ecuaciones de Gurney se han usado por más de 50 años para caracterizar la unión disímil entre chapa, sin embargo, la ecuación es basado en datos empíricos.

Gurney defendió que el factor gobernante para la soldadura explosiva era la proporción entre la masa de los fragmentos o metal revestido (M) y la masa del explosivo (C) bajo la asunción simple que la energía química del explosivo se transforme en la energía cinética de los productos explosivos y los fragmentos de metal. Él concluyó que la velocidad de fragmentos a la proporción C/M y la forma de las cargas explosivas son los factores más influyentes para determinar la soldadura por explosión (Marc, 1994).

En estudios realizados por diferentes autores como Staudhammer y Murr (2001), plantean que los explosivos tienden a detonar y durante la detonación, un frente casi discontinuo o un cambio abrupto de presión, conocido como onda de choque, se desplaza a velocidades

supersónicas a través del explosivo, que causa su descomposición. La velocidad de reacción es determinada, en este caso, por la velocidad de la onda de choque y no por la velocidad de transferencia de calor, esta velocidad de onda de choque es también llamada velocidad de detonación. Idealmente, en estado estacionario, la onda de detonación puede considerarse como una discontinuidad que viaja a través del explosivo con velocidad.

1.6. Formación de olas en la soldadura por explosión

La formación de la ola es principalmente un proceso de deformación irreversible en la superficie de colisión. Por consiguiente, es obvio que la presión, desarrollada en el impacto, debe exceder la tensión dinámica del rendimiento de los materiales al colisionar. Se han realizados numerosos esfuerzos para explicar el mecanismo de la formación de la ola (Deribas, 1989 y Lysak y Kuz'min, 2005), pero todavía hasta el momento su naturaleza no se entiende totalmente y aún en las literaturas no existe una teoría normalmente aceptada para este fenómeno. Sin embargo, el hecho de la ocurrencia periódica de la interfase sigue siendo un fenómeno inexplicable. Merece la pena, que para la identificación del criterio de formación de la ola, sería útil dirigir una investigación completa de tales modos de impacto y la ocurrencia de las estructuras cuando la formación de la ola es inestable, es decir, puede desaparecer cuando existe cambio en los parámetros de impacto.

En la soldadura por explosión la unión soldada presenta características diferentes a la soldadura convencional. En la figura 1.6 se puede observar la variación en la morfología de la ola en dependencia de la velocidad de detonación del explosivo.

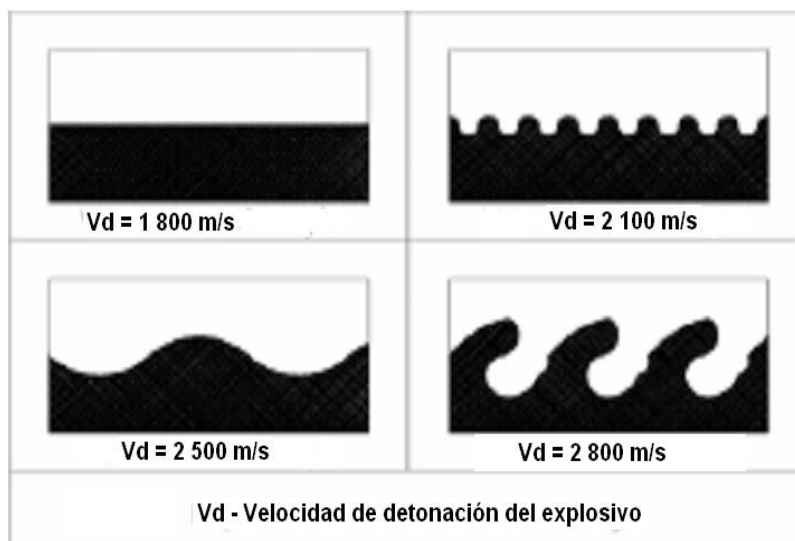


Figura 1.6. Morfología de la ola en dependencia de la velocidad de detonación del explosivo.

Fuente: Deribas (1989).

Según las morfologías de las olas que se obtienen durante el proceso, se observa que a una mayor velocidad de detonación, el comportamiento de la ola en unión soldada es mayor, lo cual está asociado a que este es un proceso de soldadura esencialmente por fusión, a partir de una disipación de la energía cinética en la intercara, ya que es una fuente de calor suficiente como para causar la fusión bilateral a través de la intercara y una difusión dentro de las capas fundidas. Tal difusión de fluido permitiría una transición gradual desde un metal hacia el otro.

Un primer esfuerzo por explicar la naturaleza de la formación de la ola pertenece a Abrahamson (1961) que como resultado del análisis de los datos experimental para el impacto de una bala de acero en un blanco, demostró que en el área del punto de impacto, se incrementan las mismas altas presiones, según el criterio de este mismo autor, los enfoques del hecho experimental que las olas ocurren a una velocidad dada de colisión de una bala de acero que sólo golpea un blanco cuando tiene un ángulo crítico de impacto cierto. Mostró Deribas (1989) un esfuerzo para simular el proceso de formación de la ola en los materiales no metálicos: una fuente de agua fue hecho posicionado al fondo de una bandeja con movimiento lento para caer oblicuamente en una sustancia viscosa. Era posible obtener una deformación periódica de la superficie, esto permitió describir el proceso de formación de la ola.

Otros trabajos en los que se encuentran Bahrani (1967); Covan y Holtzman (1963), en algunos casos antagónicos y en otros similares al modelo de Abrahamson, usaron también los modelos hidrodinámicos. A primera vista, explican la pertinencia sobre cuerpos cristalinos sólidos que permanecen intactos en el proceso de soldadura por explosión (salvo algunas regiones fundidas). Si se asume que la formación de la ola ocurre bajo la influencia de chorro de reacción cumulativos de gas antes del contacto de los materiales, entonces permanece incierto ocurre cómo la unión congruente de las superficies opuestas.

Greenberg *et al.* (2013) intentaron explicar el mecanismo de formación de la ola durante la soldadura explosiva basado en el análisis de la deformación plástica de materiales en su área del contacto. Tuvieron en cuenta el hecho que, debido al fuerte impacto, ocurre una desviación significativa en los materiales, mientras se produce un aumento significativo del área del contacto seguido por una deformación plástica irreversible, después del impacto externo el material vuelve en general a su estado inicial mientras excede la superficie de contacto, en un

lado el apoyo, permanece presente, pero por el otro lado, debe volver a su estado original. Es esta relajación que puede causar la ocurrencia de la ola como el carácter de la interfase.

Durante un estudio de uniones de varias formas de la soldadura, se encontró, en primer lugar, que la interfase no era lisa que contiene dos tipos de inhomogeneidades: fusión en las cúspides y zonas local (Greenberg *et al.*, 2012). Una discusión detallada de estas zonas es considerada en Greenberg *et al.* (2015). Su formación ocurre en el escenario siguiente: una dispersión del vuelo de partículas de la fase refractaria, la desaceleración de una barrera, la fricción, el calor local, calor local de la fase bajo fusión. El papel de las zonas fundidas locales puede ser doble: una amenaza a la continuidad de la unión, o el pegado punto a punto.

Debido a la ocurrencias de las olas en la interfase de la unión soldada por explosión, los autores Schmidt y Shockey (1992); Volkova *et al.* (2014) coinciden en plantear que bajo condiciones ideales de soldadura, la resistencia a la tracción y al cizallamiento del compuesto soldado es mayor que la del más débil de los componentes, debido al endurecimiento por choque y que el porcentaje de alargamiento del compuesto soldado es en cambio apreciablemente menor, así como una reducción en la resistencia a la fatiga no importante, sin embargo otro autor (Young, 2004) encontró que la resistencia a la fatiga era levemente mayor que el más resistente de los materiales.

En cuanto a la dureza exponen Harries y Beztie (1988); Rybin *et al.* (2011). que luego de la ejecución del proceso, en ambos componentes, se ve incrementada, por el paso de la onda de choque a través de ellos, resultado de la fusión y del rápido enfriamiento. El efecto del endurecimiento interfacial, que muchas veces se encuentra en este tipo de soldadura, ha sido aprovechado en el endurecimiento de superficies de rieles

1.7. Comportamiento metalúrgico de la soldadura por explosión

Broeckhove (2010) y Ben-Artzy, 2010), plantean que los problemas metalúrgicos en la soldadura por explosión no son tan severos como los asociados con los métodos convencionales de soldadura por fusión, excepto aquellos problemas relacionados con la soldadura de material muy disimilares, los cuales no pueden ser soldados por medios convencionales. Sin embargo, hay algunos aspectos que están relacionados solamente con este proceso, como el efecto de las ondas de choque.

En la práctica, el choque de las olas puede producir tres tipos de transiciones: el laminar, la ondulada y el turbulento. En la figura 1.7 se muestra el aspecto típico de la intercara ondulada de una soldadura por explosión.

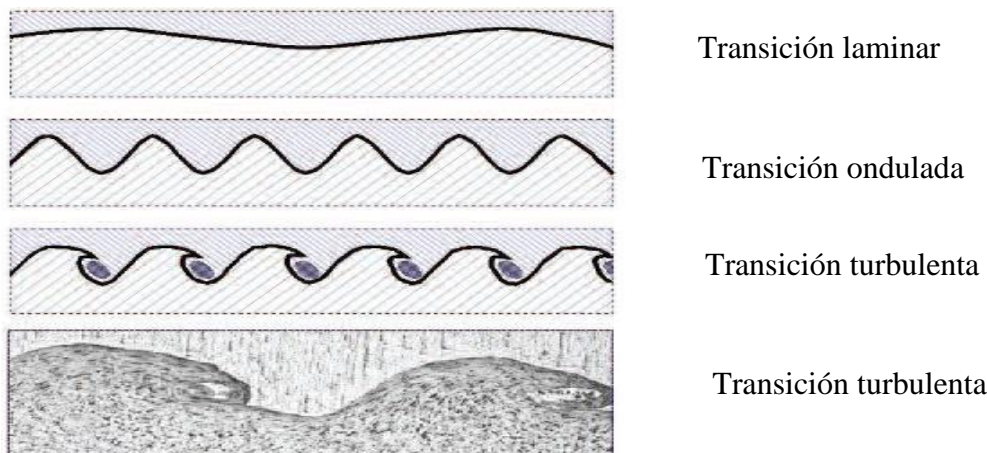


Figura 1.5. Aspecto de la ola en la soldadura por explosivos. Fuente: Greenberg *et al.* (2015).

De acuerdo a este comportamiento metalúrgico de las olas plantea Greenberg *et al.* (2015), que a primera instancia pudiera plantearse que de estas transiciones, el turbulento, por la formación de las olas y la unión, pudiera ser el adecuado por la forma de la penetración de los metales, lo cual es erróneo. De hecho, la transición más atractiva es la ondulada, pero en la práctica la inmensa velocidad del proceso causa a menudo las crestas de las olas para formar la transición turbulenta.

Mientras existe un mayor crecimiento en el choque de las olas, se crea la transición turbulenta, el rizado se origina por el excelente flujo plástico, algunos óxidos no fluyen por el chorro de reacción, estos conglomerados quedan atrapados en la formación del bolsillo o en las ondas, lo cual es un aspecto no deseado.

Por la ocurrencia del proceso de soldadura, que tiene un tiempo de duración, en el punto de unión corta, expone Durgutlu *et al.* (2008), entonces la zona de calor es reducida así como los efectos del calentamiento en los materiales, donde las zonas fundidas sufren los problemas metalúrgicos normalmente asociados a la fusión, tales como cavidades de enfriamiento y producción de compuestos intermetálicos, ya que al estar asociada a los torbellinos de la intercara, se alcanzan velocidades de enfriamiento muy rápidas.

Withers y Bhadeshia (2001). exponen que en la soldadura por explosión, la relativa delgadez de las capas interfaciales en este tipo de soldadura, se debe a las altas velocidades de

calentamiento y enfriamiento y por consiguiente, al intervalo de tiempo extremadamente pequeño en que esta intercara permanece a alta temperatura. La deformación del grano interfacial y la formación de una onda sugieren que el mecanismo de soldadura debe ser asociado con un proceso de flujo.

La existencia de un cortante interfacial durante la soldadura se atribuye al efecto del calor generado por dicho cortante en la intercara. Este podría causar suficiente calor en las capas límites como para propiciar la unión y podría también estar relacionado con la formación de la onda. Considera Garcia-Jacomino *et al.* (2007), que las velocidades de deformación extremadamente altas en la zona de la intercara pueden conducir a altas concentraciones de defectos puntuales y dislocaciones. La recuperación y recristalización indican que se ha producido un reacondicionamiento de átomos y dislocaciones durante e inmediatamente después de la soldadura y no es irracional suponer que se puede producir difusión interfacial en la soldadura de materiales disimilares.

Crossland (1982) plantea que la soldadura por explosivos es un proceso considerado de gran aplicación, uno de los primeros reconocimientos está establecido en el año 1960, donde DuPont en Estados Unidos, se acredita la patente No. 3, 140, 539, denominada “Proceso por unir Metales por los medios explosivos. Desde entonces, el proceso ha sido continuamente refinado y aplicado al incremento de numerosas aplicaciones en muchas industrias. También precisa la existencia de otras patentes americanas como la 228.107 específicamente, “Uso de explosivo en la unión de metal por fusión”.

1.8. Simulación de piezas embutidas por explosión

La complejidad físico-mecánica de la operación de embutido demanda el uso de las técnicas para su optimización. Una posible vía para resolver los problemas que en ella se presentan parte de la representación multiobjetiva, multicriterial y de la toma de decisiones, sobre las variables que intervienen en el proceso de embutido y su relación con el método de elementos finitos y las técnicas de Inteligencia Artificial. Esto es:

- a) La utilización de los métodos de elementos finitos (MEF) en el análisis paramétrico del proceso (Tisza, 2005; Aljibori y Hamouda, 2009).
- b) Planeación del proceso mediante técnicas de Inteligencia Artificial (IA), Redes Neuronales Artificiales (RNA), Algoritmos Genéticos (AG), Sistema Experto (SE), Lógica Difusa (LD),

Recocido Simulado (RS) y otras técnicas (por ejemplo, combinación de las anteriores) (Bozdemir y Golcu, 2008).

Darendeliler y Kaftanoglu (1991), desarrollan un método de elementos finitos para obtener la información elástico-plástica de los materiales laminares en presencia de grandes deformaciones y grandes desplazamientos. Se basa en la formulación del tipo de Lagrangiano y la teoría de membrana. Para ello suponen que la chapa es isotrópica e insensible a la velocidad, lo que obedece a la teoría del flujo. Incorporan las características de endurecimiento del material y la fricción de Coulomb entre la chapa y las herramientas de conformación. Usando este método para modelar la embutición con las condiciones de frontera apropiadas, comparan las soluciones numéricas con los resultados experimentales, llegando a determinar que la pequeña variación entre estos resultados se debe a las variaciones de condiciones de fricción entre el punzón y la chapa y entre la chapa y la matriz.

Flores (2000), expone aspectos algorítmicos para el tratamiento del problema de contacto friccional entre las herramientas y la chapa en la simulación de procesos de embutición de láminas para una búsqueda efectiva y computacionalmente económica de los puntos de contacto. Para ello aplica un esquema explícito de integración que trata las superficies de las herramientas definidas a través de triangulaciones para el tratamiento de mallas.

Bernal *et al.* (2013), explican los elementos a considerar en el diseño óptimo multicriterial de los procesos de embutido de chapas y las posibilidades que ofrece esta compleja tarea para el empleo de técnicas de simulación por elementos finitos y de inteligencia artificial. Los resultados demuestran los riesgos y ventajas del empleo de estas modernas herramientas de optimización para un proceso de embutido de chapas. Los autores proponen el sistema de variables a emplear para el análisis multiobjetivo y multicriterial para el empleo de las técnicas de optimización en las operaciones de embutido de chapas, en la misma se consideran elementos propios del diseño del producto (pieza), del desarrollo de la tecnología de elaboración por embutido y los parámetros a optimizar.

Balden y Nurick (2005), determinaron a través de la simulación el comportamiento dinámico de planchas de acero bajo carga de explosión. Ellos modelaron la carga como una capa en la hoja e investigaron el comportamiento del fallo en las planchas. Neuberger *et al.* (2007) determinaron el comportamiento dinámico de planchas de acero blindadas de bajo espesor con

cargas esféricas de TNT, emplearon mallado de elementos sólidos y el material fue considerado como elástico-viscoplastico por el modelo de Johnson-Cook. McShane *et al.* (2008) investigó la deformación de dos capas en platos redondos bajo el choque de la ola. Los platos eran de cobre y capas del polietileno. Ellos estudiaron el comportamiento de la deformación dinámica bajo condiciones cuasi-estática.

Narooei y Karimi (2009) realizaron estudio sobre la formabilidad en planchas de aluminio y de acero, consideraron el tensionamiento que se forma en el proceso y determinaron la tensión por el método de los elementos finitos. Setoodeh *et al.* (2009) simularon el proceso en platos de acero blindados bajo carga de explosión, para ello emplearon como cargas explosivas el C4 y el TNT. Neuberger *et al.* (2009) experimentalmente y numéricamente investigaron la parte del recorrido de atrás de platos redondos de acero de armadura sujeto a carga de explosión al aire ellos concluyeron que en los resultados de las simulaciones obtuvieron un 30 % de diferencia con respecto a los resultados experimentales.

Sprangers *et al.* (2013) estudiaron la respuesta dinámica en platos aluminios bajo carga de explosión. Para aumentar la exactitud de las simulaciones, usó el método de LBE. Longere *et al.* (2013) estudiaron el comportamiento a la fractura de una estructura de una nave, investigó bajo carga de aire-explosión cerca de campo y simuló la respuesta estructural con el software ABAQUS. Tavakoli y Kiakojouri (2014) investigaron el comportamiento dinámico de acero endurecido bajo las olas de la explosión en ABAQUS/Explicit, la carga de la explosión fue considerada como un pulso triangular, los efectos de geometría, densidad de la malla y la proporción de la tensión. Ellos presentaron dos modelos perfeccionados por reducir la desviación.

Sitnikova *et al.* (2014) modelaron el fallo en fibra lámina de perforación en metal expuesto a alta carga de explosión impulsiva con el software de ABAQUS. Se aplicó la carga de la explosión a las estructuras como pulsos exponenciales y rectangulares. Jha y Kumar (2014) simulado la ola de la explosión en el software de ANSYS/AUTODYN y la presión incidente en el aire se comparó con los resultados de la ecuación Kinney-Graham. Los resultados mostraron 20 por ciento de inexactitud con respecto a los resultados de la presión incidente en el aire. Micallef *et al.* (2016) usó el ABAQUS/Explicit para el estudio numérico de la respuesta plástica dinámica de membranas de acero sujetado a la carga de la explosión localizada. Ellos consideraron la función de carga como un pulso rectangular.

1.9. Conclusiones del capítulo 1

- ✓ En las literaturas se pudo contactar que la soldadura por explosión, como proceso de soldadura en estado sólido, ha sido empleado con éxito para la unión de planchas de grandes dimensiones, fundamentalmente de materiales que no pueden ser unidos por los métodos convencionales.
- ✓ Se pudo determinar que dentro de los procesos de deformación plástica, el proceso de conformación de las planchas por embutido, requiere de máquinas y herramientas que lo convierten en un procedimiento costoso, fundamentalmente por el empleo del herramental.
- ✓ La conformación por explosión de chapas embutidas es una alternativa viable para la obtención de piezas producidas por deformación plástica, donde la conformación y la soldadura de materiales disímiles bajo el agua, provoca menos afectaciones al medio ambiente y se logra la unión a nivel interatómico.

CAPÍTULO 2

MATERIALES Y MÉTODOS

CAPÍTULO. 2 MATERIALES Y MÉTODOS

2.1. Introducción

En los últimos años, debido a la demanda de las modernas industrias de productos multifuncionales, el revestimiento de láminas de metal ha sido cada vez más utilizado en diversos campos como el automotriz, aeroespacial y la industria eléctrica, debido a sus excelentes propiedades mecánicas y funcionales. Además, en virtud de la buena resistencia a la corrosión. El enlace metálico entre dos materiales con diferentes características físicas y mecánicas se puede realizar mediante la fusión o por soldadura en estado sólido. En la soldadura en estado sólido, la unión se lleva a cabo por enlace atómico entre los átomos en la superficie y puede ser hecho a través de varios procesos como la explosión.

El segundo capítulo tiene como objetivo establecer el procedimiento metodológico del proceso de deformación plástica en la conformación de un casquete esférico entre el acero inoxidable AISI 304 y el acero al carbono AISI 1010 mediante la soldadura por explosión.

2.2. Composición química estándar de las aleaciones

En la tabla 2.1 y 2.2 se muestra la composición química estándar del acero al carbono AISI 1010 y del acero inoxidable AISI 304 según 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 del acero AISI 1010, en %

Material	C	Mn	P	S	Fe
AISI 1005	0,02 – 0,05	0,30 – 0,60	0,040	0,050	Resto

El microconstituyente de la microestructura del acero AISI 1010 es la ferrita, la cual ser sometida a proceso de compresión, por las características propias de la misma, de poseer buena ductibilidad, provoca que el efecto de la fuerza aplicada conlleve a una deformación inicial, deformándose con facilidad, con el incremento de la fuerza, aumenta la densidad de las dislocaciones y de hecho, la deformación plástica con un mayor endurecimiento.

El carbono es el elemento fundamental en el acero, ejerce una gran influencia sobre las propiedades físicas y mecánicas del mismo. Eleva su resistencia, dureza y templabilidad. El aumento del carbono en el acero para el conformado por explosión eleva de forma creciente su resistencia al desgaste.

Tabla 2.2. Composición química del acero AISI 304, en %

Material	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo
AISI 304	0,08	1,00	1,00 - 2,00	0,045	0,030	16 - 18	10 - 14	2 - 3

La presencia de elementos estabilizadores como el níquel, el manganeso, el carbono y el nitrógeno son necesarios en el caso de los aceros inoxidable austeníticos para bajar suficientemente la temperatura del intervalo gamma y evitar la transformación alotrópica $\alpha \rightarrow \gamma$. Se añade cromo y níquel para mejorar las características mecánicas y la resistencia a la oxidación.

En cuanto al proceso de conformado en frío, los aceros inoxidable requieren mayores cargas para el conformado que los aceros al carbono. Hay varios aspectos que diferencian el comportamiento tenso deformacional del acero inoxidable frente al acero al carbono. El aspecto más importante se refiere a la forma de la curva tensión-deformación. Mientras que el acero al carbono presenta un comportamiento elástico lineal hasta su límite elástico y una zona plana antes del endurecimiento por deformación, el acero inoxidable presenta una curva tensión deformación no lineal y carece de un límite elástico bien definido.

2.3. Caracterización del casquete esférico

Un casquete esférico es la región que se encuentra en la parte superior de una esfera en un plano dado. Si el plano pase por el centro de la esfera se denomina hemisferio y se corta un segundo plano se llama un segmento esférico. Harris y Stocker (1998) emplean el término de segmento esférico como un sinónimo para definir el casquete esférico y lo dividen en zonas para un segmento esférico. En la figura 2.1 se muestra un casquete esférico.

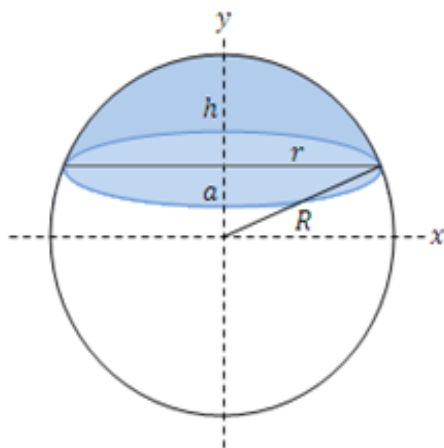


Figura 2.1. Casquete esférico.

Cuando la esfera tiene un radio R , entonces el volumen del casquete esférico de altura h y radio de la base a se determina por la ecuación siguiente (Harris y Stocker, 1998).

$$V_{casq} = \frac{\pi \cdot h}{6} (3r^2 + h^2) = \frac{\pi \cdot h^2}{3} (3R - h) \quad (2.1)$$

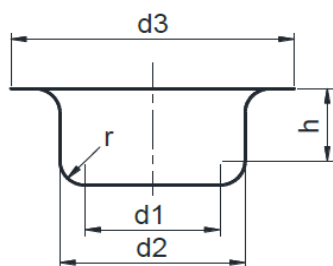
Harris y Stocker (1998) proponen determinar los valores de R , r y h por las ecuaciones siguientes:

$$R = \frac{r^2 + h^2}{2h} = \sqrt{r^2 + a^2} = \frac{a}{\cos \vartheta} = \frac{h}{1 - \cos \vartheta} \quad (2.2)$$

$$r = \sqrt{2Rh - h^2} \quad (2.3)$$

$$a = \pm \sqrt{R^2 - r^2} = R \cos \vartheta \quad (2.4)$$

El cálculo del desarrollo de la chapa para la conformación del casquete es un procedimiento que permite determinar las dimensiones de los discos desarrollados, empleando la menor cantidad de material. Este cálculo se aplica a los cuerpos huecos que tienen forma geométrica regular de líneas rectas o con sección circular según Rossi (1979). En la figura 2.2 se muestra la forma del casquete a embutir y las dimensiones del mismo.



$$d_1 = 170 \text{ mm}$$

$$d_2 = 240 \text{ mm}$$

$$d_3 = 292 \text{ mm}$$

$$h = 50 \text{ mm}$$

$$r = 20 \text{ mm}$$

Figura 2.2. Forma del casquete a embutir.

El diámetro del disco desarrollado para el casquete representado en la figura 2.2 se obtiene aplicando la ecuación siguiente (Rossi, 1979).

$$D = \sqrt{d_3^2 + 4d_2(0,57r + h)} - 0,56r^2 \quad (2.5)$$

Siendo:

D - diámetro del disco desarrollado; mm

Las dimensiones d_1 , d_2 , d_3 , r y h , todas en mm.

Refiere Rossi (1979) que, es complicado determinar con exactitud la profundidad máxima que se puede alcanzar con una sola operación de embutido; las dificultades surgen al tener que establecer, la relación exacta entre el diámetro y la profundidad del recipiente a obtener, sin embargo, se puede llegar a conseguir de un modo aproximado.

2.4. Plan experimental para el proceso de soldadura por explosión

Teniendo en cuenta las características que tiene el proceso de conformación por explosión donde las planchas a unir tienen forma cilíndrica para conformar un recipiente esférico, se consideró para realizar la unión como una configuración paralela. En la figura 2.3 se muestra el procedimiento de ejecución.

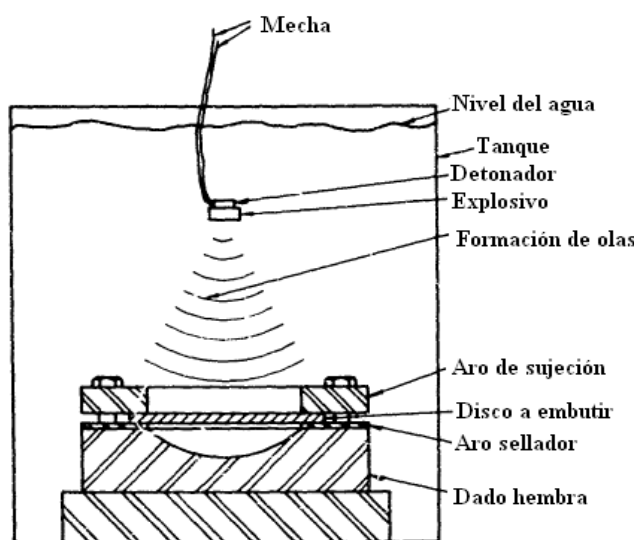


Figura 2.3. Procedimiento de ejecución para la conformación del casquete por explosión.

En el procedimiento de ejecución mostrado en la figura y para la realización del embutido se colocó el disco a embutir entre el aro de sujeción y el dado hembra el cual se fabricó en correspondencia con las dimensiones del casquete a conformar. La fuerza ejercida por la explosión y el agua generó la unión del acero al carbono AISI 1010 y del acero inoxidable AISI 304, así como la deformación plástica por el flujo de material.

Como durante el proceso de embutido puede estar presente el fallo de la pieza por el defecto de arrugamiento, en el diseño de los elementos se consideró que se disminuya la probabilidad del mismo para que no repercutiera en gastos económicos correctivos durante el proceso de fabricación.

Para el proceso de conformado de la chapa y teniendo en cuenta la presión que se genera durante el proceso de explosión, se hace necesario la sujeción de las chapas como se describe en la figura 2.3. Durante el proceso de embutido, el material fluye por el agujero de la matriz (dado hembra) y por tanto se consigue la forma deseada. En la figura 2.4 se muestra la matriz para la conformación del casquete esférico.

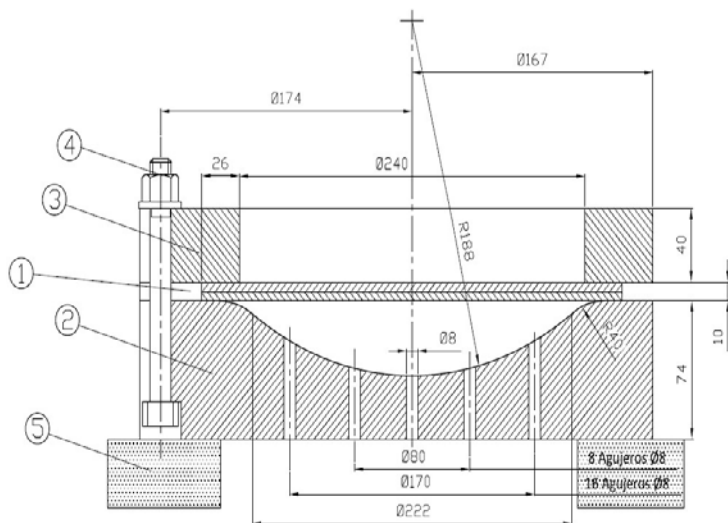


Figura 2.4. Dispositivo empleado para el embutido por explosión.

1. Disco a embutir;
2. Dado hembra;
3. Aro de sujeción agujerado;
4. Tornillos de sujeción;
5. Plato base.

El material empleado para la fabricación del dado (matriz) fue el acero AISI 4340 tratado térmicamente con una dureza de 65 HRC. Este es un acero grado maquinaria al cromo-níquel-molibdeno de la más alta tenacidad por su alto contenido de níquel, tratado (bonificado), empleado para piezas y partes de maquinaria de las más severas exigencias para uso general. Para eliminar la formación de descarga del aire bajo el disco a embutir durante el proceso de explosión, se realizaron agujeros en el cuerpo del dado, así como redondeos en las esquinas.

En el instante que se realiza la explosión, el material de la brida (lámina que queda fuera del dado), debe superar la fricción que existe entre el sujetador y el dado que la aprisionan para comenzar a moverse hacia la abertura del propio dado. Existe un momento en que la fricción estática domina el proceso, sin embargo, en el instante en que el metal comienza a desplazarse la fricción dinámica es la única presente. Para que el proceso se realizara con éxito se aplicaron fuerzas de sujeción asociadas con la fricción entre las interfases del sujetador-lámina y de la lámina-dado, el lubricante empleado para la disminución de las fricciones, fue el agua.

En la figura 2.5 se muestra el casquete esférico conformado con las dimensiones.

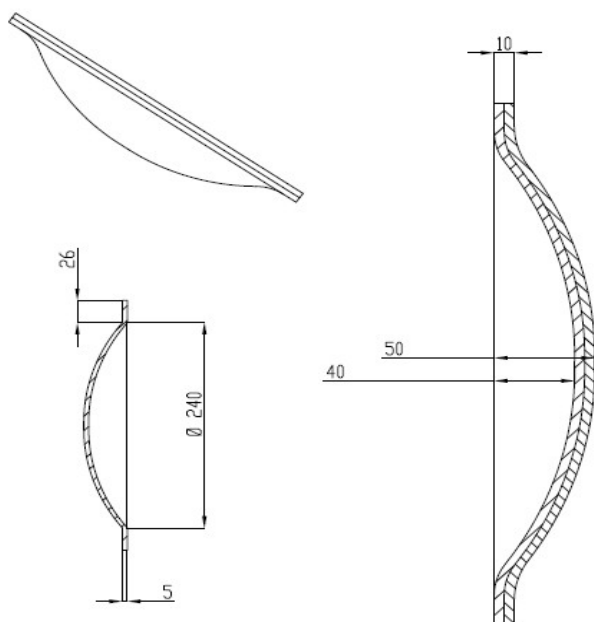


Figura 2.5. Forma y dimensiones del casquete esférico.

Los análisis de formabilidad de la chapa y de la recuperación elástica en el material de la pieza, la determinación de otras importantes informaciones tales como la distribución de la deformación del espesor, distribución de tensiones, número de pasos, son factores importantes que influyen sobre el ciclo completo del proceso de conformado por embutición.

2.4.1. Material explosivo empleado

Para la realización del trabajo investigativo de la tesis se utilizó como sustancia explosiva industrial el TECTRON 100, emulsión encartuchada en mangas de polietileno de diferentes diámetros, única sustancia explosiva que se comercializa en la actualidad en Cuba, el cual cumple con todos los requerimientos exigidos para la realización de la soldadura por explosivos de las aleaciones objeto de estudio. Los parámetros de detonación del TECTRON 100 se relacionan a continuación (Ulaex, 2000):

Densidad (ρ) 1,15 g/cm³ (1 150 kg/m³),

Energía específica (E_e) 740 kcal/kg (3 098 232 Nm/kg),

Velocidad de detonación (V_d), se establece en función del diámetro de la carga.

Presión de detonación (P_d), se establece en función del diámetro de la carga.

Aunque la presión de detonación también puede obtenerse utilizando el gráfico correspondiente para el caso de la carga cilíndrica, se prefiere realizar el cálculo de esta presión teniendo como información primaria la velocidad de detonación de la sustancia explosiva y su densidad. Con estas condiciones se establecerá la presión de detonación cualquiera sea la configuración de la carga explosiva a emplear, solamente si se conoce la densidad de la sustancia explosiva y su velocidad de detonación.

2.4.2. Parámetros en el proceso de soldadura por explosión

El conformado por explosivo de materiales es un proceso para un lote de serie pequeña de partes complejas de piezas difíciles de conformar. A diferencia del conformado convencional, en la soldadura por explosión, solamente se requiere de un dado (estampa o matriz), donde por la presión de la detonación y del agua, se obtiene la forma deseada.

Para el proceso de soldadura por explosión, este puede ser dividido en tres etapas básicas, la detonación de la carga explosiva, la deformación y aceleración de la plancha volante y la colisión entre ambas planchas, los parámetros que se consideran en el proceso de soldadura por explosivos tenemos:

V_p - velocidad de impacto.

β - ángulo de colisión.

V_c - velocidad del punto de colisión.

E_k - energía cinética del explosivo.

T - temperatura de separación, K

Velocidad de impacto (V_p): variable cuantitativa que define la velocidad del punto de colisión paralela a la placa base. Para la soldadura explosiva, controlada por la velocidad de detonación y la velocidad delantera de la capa del explosivo, depende del tipo de explosivo usado. Para nuestro proceso la velocidad de la colisión está en el orden de 1 500 a 3 000 m/s La velocidad de colisión debe permanecer más baja que la velocidad del sonido de la placa volante (Ben-Artzy, 2010).

Ángulo de colisión (β): variable cuantitativa, es el ángulo formado por la placa base y la placa volante para formar el impacto o colisión, en la soldadura por explosivos se encuentra normalmente entre 0 y 30° (Broeckhove, 2010). El ángulo seleccionado $\beta = 15^\circ$.

Separación o distancia entre placas: variable cuantitativa, que define la distancia o separación entre la placa base y la placa volante, generalmente se considera el espesor de la placa volante y está entre 0,5 y 3 veces el espesor (Durgutlu, 2008).

La velocidad de la placa volante (V_f): variable cuantitativa, existe una correlación proporcional entre el ángulo de impacto y la velocidad de la placa volante, está entre 250 a 500 m/s, se seleccionó 300 m/s, de acuerdo con Mousavi y Sartangi (2009)

2.4.3. Modelo para la soldadura por explosión

La posibilidad de la soldadura por explosión (welding window (WW)) incluye recta y regiones curvadas. las relaciones entre las condiciones iniciales, los ángulos α y β y las características del explosivo, se deben establecer. El WW queda dentro de los límites de siete parámetros. Los parámetros α , β , V_d , V_p , V_f , V_c y las propiedades del material determinan la posibilidad de la soldadura (WW). En la figura 2.6 se muestra el modelo empleado para el proceso de soldadura por explosión.

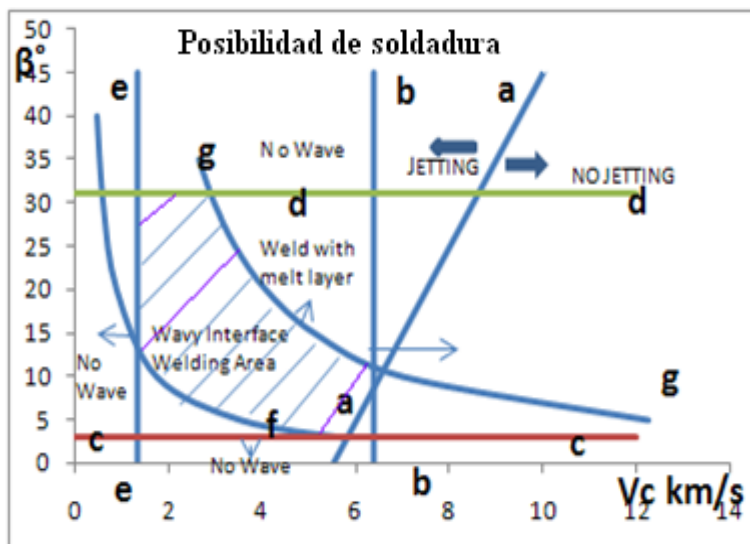


Figura 2.6. Modelo para el proceso de soldadura por explosión.

La condición más importante por soldar es la formación del chorro de reacción. Esto debe ocurrir en el punto de contacto para obtener una soldadura exitosa. Teóricamente, el chorro ocurre si la V_c es independiente del sonido. Sin embargo, en la práctica es necesario un ángulo mínimo para satisfacer los requisitos de la presión. Cuando el chorro ocurre a la izquierda de la línea a-a en la figura 2.6, representa el ángulo crítico β_c necesario para formar el mismo. Para el proceso de

embutido y soldadura se consideró una velocidad de 2 800 m/s, recomendada por Abrahamson (1961) y Deribas (1972). Proponen además determinar la velocidad de impacto como:

$$V_p = 2V_d \sin \frac{\beta}{2} \quad (2.6)$$

Donde:

V_p - velocidad de impacto, m/s

V_d - velocidad de detonación; m/s

β - ángulo de colisión, grado

La línea b-b de la figura 2.6 describe el límite superior de la velocidad de colisión que predice en 1,2 a 1,5 veces la velocidad de sonido y también los límites los otros parámetros de WW.

El límite bajo y superior de β están definidos por las líneas c-c y d-d. Los límites del ángulo dinámico β fueron obtenidos experimentalmente por Bahrani y Crosslan (1966). Ellos sugirieron que los límites bajo están entre 2 y 3° y el límite superior de 31° para β en la geometría paralela.

Simonov (1991) propone determinar el límite más bajo de la V_c (línea e-e) para el proceso de unión por la ecuación siguiente:

$$V_c = \frac{V_p}{2 \sin \frac{\beta}{2}} \quad (2.7)$$

Cowan *et al.* (1971) definió el límite más bajo de V_c según la hipótesis de los fluidos como:

$$Re = \frac{(\rho_F + \rho_B)V_c^2}{2(H_F + H_B)} \quad (2.8)$$

Donde:

Re - es el número de Reynolds

H - es la dureza Vickers, N/m²

ρ_F y ρ_B - representan la densidad de la placa volante y el plato base, kg/m³

El límite más bajo de la V_c que puede determinarse en el límite de la transición que ocurre es con $Re = 10,6$.

El límite más bajo para la presión de impacto crítica V_p es la línea f-f. La ecuación 2.9 permite calcular el ángulo dinámico β en la soldadura.

$$\beta = 1,14 \left(\frac{HV}{\rho \cdot V_c^2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.9)$$

Wittman (1973) expone que el límite superior de la V_p [línea g-g] para la soldadura puede calcularse como:

$$\text{Sen} \frac{\beta}{2} = \frac{K_3}{V_c^{1,25} \cdot t^{0,25}} \quad (2.10)$$

$$K_3 = \frac{Cf}{2}; Cf = \sqrt{\frac{K}{\rho}}; K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (2.11)$$

Donde:

t - espesor del plato volante, mm

E - módulo de Youngs, MPa

ν - coeficiente de Poisson del material de la placa volante

El área II está limitada a la izquierda por la línea recta $V_{c,cr}$, que es la velocidad en donde una costura ondulada se orienta recta. Wittman (1973) propuso la ecuación siguiente para calcular esta velocidad:

$$V_{c,cr} = \left[\frac{2 \text{Re}(HV_1 + HV^2)}{\rho_1 + \rho_2} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2.12)$$

El tercer límite es el logro de una velocidad de impacto (VP) donde por la presión de impacto el punto de la colisión excede la tensión del rendimiento de los materiales para promover la deformación plástica. El más bajo límite de la posibilidad de soldadura (WW) es una consecuencia de esta condición.

La temperatura de explosión es un valor teórico calculado a volumen y presión constantes donde los altos valores de temperatura favorecen los fines de la explosión porque contribuyen a dilatar los gases. Por la ecuación de Boltzmann's se determinó la velocidad de colisión y luego la temperatura de separación de las placas (Hirsch, 1996).

$$V_c = \sqrt{\frac{3kT}{\mu}} \quad (2.13)$$

$$T = \frac{V_c^2 \cdot \mu}{3 \cdot k} \quad (2.14)$$

Donde:

k - constante universal de los gases; 8,31 J/mol·K

μ - masa molar del aire; 0,029 J/mol

Se ha demostrado experimentalmente el desarrollo de las presiones máximas que se han desarrollado detonando un explosivo bajo la disminución de agua de una manera regular con la velocidad de la detonación y con la distancia. La relación, para las cargas en el punto, puede expresarse por la ecuación siguiente, según el criterio de Roth (1961).

$$PD = \sqrt{6,9 \cdot Vd} \cdot \left(\frac{W^{\frac{1}{3}}}{R} \right)^{1,13} \cdot 10^2 \quad (2.15)$$

Donde

P - presión máxima; MPa

Vd - velocidad de detonación, m/s

W - peso del explosivo, g

R - distancia del alejamiento, mm.

El valor de 6,9 es un promedio de los factores determinado para una variedad de explosivo con velocidades de detonación que van desde 2 000 a 7 400 m/s

La velocidad de colisión y la velocidad de la plancha volante deben ser menores que la velocidad del sonido en cada uno de los componentes a soldar, la velocidad de impacto se calcula según Tabbataee (2014) y Almira (2015) como:

$$V_p = 1,2 \cdot Vd \left[\frac{\left(I + \frac{32}{27R} \right)^{\frac{1}{2}} - I}{\left(I + \frac{32}{27R} \right)^{\frac{1}{2}} + I} \right] \quad (2.16)$$

Donde:

V_p - velocidad de impacto, m/s

Vd - velocidad de detonación, m/s

R - radio de la carga, m

La energía cinética, es la energía que surge en el fenómeno del movimiento. Está definida como el trabajo necesario para acelerar un cuerpo de una masa dada desde su posición de equilibrio

hasta una velocidad dada. Una vez conseguida esta energía durante la aceleración, el cuerpo mantiene su energía cinética sin importar el cambio de la rapidez. Un trabajo negativo de la misma magnitud podría requerirse para que el cuerpo regrese a su estado de equilibrio, se determina según Petushkov (2000) como:

$$E_{ktotal} = \frac{1}{2} m_1 \cdot V_1^2 + \frac{1}{2} m_2 \cdot V_2^2 \quad (2.17)$$

Donde:

E_{ktotal} - energía cinética total, J

m_1 y m_2 - masas de las placas (fija y volante), kg

V_1 y V_2 - velocidad de las placas, m/s

La velocidad de la placa base es una relación de 0,6 de la placa volante ≈ 180 m/s

2.5. Preparación metalográfica de las muestras

Numerosos requerimientos son utilizados como información concerniente a la preparación mecánica de varios materiales, mediante el estudio microscópico. El propósito de la preparación de muestras metalográficas es producir una superficie pulida que represente una microestructura específica que pueda ser observada a través del microscopio. Para la preparación metalográfica de las muestras se realizó un conjunto de operaciones, las cuales se establecen según la norma NC 10 - 56:86 y ASTM E 3 - 95.

1. Selección de la muestra.
2. Montaje y preparación de la muestra.
3. Ataque de la muestra.
4. Análisis microscópico.
5. Obtención de microfotografías.

Las muestras fueron cortadas en una fresadora vertical del tipo 6 M 12 L con parámetros de corte de número de revolución de 40 r/min y con avance de 25 mm/diente. Las dimensiones de las muestras fueron de 15 x 15. Durante el corte se empleó abundante refrigeración con el objetivo de no alterar la estructura metalográfica con el calentamiento por efecto de la fricción. En la figura 2.7 se muestra el área de la sección del casquete de donde se seleccionaron las muestras.



Figura 2.7. Área de la sección del casquete donde se realizó el corte.

La selección de las muestras en esta área obedece a que, en primer lugar, existe una primera zona, que aunque exista una deformación plástica, la distribución en el tamaño del grano, debe diferir de la segunda zona, debido a que en esta última, por el efecto de la conformación, debe haberse generado otro tamaño de granos.

El desbaste se realizó en una debastadora de cinta rotativa sobre papeles abrasivos de diferentes grados de las series: 280, 320, 400, 500 y 600, colocados sobre discos giratorios. Se giró al pasar de un abrasivo a otro para ir borrando por completo las huellas del abrasivo anterior, luego se lavaron las probetas con agua abundante. Las características de la máquina son las siguientes:

Tensión (V):	250
Corriente (Amp)	2,5
Número de revoluciones (r/min)	300 – 1 000
Potencia del motor (kW)	3,7

En el pulido se empleó lija No 600 y 800, se realizó para eliminar las rayas finas producidas en la última operación de desbaste hasta que se consiguió una superficie sin rayas y con pulimento espejo. Se pulió con el apoyo de la cara desbastada de la probeta sobre un paño embebido con una suspensión acuosa de óxido de cromo el cual se aplicó sobre el disco de la pulidora, el paño utilizado fue de fieltro, luego del pulido se lavaron las probetas con alcohol y secada finalmente con aire seco y caliente.

En el ataque se emplearon como reactivos químicos el nital al 2 % y una parte de ácido nítrico y tres partes de ácido fluorhídrico en un tiempo de 15 segundos, para el acero al carbono, en el acero inoxidable se empleó el reactivo químico ácido hidroclicóric, se tomaron las probetas con la pinza

y se sumergieron con la cara pulida hacia abajo en el reactivo contenido en el cristalizador. Se extrajeron, se lavó con alcohol y se secó con aire seco y caliente.

2.5.1. Observación microscópica y comportamiento microestructural

Para la observación de las probetas se empleó un microscopio óptico binocular marca NOVEL modelo NIM - 100 (figura 2.8), ubicado en el laboratorio de Ciencia de los Materiales del ISMM de Moa, está dotado de una cámara instalada mediante el hardware IMI.VIDEOCAPTURE.exe que refleja la fotografía en el computador. Para colocar las probetas en el microscopio se montaron en un dispositivo con plastilina que permitió la nivelación adecuada las mismas.



Figura 2.8. Microscopio óptico NOVEL modelo NIM - 100.

Se realizó el análisis microestructural de una muestra patrón de cada una de las aleaciones. La figura 2.9 es la microestructura del acero al carbono AISI 1010 y la figura 2.10 AISI 304.

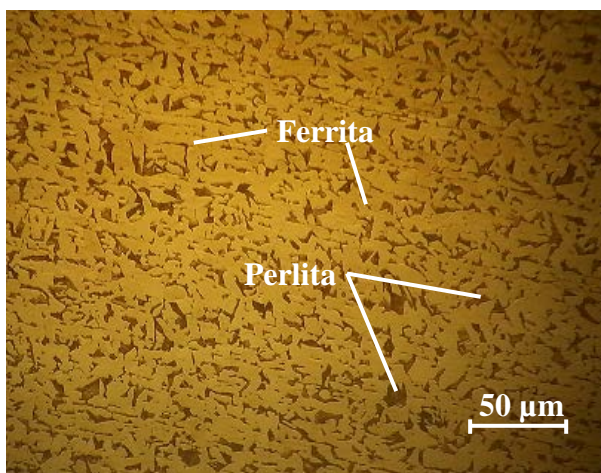


Figura 2.9. Microestructura del acero 1010.

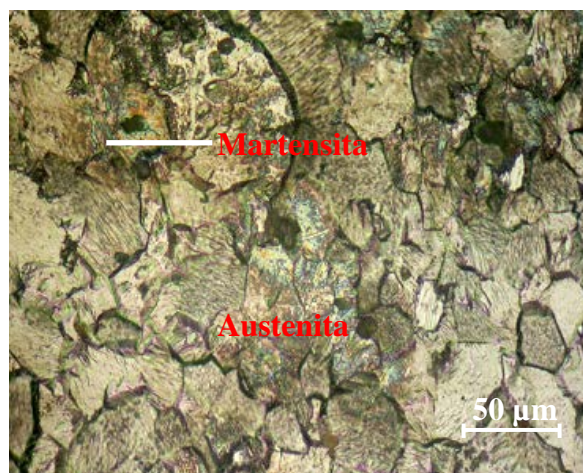


Figura 2.10. Microestructura del AISI 304.

Se seleccionó la zona del metal base lo más alejado de donde pudiera tener influencia el proceso de deformación plástica durante la conformación por explosión del casquete esférico, el objetivo

de este análisis fue obtener una muestra sin afectación en su estructura cristalina que nos permitiera determinar posibles cambios ocurridos tanto en la ZF como en la influencia térmica.

En la figura 2.9, al microscopio puede observarse gran proporción de ferrita (blanca) y una pequeña cantidad de perlita (negro), la distribución de los granos es en una matriz ferrítica, la microestructura de la figura 2.10, está compuesta por una estructura de matriz completamente austenítica, se observan granos austeníticos equiaxiales de diversos tamaños, así como la presencia de la fase martensítica, la cual hace magnético este tipo de acero inoxidable.

2.5.2. Ensayo de dureza aplicado a las muestras

En el ensayo se utilizó un microscopio modelo: TGG-2 del laboratorio de Ciencias de los Materiales del ISMM Moa. En la figura 2.11 se muestra dicho microscopio.



Figura 2.11. Microscopio utilizado para el ensayo de dureza Vickers.

Las superficies de las probetas se prepararon de igual forma que para el análisis microestructural (desbaste y pulido). El número de dureza HV se determinó por el tamaño de las huellas como se muestra en la figura 2.11.

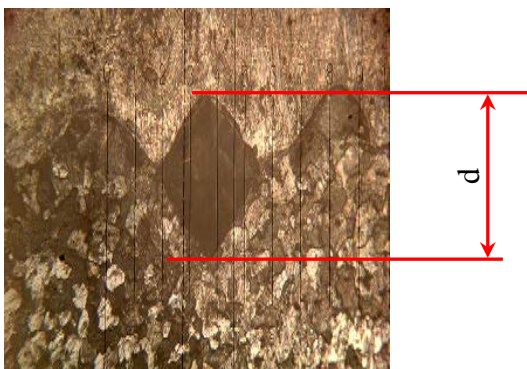


Figura 2.11. Huella de indentación para la medición de la dureza.

Para determinar la dureza (HV) de las probetas de análisis se realizó para una carga de 10 g, donde se midió los diámetros de la huella de la punta de diamante penetrada en un tiempo de 15 segundos, las medidas se tomaron para diferentes puntos de pruebas, seleccionados aleatoriamente en la superficie.

Para calcular la dureza (VH) se utilizó las ecuaciones siguientes:

$$VHN = 1,854 \cdot \frac{P}{d^2} \left[\frac{kgf}{cm^2} \right] \quad (2.18)$$

Donde:

VHN - número de dureza Vickers, MPa

1,854 - constante

P - peso; kg

$$\text{Diámetro medio} = \bar{d} \text{ (mm)} \quad \bar{d} = \frac{(d_1 + d_2)}{2} \quad (2.19)$$

$$\text{Dureza promedio: } \overline{VHN} = \frac{\sum VHN_1 + VHN_2}{2} \left[\frac{kg}{mm^2} \right] \quad (2.20)$$

Para determinar la influencia de los parámetros de explosión en la dureza se estableció un diseño de experimentos. En la tabla 2.3 se muestra la matriz de este diseño de experimentos.

Tabla 2.3. Matriz del diseño de experimentos

Aleación	Vc	PD	T	HV
AISI 1010	X	X	X	X
AISI 1010	X	X	X	X
AISI 1010	X	X	X	X
AISI 304	X	X	X	X
AISI 304	X	X	X	X
AISI 304	X	X	X	X

Se realizó tres mediciones de dureza de forma aleatoria en la superficie de las muestras, por lo que el total de experimentos fue de 12. La realización de ensayos y experimentos en la rama de los materiales requiere de la disponibilidad del equipamiento necesario en óptimo estado de explotación, con todas las garantías de confiabilidad que exigen los resultados, y un volumen suficiente de información acerca de las normas y procedimientos para el desarrollo de los mismos. Esto exige el empleo de laboratorios acreditados con sus equipos verificados.

2.6. Método de los elementos finitos (MEF)

Un análisis de la soldadura mediante MEF requiere que el proceso se analice de forma no lineal, ya que el mismo depende del tiempo y de la variación de las propiedades del material con respecto a la temperatura. El carácter transitorio, requiere tener en cuenta curvas de tiempo que puedan caracterizar la traslación del foco de calor, a partir de los parámetros de soldadura y tipo de proceso empleado. Para modelar la conformación y soldadura del casquete se tuvo en cuenta los esfuerzos presentes en la chapa. La figura 2.12 muestra estos esfuerzos.

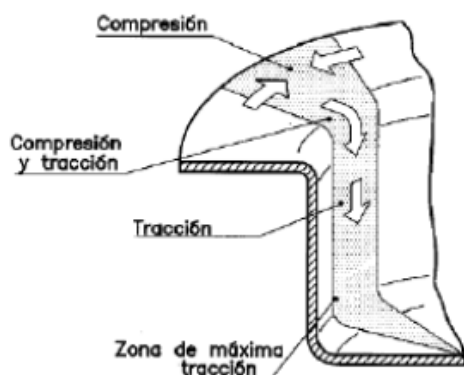


Figura 2.12. Esfuerzos presentes en la chapa durante el embutido y soldadura.

Para el modelado se definió primeramente los parámetros geométricos ya que un diseño geométrico correcto implica un adecuado modelo físico, lo cual nos permitió desde aquí para elegir la forma de los elementos, las densidades de mallas y a su vez introducir en el caso específico de la modelación de la soldadura, la carga térmica, asociada a las curvas de tiempo, aspecto esencial para lograr la traslación del foco térmico según sea la velocidad de soldadura. El proceso de simulación se realizó con la ayuda del software SOLIDWORD, el cual se encarga de analizar y comprobar los materiales utilizados en los especímenes de pruebas.

2.6.1. Mallado del modelo

En la figura 2.13a se muestra las dimensiones para el mallado de la soldadura disímil por explosión del acero AISI 1020 y del acero AISI 304 y en la 2.13b, el modelo mallado.

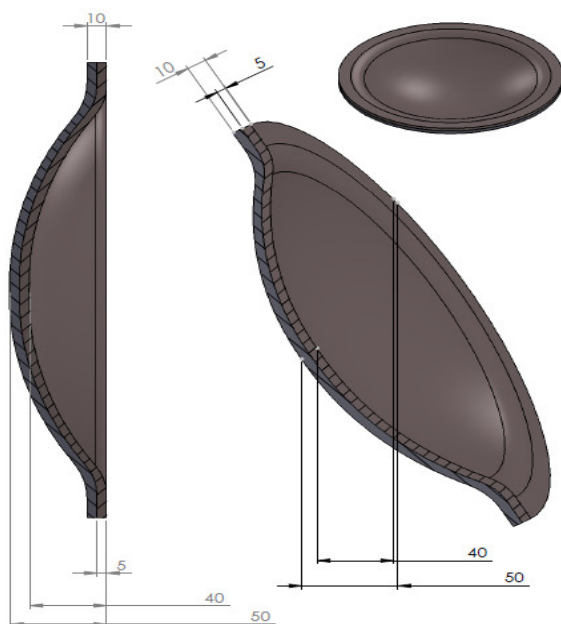


Figura 2.13a. Dimensiones para el mallado

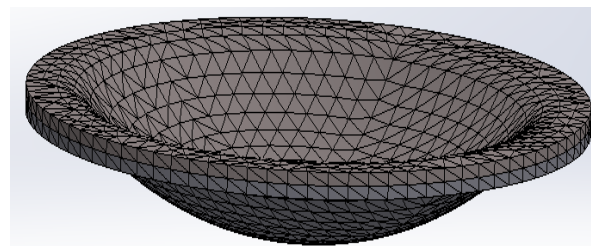


Figura 2.13b. Modelo mallado.

La resolución de cualquier problema ya sea mecánico o de cualquier otro tipo, mediante el método de los elementos finitos requiere definir previamente el mallado de elementos (i.e. discretizar el problema). El modelado mediante elementos finitos (FEM) involucra, además, la elección del tipo de elementos (i.e. las funciones de forma), del modelo constitutivo correspondiente a cada elemento y del tipo de algoritmo numérico (*solver*) que se utilizará para resolver el sistema de ecuaciones.

Se ha considerado que el elemento no está restringido al estudio de problemas elásticos lineales, sino con el propósito de abordar la no linealidad de forma geométrica debido al comportamiento del material luego de ser sometido a carga por explosivos. La elección del mallado y de la geometría de los elementos dependió de los factores: geometría del problema, minimización de errores, parámetros que se desean conocer. En el mallado, los nodos se encuentran en la frontera entre dos o más elementos contiguos y en el contorno del sólido. Se han definido las condiciones de contorno como parte fundamental de la definición del problema numérico.

2.6.2. Condiciones para determinar el desplazamiento del elemento




El método de elementos finitos para obtener la información elástico-plástica de los dos materiales en presencia de grandes deformaciones y grandes desplazamientos, se basó en la formulación del tipo Lagrangiano y la teoría de membrana. Para ello supuso que las chapas son isotrópicas e

insensibles a la velocidad, lo que obedece a la teoría del flujo, se incorporan las características de endurecimiento del material y la fricción de Coulomb entre las chapas y la carga explosivo. Con el uso de este método para modelar la embutición con las condiciones de frontera apropiadas, comparar las soluciones numéricas con los resultados experimentales, para determinar la variación entre estos resultados se debe considerar las condiciones de embutición por impacto y las chapas y entre la chapa y la matriz.

Los desplazamientos prescritos son en la dirección de Y, son estos los que van a permitir al elemento, se deforme en la dirección impuesta. En este caso lo que se hace es que por medio de los vínculos se obtengan reacciones y estos se traduzcan en acciones en el nodo.

Los elementos a deformar se consideran placas finas, cuyo grosor es pequeño comparado con las otras dimensiones. Una placa de este tipo, sometida a pequeños desplazamientos, puede analizarse tomando en cuenta que, con aproximaciones, las deformaciones varían linealmente a través de la placa, el esfuerzo normal (fuera del plano) y las deformaciones por cizallamiento son despreciables y la tensión normal fuera del plano y el esfuerzo de cizallamiento en la dirección x; y son pequeños comparados con la tensión normal en el plano y el esfuerzo cortante.

2.7. Conclusiones del capítulo 2

-  Se establece el procedimiento relacionado con el proceso de soldadura y deformación bajo el agua del casquete esférico, así como el modelo de posibilidad de soldadura según las líneas que definen la unión metalúrgica de las aleaciones a soldar.
-  Quedó establecido la metodología de cálculo para determinar el proceso de soldadura y conformación del casquete esférico, así como los materiales y equipos a emplear durante la experimentación.
-  En correspondencia con los parámetros geométricos del casquete esférico, se establecen las condiciones del mallado del mismo, según los esfuerzos que actúan durante la conformación por soldadura para determinar las tensiones durante el proceso.

CAPÍTULO 3

RESULTADOS EXPERIMENTALES Y SU

DISCUSIÓN

CAPÍTULO 3. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

3.1. Introducción

Dentro de los procesos de fabricación que actualmente son usados en la industria, el conformado por deformación plástica es uno de los más importantes dado su intensivo uso para la fabricación de multitud de productos. Consiste en la obtención de formas finales de configuración más o menos compleja a partir de geometrías poco elaboradas bajo la acción de fuerzas externas capaces de superar el límite elástico del material, sin embargo, el proceso de conformación por explosión en las condiciones actuales de Cuba se presenta como elemento novedoso. Se exponen los resultados derivados del trabajo experimental y a partir de los mismos, las expresiones matemáticas estadísticas que describen las regularidades del comportamiento deformacional del proceso de soldadura por explosivos.

El objetivo de este capítulo es establecer el procedimiento para el proceso de conformación y soldadura por explosión de las aleaciones AISI 304 y el acero AISI 1010, así como el análisis de las microestructuras obtenidas y del proceso de simulación por el MEF.

3.2. Análisis de la composición química de las aleaciones

El análisis químico del acero al carbono, como se observa en la tabla 3.1, se realizó empleando un espectrómetro de masa cuántico, ESPECTROLAB 230, con electrodo de carbón bajo arco sumergido en atmósfera de argón, ubicado en el laboratorio del taller de fundición de la empresa “Comandante Gustavo Machín Hoed de Beche”, Moa.

Tabla 3.1. Composición química del acero AISI 1010, en %

Material	C	Mn	P	S	Fe
AISI 1010	0,08	0,35	0,040	0,050	Resto

La composición química del acero AISI 304 empleado, como se observa en la tabla 3.2, se realizó empleando un espectrómetro de masa PMI MASTER PRO con electrodo de base tungsteno bajo arco sumergido en atmósfera de argón en el laboratorio de corrosión de la empresa “Comandante Pedro Sotto Alba”.

Tabla 3.2. Composición química del acero AISI 304, en %

Material	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo
AISI 316	0,08	1,00	2,00	0,045	0,030	18	12	2

Al comparar la composición química real obtenidas en las tablas anteriores con las especificaciones estándar de las aleaciones planteadas en el capítulo 2, podemos afirmar que los resultados obtenidos en los diferentes ensayos se corresponden de forma general en un 100 % con los de las normas, por lo que estamos en presencia de los aceros objetos de estudios.

3.3. Cálculos de los parámetros del casquete esférico

En la práctica los procesos de deformación plástica están limitados por el fallo de la chapa durante el mismo: el material conformado debe satisfacer los requisitos que les serán solicitados durante toda la vida de uso y cualquier evento que inutilice la pieza para la función que fue diseñada se considerará como fallo. Por la ecuación 2.1 se determinó que el volumen del material para conformar el casquete esférico, se consideró la ecuación 2.2 que contempla el radio de la esfera ($R = 120$), la 2.3 el radio del casquete ($r = 20$) y una base de radio ($a = 120$), el resultado del volumen es de $811,16 \text{ m}^3$.

Durante el proceso de conformación por embutido de piezas, Además de la fricción, se presenta un fenómeno asociado al instante en el que el material comienza a desplazarse por el claro. En la parte llamada de las pestañas (brida), que es una zona exterior a la forma, existe una compresión. Esta compresión aparece en el momento en el que el metal se estira hacia el centro ocasionando que el perímetro exterior se haga menor, como el volumen del material a embutir permanece constante el metal se comprime y se hace más grueso al reducirse el perímetro, reportado por Aarón *et al.* (2016).

En nuestro trabajo, para realizar el embutido y soldadura del AISI 304 y del AISI 1010, se empleó una matriz cerrada, que al tener paredes que restringen totalmente la deformación del material, el control del volumen del material se determinó de forma que se adaptara al volumen de la cavidad, teniendo en cuenta además que en este proceso no se generan rebabas.

El diámetro del disco desarrollado para el proceso de embutido por explosión fue de 436 mm. La determinación de las dimensiones del desarrollo se basa en la igualdad de los volúmenes de material de chapa inicial y el de la pieza embutida. La importancia de la determinación del desarrollo se basa en tres necesidades: economía de material, facilidad de embutición y reducción del número de útiles o herramientas, expuesto por Aarón *et al.* (2016) y Rossi (1979). Para el proceso de explosión, aparte de estas necesidades, se debe incluir la cantidad de explosivos utilizado.

Se puede plantear que la forma final en un proceso de embutido se traduce a los cambios que sufre la pieza desde el semiproducto hasta que se obtiene el producto final. Aquí se debe señalar que este cambio de forma está relacionado con la velocidad a la que se deforma el material y con los diferentes pasos de embutido que se establecen, en caso de que sea embutido profundo y además, se debe destacar la importancia que tiene el empleo del prensachapas para estos procesos ya que durante la embutición (deep drawing), el material fluye en el agujero de la matriz y por tanto se consiguen formas aún más complejas y profundas, según el criterio de Rivas *et al.* (2016).

3.4. Análisis de los parámetros del proceso de soldadura por explosión

A causa de la alta velocidad de impacto en los metales para comportarse temporalmente como los fluidos y soldarse, es un proceso que ocurre en un tiempo corto con una alta proporción de energía. En la conformación y soldadura del casquete y según la ecuación 2.6, el proceso requiere de una velocidad de impacto V_p es de 650 m/s.

Este resultado sugiere que la morfología de la interfase de la soldadura no sólo será afectada por la velocidad de impacto, sino también por la naturaleza de la sensibilidad agregada del explosivo. Esta velocidad de impacto y el ángulo dinámico determinan la presión y la unión en el punto de la colisión, según el criterio de Tavakoli y Kiakojouri (2014).

Para determinar la velocidad de colisión de límite bajo y superior del ángulo dinámico, definidos por las líneas c-c y d-d, según la posibilidad de soldabilidad se consideró la ecuación 2.7, donde esta velocidad es de 2 500 m/s. Esta velocidad crea un mecanismo de inestabilidad de flujo, donde se realiza la formación de las olas detrás de la zona de la colisión debido a una velocidad por la interfase que involucra el chorro de reacción.

De acuerdo con el valor obtenido de la velocidad de colisión para el proceso de soldadura, se logra la deformación de la placa volante y del plato base bajo la acción del choque de las olas bajo el agua. La placa volante es acelerada hasta el punto de colisión, que debido al choque de la presión se logra la soldadura y deformación del casquete esférico. La placa volante logra su máxima velocidad en el punto de colisión.

Una condición vital que debe ser considerada en la configuración paralela, al realizar soldadura bajo el agua, es la velocidad de colisión y el ángulo dinámico, la primera se estima

que sea aproximadamente de 3 000 a 3 500 m/s y el segundo mayor de 15°, que son los parámetros que garantiza la deformación del material. Como no todas las partes del material se están moviendo a la misma velocidad, entonces existe impacto crítico en la velocidad ya que ninguna reacción tiende a detener el movimiento de una parte el material, mientras otras partes intentan continuar a la velocidad inicial, reportado por Wei y Xiaojie (2012).

En correspondencia con la mecánica de los fluidos, el Reynolds determinado por la ecuación 2.8 es 65; caracterizado como un flujo laminar, ya que su movimiento es en capas que se deslizan suavemente unas con respecto a otras como una función de la velocidad del flujo del metal líquido, de la longitud característica de la cavidad por donde circula el flujo, de la densidad del fluido y la viscosidad del mismo.

Durante el proceso de soldadura por explosión, la formación de las ola explosiva, se forman por pasos a través de ambos materiales a soldar, el movimiento de las partículas del fluido se produce siguiendo trayectorias bastante regulares, separadas y perfectamente definidas dando la impresión de que se tratara de láminas o capas más o menos paralelas entre sí, las cuales se deslizan suavemente unas sobre otras, sin que exista mezcla macroscópica o intercambio transversal entre ellas, según Manikandan *et al.* (2011).

Esta ley establece la relación existente entre el esfuerzo cortante y la rapidez de deformación angular. La acción de la viscosidad puede amortiguar cualquier tendencia turbulenta que pueda ocurrir en el flujo laminar. En situaciones que involucren combinaciones de baja viscosidad, alta velocidad o grandes caudales, el flujo laminar no es estable, lo que hace que se transforme en flujo turbulento, reportado por Manikandan *et al.* (2011).

El ángulo dinámico para la soldadura calculado por la ecuación 2.9 es de 7° que va a ser el límite más bajo para la presión de impacto crítica en la línea f-f, a partir de este ángulo se define la posibilidad de soldadura, es importante ya que el mismo está en correspondencia con la geometría de la unión, se ha demostrado que los platos deben estar unidos a un ángulo que permite la formación del chorro de reacción. Para la posibilidad de soldadura, el ángulo dinámico, es dependiente de la velocidad de colisión, según plantea Wittman (1973).

El límite superior en la línea g-g para la velocidad de impacto V_p es de 2,9° según la ecuación 2.10 y 2.11 que tienen en cuenta las propiedades mecánicas de ambas aleaciones. La magnitud calculada y según el grafico, tiende a disminuir en la medida que se incrementa la velocidad de

colisión, ambos parámetros deben ser suficiente para mantener el metal con aspecto de fluido viscoso, el mecanismo está basado en que bajo la acción de grandes cargas de choque que impactan la pieza a alta velocidad y bajo cierto ángulo, provocan la unión metalúrgica de los materiales a unir, lo que fue planteado por Zuidema *et al.* (1987) y Xiaoyan y Yujiao (2001).

Para no formar la unión metalúrgica en la soldadura disímil del AISI 1010 y el AISI 304, debe existir una velocidad crítica, donde no se forme un fluido viscoso, esta velocidad crítica es de 866 m/s, según la ecuación 2.12; aquí no existe formación de ola, sino que la tendencia en la interfase es recta.

La velocidad de impacto crítica es importante porque limita la proporción de tensión máxima a qué existen exhibiciones inmóviles en los materiales sin existencia de alguna ductilidad y en el efecto, impone un límite en la formabilidad. Es decir, la proporción de la altura de la onda con respecto a la longitud de onda es determinada por la proporción relativa de densidad entre el material de recubrimiento y el material de base.

Por la ecuación 2.13 se determinó la velocidad de colisión, en función de la temperatura durante la colisión que de acuerdo a la ecuación 2.14 es de 7 270 K; al sustituir, esta velocidad es de 2 500 m/s. Esta velocidad es la condición para la formación del chorro de reacción en el punto de la colisión, esencial para la soldadura. Es la velocidad necesaria para realizar el barrido de las capas del óxido delante de la superficie de los metales y garantizar la limpieza de las caras y formar la unión metalúrgica entre los átomos de los materiales a una distancia interatómica y formar las olas de presión producidas por el explosivo.

La unión disímil del acero AISI 1010 y AISI 304 bajo carga por explosión y del agua se logra con una presión de detonación de 23 580 MPa, calculada por la ecuación 2.15. La presión y la velocidad involucradas en el proceso son dictadas por las propiedades y características de los polvos a ser compactados, ya que, durante la compactación dinámica, la onda de choque induce altas presiones que permiten la unión entre partículas y formación de compacto con altas densidades, sin inducir difusión de largo alcance o transformación de fase alguna. El efecto de frotación cortante, que se supone tiene lugar durante la compactación dinámica, produce una fuerte unión entre las partículas, reportado por Kulawiak (2004) y Karosich (2006).

La presión también causa la deformación plástica local de los metales a la interfase. La fuerza de unión es más fuerte que la fuerza del material del plato más débil y la calidad de la unión depende del orden cuidadoso en los parámetros como la superficie conectada a tierra, separación del plato y la velocidad de la detonación.

Sustituyendo los valores en la ecuación 2.16 se determinó la velocidad de impacto, según la velocidad de colisión, la misma es de 1 811 m/s. La magnitud de la longitud de onda como la altura de la onda forman la interfase de la unión después del recubrimiento explosivo incrementa proporcionalmente a la velocidad de colisión y el ángulo de colisión entre el material de recubrimiento y el material base y la forma de la ondulación.

La energía cinética para poner en movimiento ambas planchas y lograr la colisión entre ellas fue calculada por la ecuación 2.17, en este caso la masa de ambas placas es de 0, 52 kg y una velocidad de 500 y 180 m/s respectivamente, permite establecer que la energía cinética para lograr la unión de los materiales es de 31 824 J.

Este resultado establece la dinámica de vuelo para la energía cinética eficaz mínima de fragmentación, necesario para la realización del conjunto soldado con diferentes masas, debido a la influencia de ley arrastre del fragmento y a la zona del contacto de las planchas, lo que ha sido reportado por Gold (2007). El cálculo de la energía cinética está basado en las consideraciones de Gurney (1943) que considera que: toda la energía de los gases es liberada instantáneamente y uniformemente dentro de las planchas y esta energía sólo considera la energía cinética de los productos explosivos y el cuerpo sólido parte a ser propulsado durante la expansión de los gases en el proceso de unión.

En el caso en el que la densidad del material de recubrimiento y el material base son aproximadamente iguales, en cuanto al metal de recubrimiento, en que la porción de densidad de ambos es aproximadamente igual, como en nuestro caso que se tiene el acero AISI 1010 - AISI 304, la ondulación constituida en la interfase de la unión muestra una forma similar a la de una ondulación sinodal.

La velocidad de la detonación es dependiente del espesor de capa explosiva. La presión de detonación de los explosivos comerciales alcanza valores entre 2 y 10 GPa. Estos valores proporcionan un criterio muy importante cuando se precisan unir materiales con dureza y

compactos y complementan la información que brinda la curva de potencia de acuerdo al gráfico mostrado en el capítulo 2, epígrafe 2.4.3 del modelo para la soldadura por explosión.

3.5. Análisis microestructural de las aleaciones AISI 304 - AISI 1010

Las microestructuras analizadas en la figura 3.1a, 3.2b, 3.3c y 3.3d muestran diferentes orientaciones cristalinas del grano, las que contribuyen a la activación de un conjunto de sistemas de deslizamiento y se convierten en un sistema activo que determina los niveles de deformación y tensiones locales del grano y consecuentemente con la deformación a nivel macroscópico.

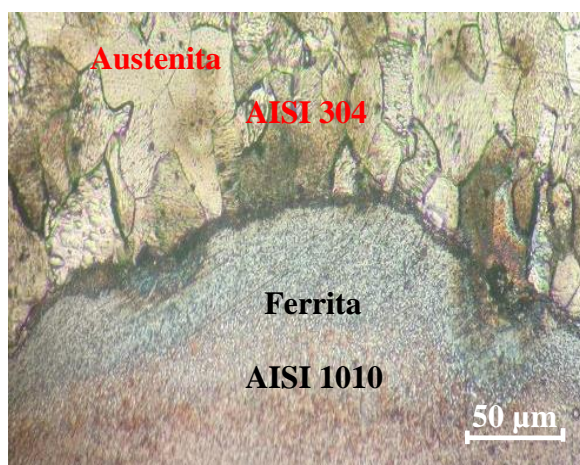


Figura 3.1a. Zona a 5 mm de la explosión.

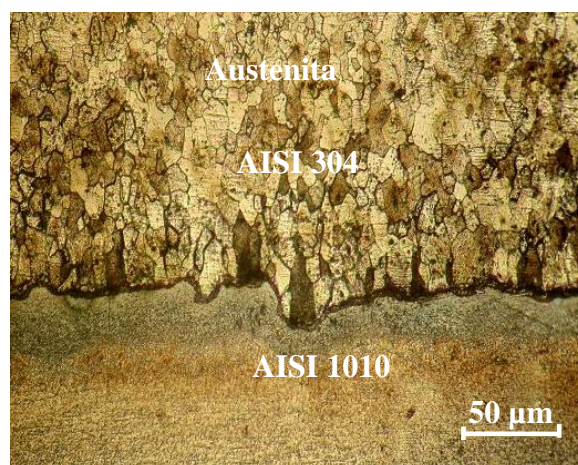


Figura 3.1b. Zona a 7 mm de la explosión.

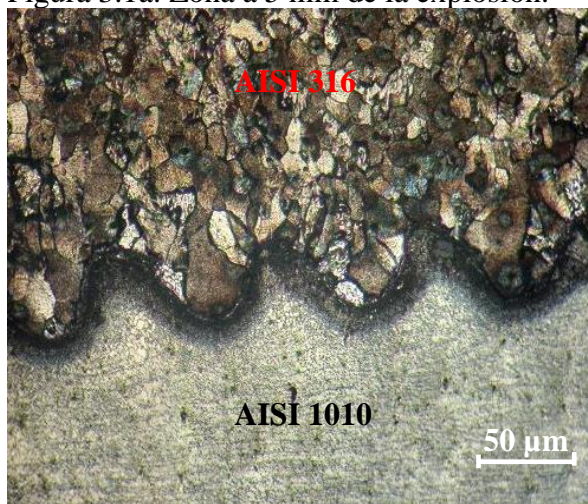


Figura 3.1c. Zona a 15 mm de la explosión.

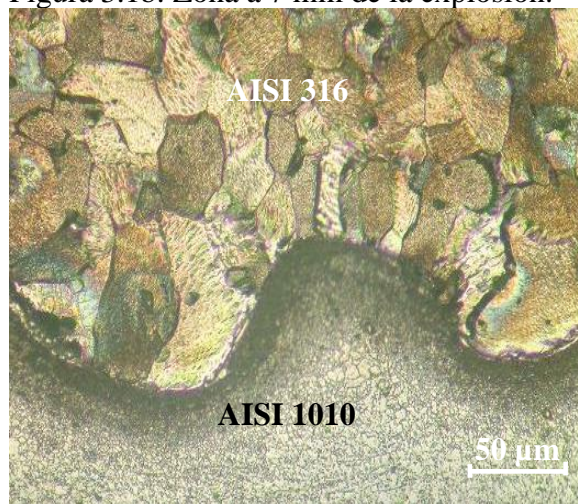


Figura 3.1d. Zona a 25 mm de la explosión.

Las figuras 3.1a, la 3.1b, la 3.1c y la 3.1d, se corresponden con la unión soldada disímil acero AISI 304 - AISI 1010, la parte superior que se corresponde con el acero AISI 304, está compuesta por una estructura austenítica y en la parte inferior que es la del acero AISI 1010 la

morfología es de granos de ferrita exquiauxiales, los cuales se reducen en la medida que se acercan a la zona de fusión del acero AISI 304.

Como se observa en las figuras, la interfase del cordón presenta una modificación de la microestructura en la línea de fusión con refinamiento de grano, un crecimiento de grano marcado, por los límites de grano y en el interior de los granos existen pequeños subgranos, en cuanto al cordón de soldadura presenta una morfología en forma de ola. En la figura 3.1a que se corresponde con la estructura tomada a cinco milímetros de distancia de realizada la explosión, se observa que las olas tienen un comportamiento ondulado no profundo, lo cual puede estar asociado a la presión al inicio de la detonación.

En las figuras 3.1b, la 3.1c y la 3.1d, para las otras distancias consideradas, la formación de las olas es en forma de cresta, con mayor deformación de la estructura, lo que demuestra que en la medida que el chorro de reacción interactúa entre los dos materiales, se logra un compactamiento metalúrgico más sólido. En la interfase de todas las uniones existe la disminución del tamaño de los granos por la compactación dinámica cerca de la línea de fusión, mientras que, en el centro del cordón de soldadura, la microestructura es equiaxial debido a la solidificación constitucional del cordón después de realizado el proceso de soldadura.

La estructura ondulada mostrada durante la soldadura explosiva, la energía mecánica desencadenada durante el fuerte impacto produjo una intensa deformación plástica en la interfase. La amplitud y longitud de onda de la morfología ondulada permite estimar el grado de deformación durante el choque de ambas placas. La transición de una interfase ondulada a uno recto se relaciona con una disminución en la tensión plástica y cuando la velocidad de impacto disminuyó de 2 500 hasta 1 811 m/s, debido a alta fuerza de las tensiones.

La placa volante está sujeta a una intensa ola de tensión con la detonación de la capa explosiva en el contacto con ella y como consecuencia la placa volante y la placa base experimentan una intensa ola de tensión que es el resultado de la alta velocidad impacto. Estas intensas olas de tensión dan lugar a los cambios metalúrgico y como resultados en un aumento en la dureza, según ha sido expuesto por Manikandan *et al.* (2011) y Sun *et al.* (2013).

3.5.1. Análisis microestructural en la ZAT

Se realizó el análisis microestructural de en la ZAT de las dos aleaciones soldadas, donde se considero la configuración del proceso, la temperatura de 7 270 K y la condición del Rynolds. En las figuras 3.2a y 3.2b se muestra el comportamiento obtenido en esta zona medida a diferentes distancias del inicio del chorro de reacción.

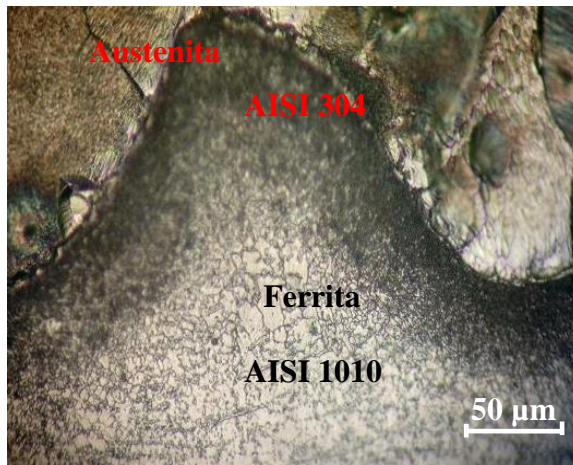


Figura 3.2a. ZAT a 15 mm de la explosión.

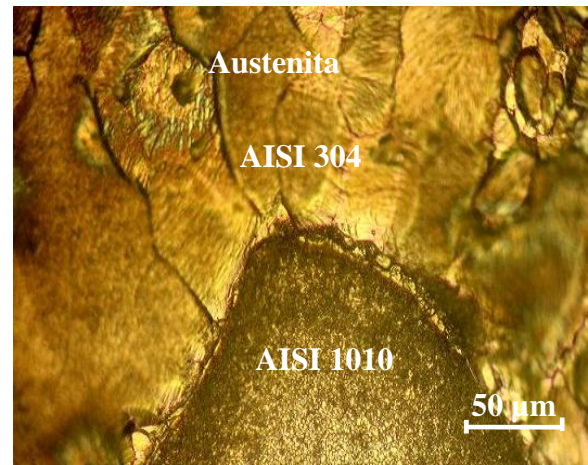


Figura 3.2b. ZAT a 25 mm de la explosión.

En las microestructuras obtenidas, se puede observar el comportamiento descrito por la ola obtenida en la zona afectada térmicamente, donde el material de mayor ductibilidad, el AISI 304, se introduce por efecto de la difusión en el acero AISI 1010, permitiendo que por los átomos del mismo se difunda las estructuras de los átomos del material de mayor dureza, no obstante para una presión de detonación de 23 580 MPa una energía cinética de 31 824 J, los átomos de este último se difunden por los átomos del primero lográndose la unión metalúrgica entre ambas aleaciones.

La soldadura explosiva y deformación multicapa es posible realizarla por el método propuesto. En las microestructuras de las placas disímiles soldadas y a diferentes distancias, se observa que en las interfases se ha obtenido una unión metalúrgica por el tamaño de las olas. En la soldadura de estas placas delgadas, el tamaño de la ola es similar en cada una de ellas. La variación de la longitud de onda con la distancia existe una disminución con el aumento de la distancia horizontal.

En cuanto a la morfología, ambas aleaciones mantienen la misma fase, la austenita para el acero AISI 304 y la ferrita para el AISI 1010, pero con una disminución en el tamaño de los granos, aunque de mayor que lo observado en la interfase de la unión, sin embargo, se ha

obtenido una distribución homogénea de los granos de ambas aleaciones en un sentido preferente, lo cual está asociado a la presión de detonación y la onda expansiva del explosivo.

3.6. Análisis de la dureza

Para la evaluación de la dureza se realizó tres mediciones de dureza como mínimo en cada una de la zona de soldadura de las aleaciones, las que luego fueron promediadas, para ello se empleó las ecuaciones 2.18, 2.19 y 2.20 las cuales consideran las diagonales medidas de cada ensayo de indentación. En la tabla 3.3 se muestran los resultados obtenidos.

Tabla 3.3. Resultados de la dureza en función de los parámetros de explosión

Aleación	V_d (m/s)	V_c (m/s)	PD (MPa)	T °C	HV
AISI 1010	2 800	2 500	23 580	7 270	302
AISI 1010	2 800	2 500	23 580	7 270	300
AISI 1010	2 800	2 500	23 580	7 270	301
AISI 304	2 800	2 500	23 580	7 270	448
AISI 304	2 800	2 500	23 580	7 270	450
AISI 304	2 800	2 500	23 580	7 270	450

Al realizar el análisis de la dureza para la unión entre el acero AISI 304 y el AISI 1010, desde una dureza inicial de HV 217 para el primero y una dureza de HV 160 para el segundo, luego del proceso de soldadura, se observa que se ha obtenido para el primero una dureza de HV 450 y para el segundo HV 300, en la interfase del cordón, incremento obtenido por el fenómeno de la acritud, es decir, la disminución del tamaño del grano bajo la carga explosiva.

Estas aleaciones al ser sometidas a cargas de impacto por explosión provocan la disminución de la estructura intercrystalina y su disminución de los granos, al disminuir el tamaño, aumenta el número de fronteras de grano en una misma área, esto provoca una elevación de las tensiones a nivel cristalino. El otro es que, en los metales y aleaciones policristalinas, los bordes de los cristales constituyen un obstáculo ante el que se acumulan las dislocaciones, reportado por Callister (1999) y Fernández *et al.* (2012).

El apilamiento o aplastamiento de los granos es resultado de una integración causada por el deslizamiento intracrystalino, por la migración de dislocaciones, acompañada de endurecimiento por deformación, lo que consolida progresivamente el cristal. Por otra parte, el estado de tensiones en el grano, presumiblemente activan otros sistemas de deslizamiento, los que interactúan con él o los sistemas ya existentes, este mecanismo dificulta aún más la

movilidad de los átomos y origina el fenómeno conocido como endurecimiento latente, lo que fue expuesto por Fernández *et al.* (2010).

3.7. Análisis por el Método de los Elementos Finitos

Se realizó el análisis por el Método de los Elementos Finitos para las uniones metalúrgicas (AISI 304 - AISI 1010) configuración paralela. Las simulaciones numéricas identifican los factores como el nivel de tensión inducido en las placas y la dirección de la tensión en la zona de la colisión, independientemente de las características de los materiales, el chorro de reacción logra el proceso de soldadura. En la figura 3.3 se muestra el comportamiento de la deformación plástica.

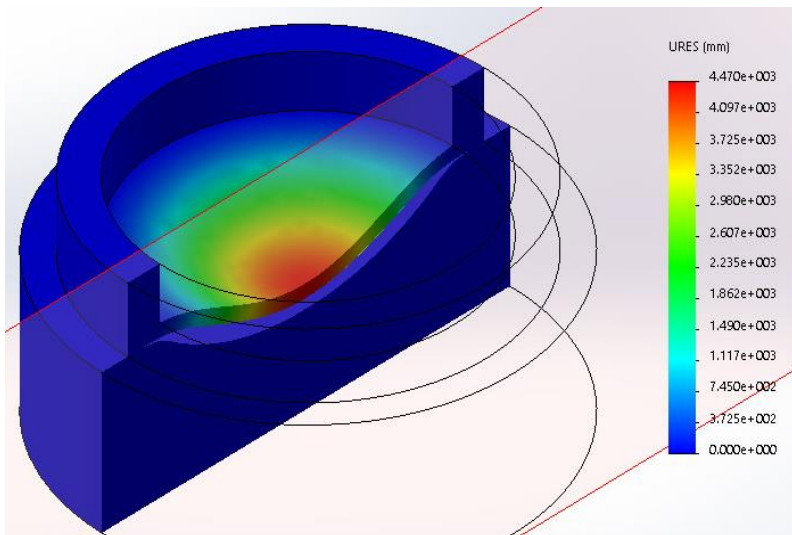


Figura 3.3. Deformación plástica.

En la figura 3.3, se puede observar la máxima deformación presente en el proceso de soldadura por explosión y embutición del AISI 304 y del AISI 1010. Esta se encuentra en el radio inferior del elemento y su valor es de 4470×10^{-3} mm, esta deformación plástica se expanden progresivamente por los demás radios de la estampa hasta lograrse la conformación del casquete esférico. El proceso de conformación se ha desarrollado por el efecto de la deformación, donde la deformación total, es la suma de la deformación del reborde y la embutición; como se puede observar en la figura 3.3 los valores obtenidos son de 1117×10^{-3} , cerca del pisa plancha, 2235×10^{-3} mm, en el radio de curvatura, hasta llegar a la mayor deformación en el fondo del casquete.

Con la simulación de la deformación plástica equivalente, se comprobó que la mayor deformación ocurre en el radio del fondo de la pieza, lugar donde el material sufre mayor deformación, por lo tanto, mayor es la estricción. En la simulación realizada a la pieza embutida como dos cuerpos pegados de diferentes materiales, se puede observar que estos no se separan y sus deformaciones son diferentes, mientras que el material es considerado como un solo cuerpo, ya que la embutición no es profunda, por lo tanto, no existe una gran deformación y la velocidad de desplazamiento de la onda explosiva y el agua, no se considera elevada.

3.7.1. Comportamiento de las tensiones de Von Misses

Se analizan las tensiones obtenidas del proceso de simulación por elementos finitos, en la figura 3.4 se muestran las tensiones de Von Misses obtenidas.

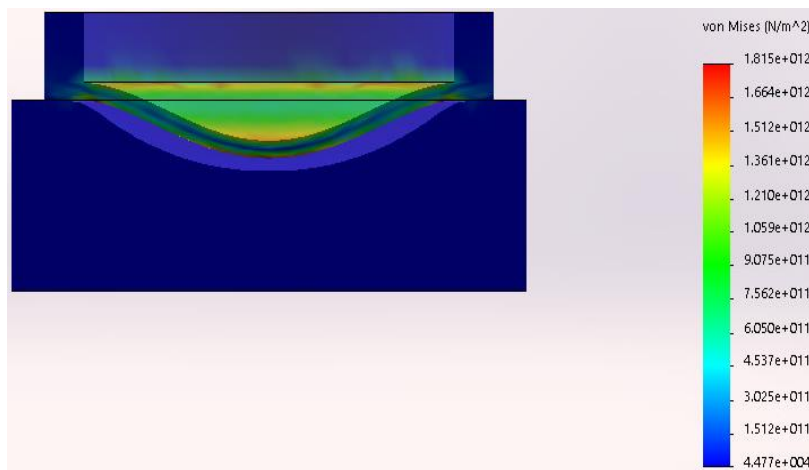


Figura 3.4. Tensiones de Von Misses.

Al realizar el análisis de la tensión, la proporción mecánica se encuentra en el orden de los $1\,815 \times 10^{012}$ MPa. El análisis muestra que son tensiones con valores que se corresponden con el comportamiento de la teoría hidrodinámica y asumiendo la fuerza de choque entre ambas aleaciones. En el proceso de soldadura y conformación determinado mediante la simulación, se observa que la zona anular está sometida a un esfuerzo de tensión radial y a un esfuerzo anular de compresión, mientras que la pared está sometida a un esfuerzo de tensión.

Las teorías hidrodinámicas dan un alto valor de presión y por eso una tensión-proporción muy alta. Según los resultados obtenidos en la simulación, los tamaños de las olas de la interfase producido con el tratamiento hidrodinámico se corresponden con los resultados obtenidos en

la microestructura, que según reporta Akbari *et al.* (2004). Las tensiones obtenidas representan un 30 % cuando se obtiene este comportamiento computacional.

El modelo elastoplástico obtenido y considerado para cada capa, por ser dos materiales soldados, se asume que la adhesión de las dos capas es perfecta y por esta razón, la tensión entre las superficies de contacto de las dos capas es uniforme.

3.7.2. Comportamiento de la deformación unitaria

En la figura 3.5 se muestra el comportamiento obtenido de la deformación unitaria del proceso de explosión y conformación entre el acero AISI 304 y el AISI 1010.

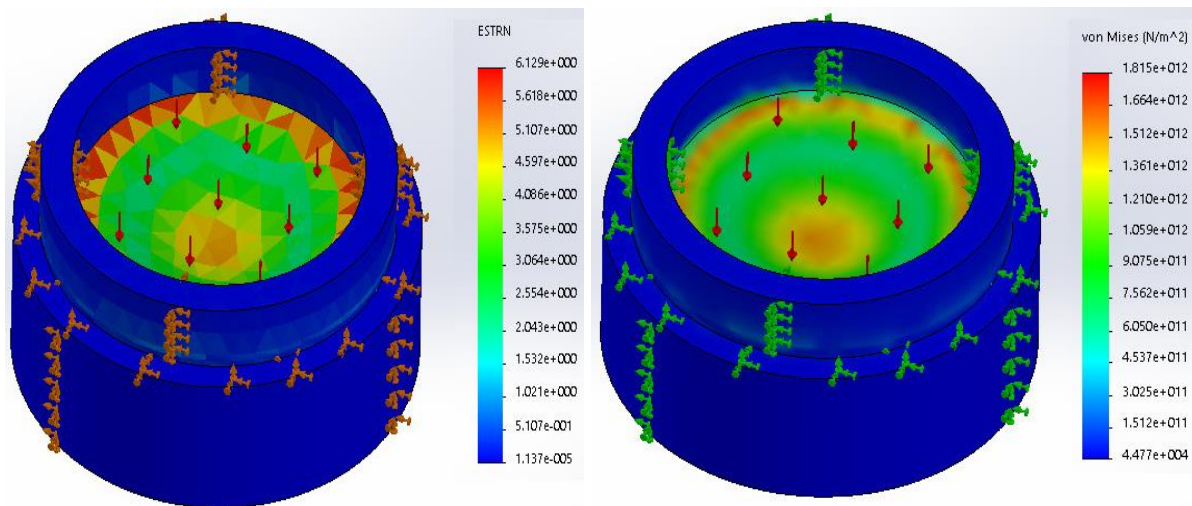


Figura 3.5. Comportamiento de la deformación unitaria.

El resultado de la deformación unitaria obtenido es producto de la fuerza inicial de tensión, la cual es cero al inicio del proceso y se va incrementando gradualmente hasta llegar a $6\,129 \times 10^{000}$ mm, con tensiones de $1\,815 \times 10^{012}$ MPa, todas estas sollicitaciones ubicadas preferencialmente en el área cercana al pisa plancha y en el fondo del casquete. En este caso y como se observa, en ambos casos, la deformación unitaria será igual a la deformación en una dirección menos la deformación en sentido transversal a la anterior. Durante la conformación, por los resultados obtenidos podemos plantear que, la deformación unitaria en el casquete es la misma deformación que se obtiene en el radio.

Como en el elemento está actuando un sistema de fuerzas, la unidad de superficie del elemento, denominada superficie unitaria, sobre dicho cm^2 , al descomponerla dará tres componentes. Una componente según la normal que llamamos (z), una componente según la

tangente al meridiano que la llamamos (x) y una componente según la tangente al paralelo en dicho punto, que la llamamos (y), este criterio está relacionado con el coeficiente de Poisson, que es la relación entre la deformación unitaria longitudinal y la deformación unitaria lateral, según lo expuesto por Callister (2007).

3.7.3. Comportamiento de los desplazamientos

La figura 3.6 es el comportamiento obtenido de los desplazamientos a través del proceso de simulación.

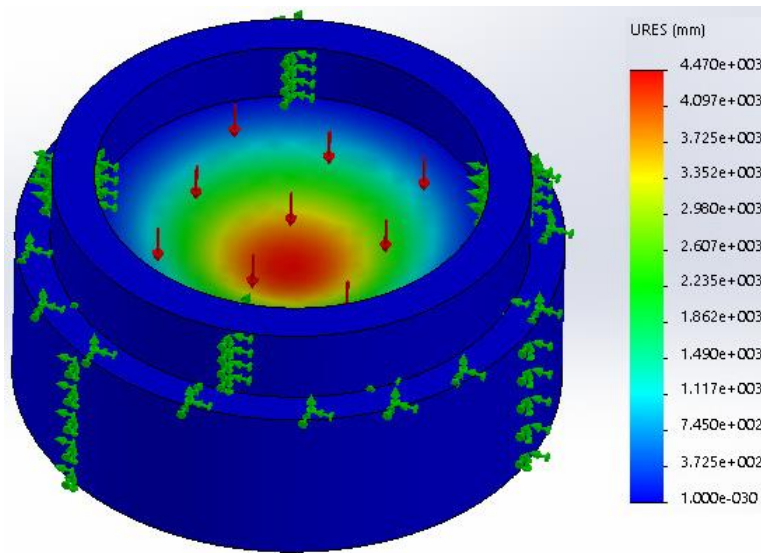


Figura 3.6. Comportamiento de los desplazamientos.

Después de darle los desplazamientos prescritos, se observa cómo es posible que ambas placas se desplacen a $4\,470 \times 10^{003}$ mm, fundamentalmente en "Y", ya que esa era la condición fijada, confinada en ambos sentidos, siendo útil vínculos de primera especie, que permiten el desplazamiento según "Y". La tasa de desplazamiento o velocidad de deformación utilizada depende del metal y de la temperatura. El material debe ser plano y de espesor uniforme según las normas ASTM E646-16 (2016).

La matriz de rigidez de un elemento de placa consta a su vez de varios elementos. Cuando una placa cuyo grosor es pequeño comparado con las otras dimensiones y está sometida a pequeños desplazamientos, puede considerarse que algunos esfuerzos normales y deformaciones por cizallamiento son muy pequeñas, por lo tanto, despreciables.

Las simulaciones para la conformación del casquete esférico muestran mapas y perfiles de un el número de parámetros físicos, como la presión de contacto, tensión de la placa volante, la

tensión normal, la tensión plástica, la tensión eficaz, la proporción de tensión, la energía interior cinética, la energía, temperatura y velocidad de la placa volante. Las deformaciones obtenidas están asociadas a la dureza inicial de ambos materiales y que a su vez, el choque producido en las placas con este tipo de configuración reduce la velocidad de deformación, ya que la presión no se propaga con intensidad delante del punto de colisión para producir la deformación de la superficie.

Se obtiene en el modelo que la velocidad aumenta desde cero al punto más alto de la colisión. Las velocidades horizontales logran la fusión casi instantánea durante la explosión. La distribución de la velocidad se comporta de forma lineal y mantiene una densidad uniforme a todo lo largo la interfase de la unión. La energía cinética en el explosivo debe asociarse a su deformación volumétrica por aumento de la presión, mientras que en las paredes de las placas está relacionada con su deformación plástica.

3.8. Valoración económica

En la tabla 1 del anexo 1 se muestra los resultados de los costos, una vez considerados los tiempos para la soldadura de la unión por explosión y su proceso de conformado, teniendo en cuenta la incidencia de máquinas, operarios, energía eléctrica. Según la tabla de los anexos, el gasto en el que se incurre durante el proceso de soldadura por explosión y conformación del casquete esférico es de 156,26 CUP y 105,09 CUC.

3.9. Valoración en la dimensión ambiental

Las explosiones resultan de la descomposición de sustancias puras. Cualquier reacción química puede provocar una explosión si se emiten productos gaseosos, si se evaporizan sustancias ajenas por el calor liberado en la reacción o si se eleva la temperatura de gases presentes, por la energía liberada. La reacción química más conocida que produce gases a alta presión por medio de otros gases o vapores, en la combustión de gases en el aire. Sin embargo, otros gases oxidantes como el oxígeno, cloro, flúor, pueden ser sustituidos por algo, produciendo con frecuencia procesos de combustión muchos más intensos.

Los polvos y nebulizadores (líquidos en estado pulverizado) pueden generar, al quemarse en el aire o en otro medio gaseoso reactivo, gases a elevada presión. La combustión puede producirse con cualquier partícula, pero en la práctica de mayores riesgos se encuentran en las

de 840 micras o menos. A medida que disminuye el tamaño más fácil se produce la dispersión y más estable y duradera resulta. Las partículas más finamente definidas implican mayor riesgo al facilitar la formación de dispersiones, mantenerlas durante más tiempo y quemarse más rápidamente las partículas de mayor tamaño.

Las explosiones se pueden evitar manteniendo la concentración de oxígeno u otros oxidantes en el local por debajo de la necesaria para que se produzca la combustión a la temperatura y presión del proceso. El método más común de reducir dicha concentración es el purgado o inertizado del espacio con un gas poco oxidante.

El riesgo de incendio y explosiones de muchos materiales se puede evitar durante su almacenaje y procesos si se utiliza un gas inerte adecuado. Esto se puede hacer porque la combustión de la mayoría de los materiales no se produce si hay poco oxígeno en la atmósfera o si su concentración se reduce por debajo de un límite dado.

3.10. Conclusiones del capítulo 3

- ❖ Quedaron establecidos los parámetros, con los cuales se caracterizó el proceso de conformación y soldadura por explosión del casquete esférico entre la unión disímil AISI 304 y el AISI 1010.
- ❖ Luego del proceso de soldadura y conformación por explosión se caracterizó el comportamiento microestructural y la dureza obtenida en las diferentes zonas, la zona afectada, la interfase y el material base.
- ❖ Se determinó a través del empleo del Método de los Elementos Finitos, que los resultados obtenidos a través de la simulación se corresponden con el comportamiento microestructural de las aleaciones AISI 304 - AISI 1010, luego de realizado el proceso de soldadura por explosivos.

CONCLUSIONES GENERALES

- En el conformado por deformación plástica mediante explosión del casquete esférico entre el acero AISI 304 y el AISI 1010 con un volumen de $811,16 \text{ m}^3$, se requirió de una velocidad de impacto de 650 m/s , una temperatura de $7\ 270 \text{ K}$ para lograr el flujo viscoso y una velocidad de colisión de $2\ 500 \text{ m/s}$, lo cual incrementó la dureza desde 160 HV hasta 302 HV para el AISI 1010 y desde 217 HV hasta 450 para el AISI 304.
- Las microestructuras observadas luego del proceso de conformación por explosión del casquete esférico, se observó que las mismas están precedidas por las fases austenita y la ferrita, similitud con las muestras patrón, pero de granos más pequeños, siendo de menor tamaño en los radios de curvaturas del casquete.
- Durante el proceso de soldadura y conformación, determinado mediante la simulación, se observa que la zona anular está sometida a un esfuerzo de tensión radial de $1\ 815 \times 10^{012} \text{ MPa}$, a una deformación plástica de $4\ 470 \times 10^{-3} \text{ mm}$ y una compresión de $6\ 129 \times 10 \text{ mm}$, todas ellas logradas en la interfase entre el AISI 304 y el AISI 1010, luego del proceso de soldadura y conformación.
- En la soldadura y conformación por explosión del casquete esférico entre el acero AISI 304 y el AISI 1010, donde se consideró la incidencia de máquinas, operarios, energía eléctrica, materias primas y mano de obra indirecta tiene un el costo estimado de $156,26 \text{ CUP}$ y $105,09 \text{ CUC}$.



Recomendaciones

- Realizar simulación por el método de elementos finitos de planchas soldadas por explosión del AISI 304 y el AISI 1010 y luego conformada en una prensa para determinar la distribución de tensiones en las áreas del casquete.
- Considerar someter a ensayos de tensión muestras de soldaduras realizadas por explosivos para determinar la resistencia de las mismas luego de aplicado este proceso.

REFERENCIAS

BIBLIOGRAFÍA

1. Abrahamson, G.R. Permanent periodic surface deformation due to a traveling jet. *J Appl Mech*, 28(4): 512-28, 1961.
2. Akbari, M.; Al-Hassani, S.; Burley, S.; Byers, B. Simulation of explosive welding with ANFO mixture, *J Prop Exp Pyro* 29 (3), 188 – 196, 2004.
3. Al-Hassani, S.; Salem, S.; Lazari, G. Explosive welding of flat plates in free flight, *Int J Imp Eng*, 1 (2): 85 – 101, 1984.
4. Aljibori, H.; Hamouda, A. Finite Element Analysis of Sheet Metal Forming Process. *European Journal of Scientific Research*, 33 (1): 57-69, 2009.
5. Almira, N. Microestructuras de uniones disímiles obtenidas mediante el proceso de soldadura por explosivos. Tesis en opción al título de ingeniero mecánico ISMMM, Tutor: Dr. C. Tomás Fernández Columbié, 2015.
6. Aarón, R., Hugo, M., Dirk, L., y Pedro, G. Error de predicción de diversas expresiones para el cálculo de la fuerza de embutido. *Memorias del XXII Congreso de la Somim y XIV Congreso Iberomat*, 34-43, 2016.
7. Askeland, D. *Ciencia e Ingeniería de los materiales*. Edición Iberoamericana. Tercera Edición. México, 83 – 97, 1985.
8. Bahrani, A.S. The mechanics of wave formation in explosive welding. *Proceeding of the Royal Society, Series A, Mathematical and Physical Science*; 296 (1445): 123-36, 1967.

9. Bahrani, A. S. and Crossland, B. Explosive Welding and Cladding: An introductory Survey and Preliminary Results. *Proceedings of Institute of Mechanical Engineers* 179 (7):264, 1966.
10. Bataev, I.A.; Lazurenko, D.V.; Tanaka, S.; Hokamoto, K.; Bataev, A.A.; Guo, Y.; Jorge, A.M. High cooling rates and metastable phases at the interfaces of explosively welded materials. *Acta Mater*; 135:277–289, 2017.
11. Balden, V. H. and Nurick, G. N. Numerical simulation of the post-failure motion of steel plates subjected to blast loading, *Int. J. Impact Eng.*, 32 (1): 14–34, 2005.
12. Bergström, Y.; Aronsson, B. The application of a dislocation model to the strain and temperature dependence of strain hardening exponent in the Ludwik-Hollomon relation between stress and strain in mild steels, 3(1): 1951 – 1957, 1972.
13. Bernal-Aguilar, Y.; Marty- Delgado, J.R.; Valdez-Infante, E. Planeación de procesos de embutido de chapas mediante herramientas numéricas. *Revista Centro Azúcar*, 40 (5): 29-38, 2013.
14. Ben-Artzy, A. Wave formation mechanism in magnetic pulse welding. *International Journal of Impact Engineering*, 37 (4): 397 – 404, 2010.
15. Bozdemir, M. and Golcu, M. Artificial Neural Network Analysis of Springback in V Bending. *Journal of Applied Science*, 8(17): 3038-3043, 2008.
16. Broeckhove, J. Experimental research on magnetic pulse welding of dissimilar metals, UGent, 2010.
17. Byers, B.; Braithwaite, M. Williamsburg equation of state for detonation product fluid. *Shock Comp Cond Matt*, Colorado, 1993.

18. Cabrera, J.; Alomar, A.; Jonas, J.; Prado, J. Modeling the flow behavior of a medium carbon microalloyed steel under working conditions, *Metall and Mater Trans. A.*, 28 (5): 2233 – 2244, 1997.
19. Callister, W. *Materials Science and Engineering. An Introduction*. Fifth Edition. Department of Metallurgical Engineering. University of Utah. John Wiley & Sons, Inc, 81-95, 1999.
20. Callister, W. *Materials Science and Engineering An Introduction*. New York: John Wiley y Sons, 2007.
21. Campos, A. Análisis del conformado plástico del embutido de una abrazadera para tubo por medio del método de Elementos Finitos (Tesis de Maestría). México, D.F.: Instituto Politécnico Nacional, 2004.
22. Caraballo, M. Comportamiento físico del acero Hadfield, en presencia de cargas explosivas. *Revista Minería y Geología*. XX (2) 35 – 40, 2004.
23. Carpenter, S.R.H.; Wittman, R.J.; Carlson. ‘*Relationships of explosive welding parameters to material properties and geometry factors In: Proc first int conf of the centre for high energy forming*’, University of Denver; 124, 1967.
24. Castillo-Matos, J.; Fernández-Columbié, T.; Alcántara-Borges, D.; Rodríguez-González, I. Comportamiento microestructural de uniones de materiales disímiles obtenidas por explosión. *Minería y Geología*, v.33 n.2, 77-91, 2017.
25. Chu, Q.; Zhang, M.; Li, J.; Yan, C. Experimental and numerical investigation of microstructure and mechanical behavior of titanium/steel interfaces prepared by explosive welding. *Mater. Sci.Eng. A*, 689:323–331, 2017.



26. Covan, G.; Holtzman, A. Flow configuration in colliding plates. *J Appl Phys*, 34(4): 928-37, 1963.
27. Cowan, G.; Bergman, O.; Holtzman, A. Mechanics of bond wave formation in explosive cladding of metals, *Met Tran* 2; 3145, 1971.
28. Cristino, V. A. M.; Montanari, L.; Silva, M. B.; and Martins P. A. F. "Towardssquare hole-flanging produced by singlepoint incremental forming." *Proceedingsof the Institution of MechanicalEngineers, Part L: Journal of Materials Design and Applications* Vol. 229, No. 5; 380-388, 2015.
29. Crossland, B. Explosive welding of metals and its application, Oxford University Press, New York, 1882.
30. Drandelier, H.; y Kaftanoglu, B. Deformation Analysis of Deep-Drawing by a Finite Element Method. *Annals of the CIRP*, 281-284, 1991.
31. Davis, W. The detonation of explosives, *Sci Am*, 256 (5): 98 – 106, 1987.
32. Deribas, A. A. The Physics of Explosive Hardening and Welding. Nauka; Novosibirsk, Russia: 1972.
33. Deribas, A.A. The explosive working of materials in the USSR. *High Pressure Res*, 1: 365-76, 1989.
34. Dick, R. Explosives and Blasting Procedures Manual. U.S. Bureau of Mines, 1983.
35. Drury, F.C.; Westmaas, D.J. Considerations Affecting the selection and use of moders chemical explosives. SEE, 1980.



36. Durgutlu, A.; Gulenc, B.; and Findik, F. Examination of copper/stainless steel joints formed by explosive welding. *Materials & Design*, 26 (6): 497 – 507, 2005.
37. Durgutlu, A.; Okuyucu, H.; Gulenc, B. Investigation of effect of the stand-off distance on interfaz characteristics of explosively welded copper and stainless steel. *Materials & Design*, 29 (7): 1480 – 1484, 2008.
38. Estrin, Y.; Mecking, H. A unified phenomenological description of work hardening, and creep based on one-parameter models, *Acta Metallurgica*, 32 (1): 57 – 70, 1984.
39. Fernández, T.; Rodríguez, I.; Alcántara, D., Variaciones mecánicas superficiales del acero AISI 1045 endurecido superficialmente por rodadura. *Revista Geología Minería*. 26 (3) 65 – 74, 2010.
40. Fernández, T.; Alcántara, D.; Rodríguez, I. Tensiones de contacto por el Método de Elementos Finitos del acero AISI 1045 endurecido por rodillo. *Revista Metalurgia*. 48 (1) 1 – 10, 2012.
41. Flores, F. Planning and programming sheet metal drawing processes. *Planning and programming sheet metal drawing processes*, 421-432, 2000.
42. Frenkel, D.; Smit, B. Understanding Molecular Simulation: From Algorithms to Applications, Vol. 1 of Computational Science Series, 2 Edn., Academic Press, San Diego 2002.
43. García, C., Celentano, D., y Philippe Ponthot, J. Caracterización del Comportamiento Mecánico de Aceros para Embutición Profunda. *Jornadas Sam/Conamet/ Simposio*, 294-297, 2003.

44. García-Jacomino, J.; Burgos, J.; Álvarez, M.; García, J. Efecto del tratamiento con explosivos sobre las tensiones residuales en uniones soldadas de acero al carbono. *Revista de la Facultad de Ingeniería Universidad Central de Venezuela*. 22 (.2), 2007.
45. Gold, V. Engineering model for design of explosive fragmentation munitions, US Army ARDEC, AETC, Picatinny Arsenal, NJ, 2007.
46. Greenberg, B.A.; Inozemtsev, A.V.; Antonova, O.V.; Elkina, O.A.; Patselov, A.M.; Ivanov, M.A.; et al. Inhomogeneities of the interface produced by explosive welding. *Phys Met Metallogr*, 113(2): 176-89, 2012.
47. Greenberg, B.A.; Ivanov, M.A.; Rybin, V.V.; Elkina, O.A.; Antonova, O.V.; Patselov, A.M.; et al. The problem of intermixing of metals possessing no mutual solubility upon explosion welding (Cu-Ta, Fe-Ag, Al-Ta). *Mat Char*, 75: 51-62, 2013.
48. Greenberg, B.A.; Ivanov, M.A.; Inozemtsev, A.V.; Patselov, A.M.; Pushkin, M.S.; and Vlasova, A.M. Microheterogeneous Structure of Local Melted Zones in the Process of Explosive Welding. *Metall Mater Trans A*, 46(8): 3569-80, 2015.
49. Gurney, R. W. "The Initial Velocities of Fragments from Bombs, Shells, and Grenades, BRL-405". Ballistic Research Laboratory, Aberdeen, Maryland, 1943.
50. Harries, G.; Beztie, T. The Underwater Testing of Explosives and Blasting. *Explosives in Mining Workshop*. The Australasian Institute of Mining and Metallurgy, 1988.
51. Harris, J.; and Stocker, H. Spherical Segment (Spherical Cap). *Handbook of Mathematics and Computational Science*. New York, Springer – Verlag, 107, 1998.

52. Holtzman, A.; Cowan, G. Bonding of metals with explosives. WRC Bulletin No.104, New York, N.Y. Welding Research Council. 1965.
53. Hirsch, E. "On the Inconsistency of the Asymmetric-Sandwich Gurney Formula When Used to Model Thin Plate Propulsion". *Propellants, Explosives, Pyrotechnics* 20 (4): 178–181, 1996. [doi:10.1002/prop.19950200404](https://doi.org/10.1002/prop.19950200404)
54. Johnson, W.; Poynton, A.; Singh, H.; and Travis, F. W. Experiments in the underwater explosive stretch forming of clamped circular blanks, *Int. J. Mech. Sci.*, 8,4, 237–270, 1966.
55. Jha, N.; and Kumar, B.S. Air blast validation using ANSYS/AUTODYN, *International Journal of Engineering Research & Technology (IJERT)*, 3, 1, 2014.
56. Karosich, B. Blast Intensification by Detonation Merging Experimental Proof of Concept Plan and Predictions. Master's thesis, Naval Postgraduate School (NPS), 2006.
57. Kiselev, S.P.; Mali, V.I. Numerical and experimental modeling of jet formation during a high-velocity oblique impact of metal plates. *Combust. Explos. Shock Waves*, 48:214–225, 2012.
58. Kulawiak, M. Strong Detonation Effects on Shaped Charges Jetting. Master's thesis, NPS, 2004.
59. Laasraoui, A.; Jonas, J. Prediction of steel flow stresses at high temperatures and strain rate, *Metallurgical Transactions*, 22 (13) 1545 – 1558, 1991.

60. Longere, P.; Greza, A.; Leble, B.; and Dragon, A. Ship structure steel plate failure under near-field air blast loading: Numerical simulations vs experiment, *International Journal of Impact Engineering*, 62, 88-98, 2013.
61. Lysak, V.I; Kuz'min, S.V. Explosion Welding. Moscow: Mashinostroenie; 2005.
62. Marc. Meyers, Chapter 9-2. ‘*Dynamic Behaviour of materials*’, John Willey & Sons, Inc, 1994.
63. Mariño, M. Estudio del deterioro por abrasión e impacto de los martillos de las trituradoras de mandíbula, fabricados de acero hadfield. Tesis en opción al título de Master, ISMMMoa, Facultad de Metalurgia y Electromecánica, 2000.
64. Manikandan P., Lee J.O., Mizumachi K., Mori A., Raghukandan K., Hokamoto K. Underwater explosive welding of thin tungsten foils and copper. *J. Nucl. Mater*; 418:281–285. doi: 10.1016/j.jnucmat.2011.07.013, 2011.
65. McShane, G. J.; Stewart, C.; Aronson, M. T.; Wadley, H. N. G.; Fleck, N. A.; and Deshpande, V. S. Dynamic rupture of polymer-metal bilayer plates, *Int. J. Solids Struct.*, 45, 16, 4407–4426, 2008.
66. Mecking, H.; Kocks, U. Kinetics of flow and strain-hardening, *Acta Met.* 29 (4) 1865 – 1875, 1981.
67. Micallef, K. A.; Fallah, S.; Curtis, P.T.; and Louca, L.A. On the dynamic plastic response of steel membranes subjected to localised blast loading, *International Journal of Impact Engineering*, 89, 25-37, 2016.
68. Moreno, P. Una teoría discreta de dislocaciones en redes cristalinas. California Institute of Technology. Universidad de Sevilla. <http://scala.uc3m.es/MANS>, 2005.



69. Monsalve, A.; Gutiérrez, I. Application of a modified rigid plastic model to the out-plane fracture of “easy open cans”, *Int. Journal of Fracture*, Vol. 102, 323-339, 2000.
70. Mousavi, S.; Sartangi, P. Experimental investigation of explosive welding of cp titanium/AISI 304 stainless steel. *Materials& Design*, 30 (3):459 – 468, 2009.
71. Narooei, K.; and Karimi -Taheri, A. A study on sheet formability by a stretch-forming process using assumed strain FEM, *J Eng Math*, 311–324, 2009.
72. Naumovich, N.; Yadevich, A.; Chigrinova, N. In *Shock Waves for Industrial Applications* (Ed: L. E. Murr) Noyes Publications, Park Ridge, New Jersey, Ch. 5, 170 – 213, 1988.
73. Neuberger, S. P.; and Rittel, D. Scaling the response of circular plates subjected to large and close-range spherical explosions. Part I: Air-blast loading, *Int. J. Impact Eng.*, 34, 5, 859–873, 2007.
74. Neuberger, S. P.; and Rittel, D. Springback of circular clamped armor steel plates subjected to spherical air-blast loading, *International Journal of Impact Engineering*, 53–60, 2009.
75. Nordlund, K. Parcas computercode. The main principles of the molecular dynamics algorithms are presented in 15, 16, 2006.
76. Park, J.; Kim, K.; Chung, J.; Ok, S. Deformed – induced austenite to ferrite massive transformation in medium carbon steel, *Metallurgical and Materials Transactions A*, 39 A, 235 – 242, 2008.
77. Petushkof, G.; Kudinof, B.; Trufiakof, B. Parámetros de cargas de sustancias explosivas para eliminación de tensiones residuales soldadas a tope, No 1, 1976.



78. Petushkov, V. Physical Interpretation of Explosion Welding Near its Lower Boundary, IVIC. Caracas, 36 (Iss 6): 771-776, 2000.
79. Polmear, I.J. Light Alloys, From traditional Alloys to Nanocrystals. Ed. Elsevier, 2006.
80. Pero-Sanz, J. Ciencia de los materiales. Metalurgia Física: Estructura y Propiedades, Editorial DUSSAT SA, 3ra Edición. España, 393 – 502, 2000.
81. Robinson, J. A fluid model of impact welding. In: Proc 5th int conf high ener rate form phil mag, vol. 31(1): 587, 1975.
82. Rossi, M. Estampado en frio de la chapa. Madrid: Dossat, S.A, 1979.
83. Rivas, A.; Medellín, H.; de Langeb, D.; García, P. Error de predicción de diversas expresiones para el cálculo de la fuerza de embutido profundo. Memorias del XXII Congreso de la Somim y XIV Congreso Iberomat). Mérida, Yucatán: SOMIM: 34 - 43, 2016.
84. Roth, J. "Metal Deformation by Explosives", Hercules Powder Company, at Research Center, Wilmington, Delaware, 1961.
85. Rybin, V.V.; Grinberg, B.A.; Ivanov, M.A.; Kuz'min, S.V.; Lysak, V.I.; Elkina, O.A.; et al. Structure of the Welding Zone between Titanium and Orthorhombic Titanium Aluminide for Explosion Welding: I. Interface. Rus Metall, 10: 1008-15, 2011.
86. Schmidt, C.; Shockey, D. Reducción de tensiones residuals en juntas soldadas con tratamientos con explosivo, Suplemento de la Welding Journal, 443-446, 1992.



87. Silva, M. B.; Teixeira, P.; Reis, A.; and Martins, P. A. F. “On the formability of hole-flanging by incremental sheetforming.” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials Design and Applications*, 2013.
88. Simonov, V.A. Binding criterion for metals with explosive welding combustion, Explosion and shock wave, 1991.
89. Sitnikova, E.; Guan, Z.W.; Schleyer, G.K.; and Cantwell, W.J. Modelling of perforation in fiber metal laminates subjected to high impulsive blast loading, *International Journal of Solids and Structures*, 51,3135-3145, 2014.
90. Smith, W. Foundations of materials science and engineering 2nd edition, McGraw Hill, New York, 1993.
91. Spranghers, K.; Vasilakos, I.; Lecompte, D.; Sol, H.; and Vantomme, J. Numerical simulation and experimental validation of the dynamic response of aluminum plates under free air explosions, *International Journal of Impact Engineering*, 83-95, 2013.
92. Staudhammer, K.; Murr, L. Applications of Shock-Wave and High-Strain-Rate Phenomena (EXPLOMET 2000). Murr. Proceedings of the 2000 Int’l Conference on Fundamental Issues,581-585, 2001.
93. Sun W., Li X.J., Yan H.H., Wang X.H. An alternative thin-plate welding technology using underwater shock wave. *J. Adhes. Sci. Technol*; 26:1733–1743, 2013.
94. Tabbataee, M.; Mahmoudi, J. Finite element simulation of explosive welding. *J Appl Phys* 24 (3), 349 – 359, 2014.
95. Tavakoli, H. R.; and Kiakojour, F. Numerical dynamic analysis of stiffened plates under blast loading, *Lat. Am. J. Solids Struct.*, 11, 2, 185–199, 2014.



96. Tisza, M. Numerical Modeling and Simulation in Sheet Metal Forming Academic and Industrial Perspectives Materials Science Forum 473-474: 135-140, 2005.
97. Travis, F. W.; and Johnson, W. *Experiments in the dynamic deformation of clamped circular sheets of various metals subject to an underwater explosive charge*, *Sheet Met. Indust*, 39, 456, 1961.
98. Tubielewicz, K.; Jezierski, J.; Znorko, D. Calculation pressures and the contact field in the contact zone of a burnishing roller and worked material,4 (76) 93 – 99, 2000.
99. Vallellano, C.; Erce, J.J.; and García-Lomas, F.J. *Predicción del fallo en el conformado plástico de chapa mediante criterios de fractura dúctil* Revista Iberoamericana de Ingeniería Mecánica, 9(2): 101-111, 2005.
100. Vendhan, P.; Ramajeyathilagam, K.; and Bhujanga Rao, V. Non-linear transient dynamic response of rectangular plates under shock loading, *Int. J. Impact Eng.*, 24, 10, 999–1015, 2000.
101. Vlado, A. Lubarda. Elastoplasticity Theory. Mechanical engineering series Frank Kreith, 2001.
102. Volkova, A.Yu.; Greenberg, B.A.; Ivanov, M.A.; Elkina, O.A.; Inozemtsev, A.V.; Plotnikov, A.V.; et al. Electron Microscopic Examination of the Transition Zone of Aluminum–Tantalum Bimetallic Joints (Explosion Welding). *Phys Met Metallogr*, 115(4): 380–91, 2014.
103. Walsh, J.; Shreffler, R.; Willig, F. Limiting conditions for jet formation in high velocity collision, *J Appl Phys* 24 (3): 349 – 359, 1953.
104. Watanabe-Cabrera, J. Explosivos tipos y propiedades. Consulta: 21 sept 2011, 2012. Disponible en: Monografias.com.

105. Wei, S.; Xiaojie, L. An alternative Thin-plate Welding Technology Using Underwater Shock Wave, *J. Adhes. Sci. Technol*, 26: 1733-1743, 2012.
106. Withers, P.; Bhadeshia, H. Residual Stress – I: Measurement techniques. *Materials Science and Technology*, 17 (6): 355 – 365, 2001.
107. Wittman, R. Use of Explosive Energy, Marienbad, 2nd Int. Symp. CSSR, 1973.
108. Wylie, H.; Williams, P.; Crossland, B. Further experimental investigation of explosive welding parameters. In: *Proc 2nd int conf cent high energy fab*, 1 (3); 1 – 43, 1971.
109. Xiaoyan, Z; Yujiao, L. Effect of chromium on phase structure of austenite manganese steel. Department of Mechanical Engineering, GUT, Guiyang 550003. Página Webb. Disponible en la World Wide Web, 2001.
<http://power.luneng.com/power/library/gtyjxb/gtyj99/gtyj9903/990310.htm>
110. Young, G. Explosives Welding Technical Growth and Commercial History. Dynamic Materials Corporation, 2004.
111. Yu, T. X.; y Johnson, W. The Buckling of Annular Plates in Relation to the Deep-Drawing Process. *Int. J. Mech. Sci. Vol. 24, No. 3*, 175-188, 1982.
112. Zamani, E.; Liaghat, G.H. Explosive welding of stainless steel-carbon steel coaxial pipes. *J. Mater. Sci*, 47:685–695, 2012.
113. Zuidema, B. The effect of Aluminium on the work Hardening and Wear Resistance of Hadfield Manganese Steel. *Mettallurgicals and Materials Transaction. A. Volume 18 A*, 1629, 1987.

ANEXO 1

Elementos	CUP	CUC
Materias prima y materiales	10,50	10,50
Materiales	51,40	51,40
Combustibles y lubricantes	0,01	0,01
Energía eléctrica	0,28	0,28
Agua	0,32	0,32
Útiles y herramientas	5,70	7,70
Sub total gastos de elaboración	10,14	3,61
Otros gastos directos	4,37	2,20
Depreciación	0,90	0,00
Gastos de fuerza de trabajo	25,30	12,57
Salarios	11,95	0,00
Vacaciones	0,80	0,00
Otros gastos de fuerza de trabajo	2,83	0,00
Estimulación	2,57	2,57
Gastos indirectos de producción	9,40	5,40
Depreciación	0,05	0,00
Materiales	0,67	1,21
Mantenimiento y reparación	2,70	1,19
Gastos generales y de administración	0,78	0,19
Depreciación	0,03	0,00
Materiales	0,02	0,05
Combustible y lubricantes	0,02	0,00
Otros	0,70	0,13
Energía eléctrica	0,01	0,01
Gastos bancarios	1,04	0,28
Gastos totales o costo de producción (1+2)	11,74	5,21
Margen utilidad S/ base autorizada 20 %	2,03	0,10
% sobre el gasto en divisas (hasta un 10 %)		0,16
Componente en pesos convertibles	156,26	105,09