

## Efecto de la corriente pulsada en el proceso de soldadura GTAW en titanio 6Al4V con y sin metal de aporte

Celso E. Cruz-González<sup>a</sup>, Héctor I. Gala-Barrón<sup>a</sup>, José D. Mosquera-Artamonov<sup>b,✉</sup>,  
Hugo Gámez-Cuatzin<sup>a</sup>

<sup>a</sup>Centro de Ingeniería y Desarrollo Industrial. Sistemas Dinámicos y Transferencia, Av. Playa Pie de la Cuesta  
No. 702. Desarrollo San Pablo. C.P. 76130, Santiago de Querétaro, México

<sup>b</sup>Universidad Autónoma de Nuevo León, Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica, Posgrado en Ingeniería de Sistemas,  
c/ Pedro de Alba s/n, San Nicolás de Los Garza, Nuevo León, México

✉ Autor para la correspondencia: [xoce15@ingenieros.com](mailto:xoce15@ingenieros.com)

Enviado: 8 Octubre 2015; Aceptado: 8 Mayo 2016; Publicado on-Line: 14 Octubre 2016

**RESUMEN:** En este trabajo se determinó la influencia de la corriente continua, la corriente pulsada con 20 y 50 Hz de frecuencia en las propiedades mecánicas, microestructura así como ancho del cordón del proceso de soldadura GTAW en titanio 6Al4V de 1,6 mm de espesor. Se realizó un diseño de experimentos factorial completo con tres réplicas. En el diseño de experimentos fueron analizados los factores, como el uso de aporte y frecuencia. Se consideraron dos niveles para el factor metal de aporte cuyo nivel máximo es el uso de aporte y el mínimo sin uso de aporte. Para el caso de la frecuencia se consideraron tres niveles, siendo el mínimo, corriente continua, 20 Hz como nivel medio y 50 Hz como nivel máximo. Se realizaron ensayos mecánicos de tensión, microdureza Vickers 500 g, así como macro y micrografías de las uniones soldadas. Se encontró que las propiedades mecánicas de la unión son afectadas significativamente (valor  $P < 0,05$ ) con respecto a la frecuencia, tanto utilizando metal de aporte, o sin el uso de este. El ancho de cara y raíz disminuyó cuando ocurrió un cambio de corriente continua a 20 Hz, mientras que de 20 a 50 Hz no presentó un cambio significativo.

**PALABRAS CLAVE:** Corriente; Diseño de experimentos; GTAW; Propiedades mecánicas; Titanio

**Citation / Cómo citar este artículo:** Cruz-González, C.E., Gala-Barrón, H.I., Mosquera-Artamonov, J.D., Gámez-Cuatzin, H. (2016) "Efecto de la corriente pulsada en el proceso de soldadura GTAW en titanio 6Al4V con y sin metal de aporte". *Rev. Metal.* 52(3):e071. doi: <http://dx.doi.org/10.3989/revmetalm.071>

**ABSTRACT:** *Effect of pulsed current in the welding process of 6AL4V in titanium with and without filler metal.* In this work the influence of the current is determined, the pulsed current with 20 and 50 Hz frequency in the mechanical properties, microstructure and wide lace GTAW (Gas Tungsten Arc Welding) welding process 6AL4V titanium 1.6 mm thick. Full factorial design experiments with three replicates was perform. In the experimental design factors such as the use of input and frequency they were analyzed. Two metal levels for the contribution factor whose maximum level is the use of input and minimal unused filler were considered. In the case of the frequency, three levels were use as minimum is DC, 20 Hz is a central and 50 Hz as maximum level. Mechanical tensile tests performed 500 g Vickers microhardness and macro and micrographs of the welded joints. It was found that the mechanical properties of the affected joint are significantly ( $P < 0.05$  value) with respect to frequency using both filler metal and without the use of this. The face width and root decreased when a change of current at 20 Hz occurred, while 20 to 50 Hz do not show a significant change.

**KEYWORDS:** Current; Design of experiments; GTAW; Mechanical testing; Titanium

**Copyright:** © 2016 CSIC. Este es un artículo de acceso abierto distribuido bajo los términos de la licencia Creative Commons Attribution (CC-by) España 3.0.

## 1. INTRODUCCIÓN

En las últimas cuatro décadas la aleación Ti6Al4, se ha convertido en la aleación de titanio de mayor aplicación industrial debido a su bajo peso, alta tenacidad y resistencia a bajas y elevadas temperaturas (Baeslack, 2010). Esta aleación presenta en su microestructura las fases  $\alpha$  y  $\beta$ , además es la utilizada para las uniones soldadas debido a sus propiedades mecánicas tales como: resistencia a la tensión y microdureza (Wang y Wei, 2004). El crecimiento de grano ocurre en la zona afectada por el calor debido al aporte térmico (Yunlian *et al.*, 2000), dicho crecimiento del tamaño de grano reduce considerablemente las propiedades mecánicas tanto como en esta aleación como otras.

En el caso de los metales y aleaciones, el tamaño de grano es una fuerte influencia en las propiedades mecánicas, ya que ha sido probado que a menor tamaño de grano le corresponde un mayor límite elástico y mayor resistencia mecánica a la tracción. Este comportamiento es representado matemáticamente por la ecuación de Hall-Petch (Gordienko *et al.*, 1991).

$$\sigma_y = \sigma_o + kd^{-1/2} \quad (1)$$

donde  $\sigma_y$  es el límite elástico;  $\sigma_o$  una constante relacionada al límite elástico;  $d$  tamaño de grano y  $k$  la medida de la extensión del apilamiento de dislocaciones frente a las barreras.

Esta relación permite predecir en un metal su tamaño de grano pequeño o grande, la magnitud que tendrá el límite elástico, la resistencia mecánica y dureza. Estas consideraciones físicas son especialmente importantes y por lo tanto debe controlarse en materiales donde las propiedades mecánicas no deben presentar una gran variación entre las propiedades del metal base y la zona afectada por el calor (por ejemplo en aceros API). En el caso de aleaciones de titanio, este efecto es de mayor importancia ya que además del tamaño de grano, la velocidad de enfriamiento puede llevar a crecimiento de grano aunado a una pérdida de ductilidad en la aleación, por lo que se han realizado esfuerzos en mitigar el crecimiento de grano de la zona afectada de láminas soldadas de Ti6Al4V mediante el proceso GTAW-UHF (Gas Tungsten Arc Welding-Ultra High Frequency) (Balachandar *et al.*, 2009; Mingxang *et al.*, 2013).

El uso de corriente pulsada en aleaciones aeronáuticas como el magnesio AZ31B, donde se utilizó una corriente pico de 210 A y una corriente base de 80 A con una frecuencia de 6 Hz mostró que la alta dureza en la zona de fusión y la distribución uniforme de precipitados fueron las razones principales para que se generara una resistencia a la tensión superior de dichas uniones, por lo que este tipo de procesos son interesantes para aplicarse en la soldadura de aleaciones de titanio. Se puede reducir el crecimiento de grano en la zona afectada por el

calor y con ello mitigar la reducción en las propiedades mecánicas y la posibilidad de pérdida de ductilidad (Padmanaban y Balasubramanian, 2011).

Existe una tendencia en la optimización del proceso de soldadura enfocada en la reducción de costos. Lo anterior se ha estudiado utilizando el diseño central compuesto (metodología de superficie de respuesta), con la finalidad de refinar el grano para mejorar las propiedades de la unión Ti6Al4V (Balasubramanian *et al.*, 2007). Así mismo, las propiedades como la tenacidad en el ensayo Charpy pueden mejorarse utilizando el diseño central compuesto con resultados satisfactorios (Cruz *et al.*, 2014). Por tanto la presente investigación tiene por objetivo determinar la influencia de la corriente continua (CC), la corriente pulsada PC con 20 y 50 Hz de frecuencia en las propiedades mecánicas, microestructura y ancho del cordón de soldadura usando un proceso de soldadura GTAW con y sin aporte para el Ti6Al4V.

## 2. MATERIALES Y MÉTODOS

### 2.1. Materiales

El metal de aporte para el proceso GTAW se seleccionó de acuerdo a la especificación AWS A5.16/A5.16M (2007), considerando la similitud metalúrgica con la aleación Ti6Al4V recomendada por AWS/ANSI D17.1/D17.1M (2010).

En este trabajo se utilizó titanio grado 5 (Ti6Al4V) (ASTM B265-11, 2011), en forma de lámina. Las probetas fueron recortadas de esta lámina con las siguientes dimensiones: 35x1,6x80 mm. El metal base Ti6Al4V, fue caracterizado por medio de ensayo mecánico de tracción, de acuerdo a lo especificado por ASTM E8/E8M-11 (2011). Como lo indica la norma, se cortaron de la lámina dos miniprobetas de 6 mm de ancho y 25 mm de longitud calibrada. Los ensayos fueron llevados a cabo con una velocidad de deformación de  $0,010 \text{ s}^{-1}$ ; y para determinar el límite elástico se utilizó el criterio de 0,2% offset. Los resultados de los ensayos se muestran en la Tabla 1.

El análisis químico fue realizado utilizando la técnica de espectroscopia de emisión óptica (ASTM E1086-08, 2008) para realizar una verificación positiva del material puesto que el certificado de calidad avala el cumplimiento. Los resultados se muestran a continuación:

**Porcentaje de  $\overline{AL}$**  : 5,88%, siendo la especificación: (5,5 a 6,75) % (ASTM B265-11, 2011).

**Porcentaje  $\overline{V}$**  : 4,04%, siendo la especificación: (3,5 a 4,5) % (ASTM B265-11, 2011).

La microestructura de la lámina se observó en un corte de 1x1 cm, el cual se montó en baquelita-granalla de acero. Esta fue revelada utilizando ataque químico Kroll's. La Fig. 1 muestra la microestructura del material base en la fase  $\alpha$  y  $\beta$  que son características de este tipo de aleaciones. La fase  $\alpha$  tiene una estructura

TABLA 1. Resultados de prueba de resistencia a la tensión de aleación Ti6Al4V

Probeta	Esfuerzo de tracción (MPa)	Límite elástico 0,2% (MPa)	Elongación 25 mm (%)	Dureza Vickers HV/500
1	1135	998	14	320
2	1156	1047	13	319
Valores mínimos	895	828	10	Sin información

cristalina de tipo HCP y la fase  $\beta$  una de tipo BCC. La transformación completa de una estructura a otra se conoce como transformación alotrópica y tiene lugar a la temperatura de transformación que, para el titanio elemental, es de  $822\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 2\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Esta temperatura varía en función de los aleantes que se empleen y de la pureza del titanio (Gordienko *et al.*, 1991).

## 2.2. Selección del tipo de junta

Las juntas se diseñan para cumplir los requisitos de esfuerzo y seguridad, para eliminar concentradores de esfuerzo, así como un patrón óptimo de distribución de esfuerzos residuales (Milek *et al.*, 1991). Para este caso, al tratarse de una junta de penetración completa, en donde es requerida una resistencia mecánica de al menos la del metal base, se utilizó para estos experimentos el diseño de la junta especificado por AWS/ANSI D17.1/D17.1M (2010). El esquema de la junta utilizado se muestra en la Fig. 2.

## 2.3. Selección de parámetros y diseño experimental

En este trabajo se estudió la interacción de tres tipos de transferencia; la primera corriente continua (CC), la segunda corriente pulsada (PC) con

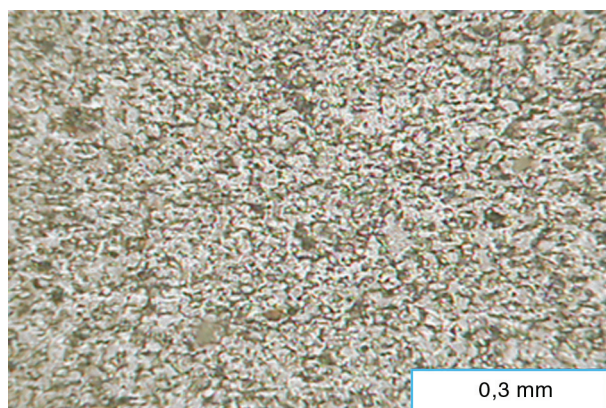


FIGURA 1. Microestructura de las láminas de aleación Ti6Al4V.



FIGURA 2. Esquema de la junta de borde recto utilizada en el experimento.

20 Hz y la tercera PC a 50 Hz. Se diseñó un experimento factorial completo, con dos factores (aporte y frecuencia) con dos niveles para el uso de aporte (con y sin aporte), tres niveles para la frecuencia (0 o corriente continua, 20 y 50 Hz), todos los ensayos se realizaron por triplicado, seleccionando los diferentes experimentos aleatoriamente. La Tabla 2 muestra los niveles y factores involucrados.

El resto de los parámetros utilizados se mantuvieron constantes:

- Gas de protección: argón de ultra alta pureza de 99,998%
- Flujo de gas de protección: antorcha entre  $1,4\text{ m}^3\text{ hr}^{-1}$  y  $1,7\text{ m}^3\text{ hr}^{-1}$  en el respaldo.
- Voltaje: 8-10 V
- Amperaje (CC): 60 A
- Amperaje (PC): 60 A en corriente pico y 30 A en corriente base.
- Electrodo al negativo.
- Electrodo: 3,2 mm de lantano, AWS EWLa<sup>-2</sup>, color azul.
- Aporte: ERTi-5Eli (Número F-55) 1,14 mm de diámetro.
- Material base: ASTM B265 Grado 5 (Número M-54).
- Velocidad de soldadura:  $92\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ .
- Velocidad de alimentación:  $10\text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .

## 2.4. Manufactura de los especímenes de prueba

En la preparación de la junta se utilizaron los criterios estipulados por AWS/ANSI D17.1 /D17.1M (2010) donde la selección del tamaño de la apertura de la junta depende del espesor del material. Con base a AWS/ANSI D17.1 /D17.1M (2010) la apertura de la junta seleccionada fue de 0,8 mm y se controló mediante el uso de medidores de espesores. Una vez que la configuración de los especímenes quedó lista, se procedió a soldar con base a los parámetros del diseño experimental.

TABLA 2. Factores y niveles para el diseño experimental planteado

Factores/Niveles	-1	0	1
A: Condición aporte	Sin aporte		Con aporte
B: Frecuencia (Hz)	0	20	50

## 2.5. Ensayo de tracción, macro, micrografía y Dureza Vickers

Las probetas para el ensayo fueron cortadas de la zona central del espécimen de prueba de 70x1,6x80 mm con una cizalla mecánica para dejar un ancho de 10 mm, posteriormente se maquinaron acorde a la norma ASTM E8/E8M-11 (2011). Las probetas se ensayaron en una máquina universal INSTRON 4482 y un extensómetro N° 87 de 25 + 10% mm de longitud calibrada, con una velocidad de fluencia equivalente a 8 MPa.s<sup>-1</sup> y una velocidad de carga 15 mm.min<sup>-1</sup>. Para el estudio metalográfico fueron seguidas las recomendaciones estipuladas en la norma ASTM E3-11 (2011).

La medición de microdureza Vickers se realizó utilizando la norma ASTM E384-11 (2011). Se utilizó un microdurómetro Vickers Fr-3 con 500 g de carga y un tiempo de penetración de 11 segundos.

## 3. RESULTADOS

### 3.1. Medición del cordón de soldadura

La medición del ancho de cara y raíz se realizó utilizando un microscopio horizontal Axio Vert A1 MAT. Se usó el programa Axio Vision SE64 para el procesamiento de datos. Imágenes de las mediciones del ancho de la cara y raíz del cordón de soldadura se muestra en la Fig. 3.

La Tabla 3 muestra el análisis de varianza de los parámetros de ancho de la cara y la raíz de la soldadura. Realizando la comprobación de los residuos de los modelos estadísticos planteados, se puede afirmar con un 95% de confianza que los residuos siguen una distribución normal. Dicha afirmación es sustentada por el estadístico de Kolmogorov-Smirnov (valor  $P > 0,05$ ) (Montgomery, 2004). Para el análisis de varianza del ancho de la cara del cordón, se obtuvo

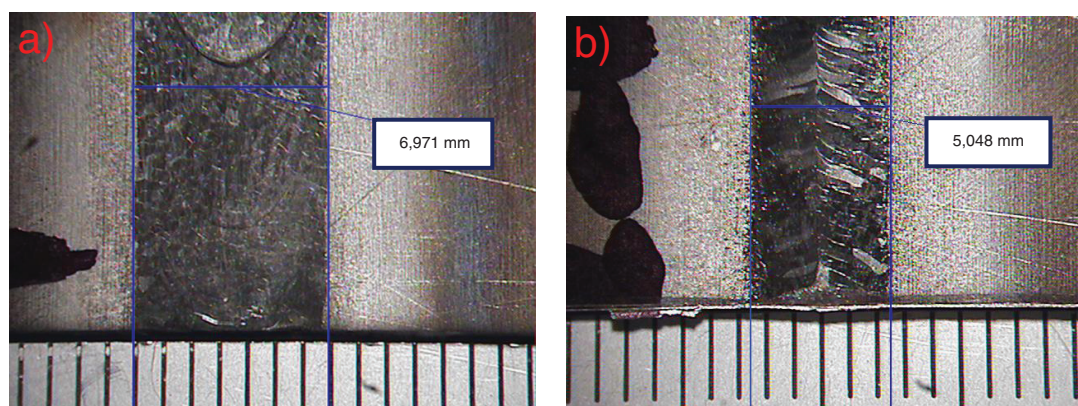


FIGURA 3. Fotografía de la muestra 1: a) medición del ancho de la cara del cordón de la soldadura y b) medición del ancho de la cara de raíz de la soldadura. Mediciones realizadas a 5x.

TABLA 3. ANOVA para el ancho de cara y raíz de las uniones soldadas

Ancho raíz lineal (mm)					
Fuente	GL	SC Ajuste	MC Ajuste	Valor F	Valor P
Transferencia	1	11,108	11,108	54,170	0,000
Frecuencia	2	19,208	9,604	46,830	0,000
Error	14	2,871	0,205		
Falta de ajuste	2	0,673	0,337	1,840	0,201
Error puro	12	2,198	0,183		
Total	17	33,186			
Ancho cara lineal (mm)					
Transferencia	1	1,216	1,216	7,620	0,015
Frecuencia	2	4,999	2,499	15,660	0,000
Error	14	2,234	0,160		
Falta de ajuste	2	0,068	0,034	0,190	0,832
Error puro	12	2,166	0,181		
Total	17	8,449			

un coeficiente de correlación del 73,56% y para el ancho de raíz lineal de 91,35%, permitiendo concluir correctamente sobre los fenómenos estudiados.

Para el ancho de raíz lineal y ancho de cara del cordón, las variables tipo de corriente y frecuencia tienen un efecto significativo (valor  $P < 0,05$ ), aceptando la hipótesis alterna, pero para ambos casos las interacciones entre los factores de control no tuvieron un efecto significativo (valor  $P > 0,05$ ). El incremento de las dimensiones de la cara del cordón y de la raíz, son predecibles debido al uso del aporte como material adicional y el decremento del ancho en los cordones de cara y raíz dado que fueron generados debido a la influencia de los pulsos. Dichos pulsos permiten una energía de fusión (input térmico) menor, generando que el arco se extinga disipando el calor, propiciando un enfriamiento más rápido y por ende menos tiempo en estado fundido.

La Fig. 4 presenta los efectos principales para el ancho de cordón en cara y raíz, donde para ambos casos el mínimo (ancho de cordón en cara y raíz) de amplitud de la soldadura se exhibe cuando se considera el aporte y una frecuencia de 20 Hz, mientras que el ancho máximo de la soldadura se encuentra al no considerar el aporte con una frecuencia de 0 Hz.

### 3.2. Macrografía

Las muestras se prepararon como se indica en el apartado 2.5 del presente trabajo y revelan una estructura acicular esencialmente de granos

columnares en el proceso CC y equiaxiales donde se utiliza PC. Las macrografías muestran la diferencia en los tamaños de grano en la unión soldada. La probeta con metal de aporte (Fig. 5a) presenta un tamaño de grano mayor en la unión soldada con respecto a la probeta soldada sin metal de aporte (Fig. 5b). Esta diferencia indica que las propiedades mecánicas de la unión soldada, realizada mediante el proceso de arco pulsado son superiores a las de la unión soldada mediante arco de corriente continua. De igual forma, se observa que a 20 Hz de frecuencia el tamaño de grano era más grande, por el contrario a 50 Hz de potencia se obtuvo un grano más refinado, dicho fenómeno se vio reflejado directamente en las propiedades mecánicas, en el caso de la soldadura de arco con aporte.

### 3.3. Micrografía

Se tomaron las micrografías en la zona afectada térmicamente y la soldadura, con la finalidad de realizar los análisis correspondientes. En la Fig. 6 se muestran las microestructuras representativas de cada una de las uniones realizadas en este estudio. Se puede observar granos de solución sólida  $\alpha$  y precipitados de  $\beta$ . Los tamaños de grano son distintos entre la soldadura con corriente continua y las microestructuras de las uniones soldadas hechas con arco pulsado. La diferencia de tamaños de grano pone de manifiesto que a 20 Hz de frecuencia

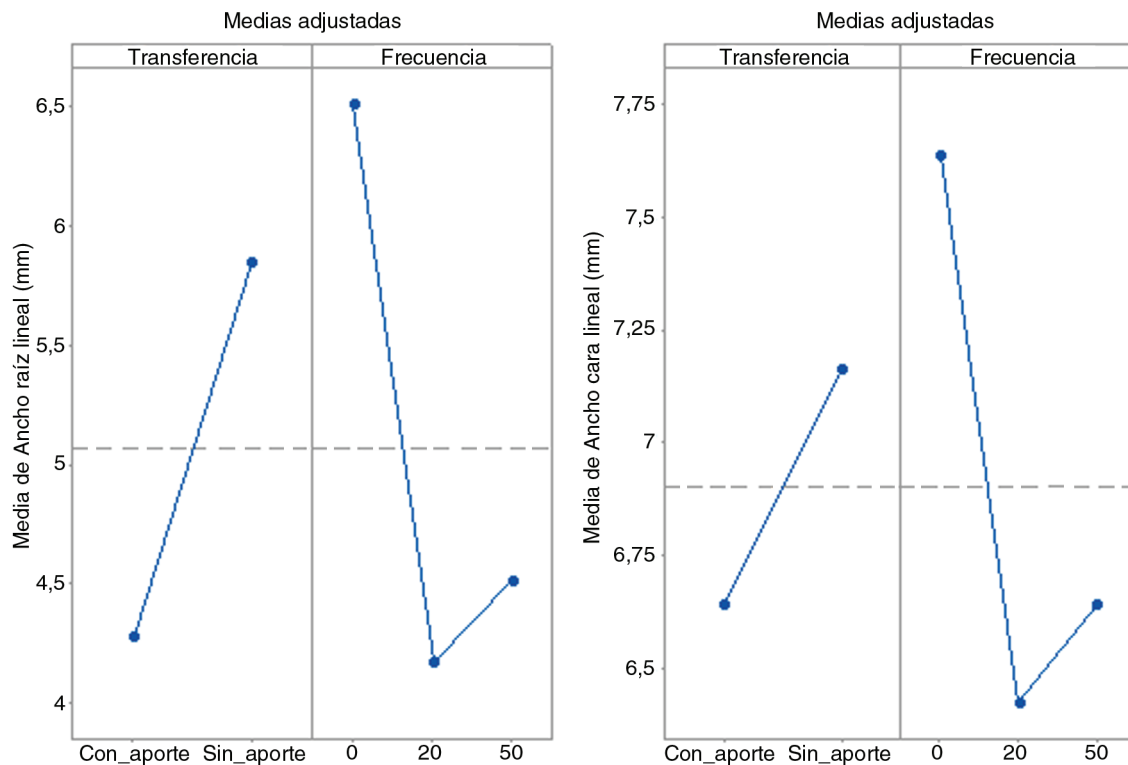


FIGURA 4. Análisis de efectos principales para el ancho de raíz lineal (mm) y el ancho de cara lineal (mm).

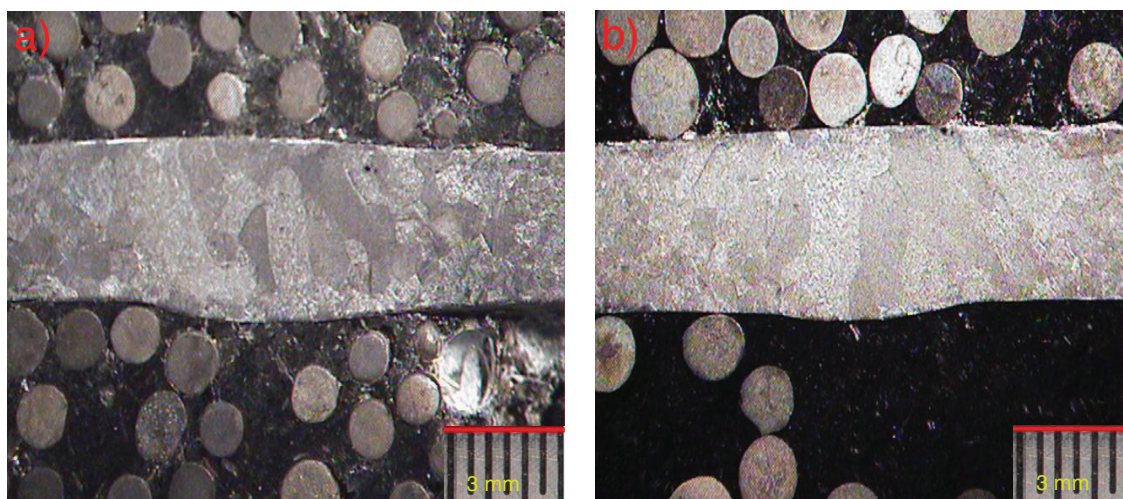


FIGURA 5. Macrografía comparativa de: a) muestra con metal de aporte y b) muestra sin metal de aporte.

el tamaño de grano es más grande, a 50 Hz se obtiene un grano más refinado, esto se vio reflejado directamente en las propiedades mecánicas de la aleación. El tamaño de grano es más grande en la unión soldada sin aporte. Este hecho hace que las dislocaciones se muevan más rápido en los granos de tamaño grande, por tanto las propiedades mecánicas disminuyen. La Fig. 6 muestra las microestructuras de algunos de los experimentos de la Tabla 2.

### 3.4. Ensayos de tracción mecánica

Los resultados de las pruebas de tracción se muestran en la Tabla 4. En la zona afectada térmicamente definida como MB se identifica el metal base y WELD a la soldadura, se identificó la zona de falla fuera de la soldadura como metal base, ocurriendo realmente en la zona afectada por el calor o la línea de fusión. Se ha comprobado que la rotura en el metal base y no en la zona afectada o línea de fusión, arroja valores iguales o superiores a la elongación del metal base (Cruz *et al.*, 2014).

### 3.5. Microdureza Vickers

Los resultados del barrido de microdureza Vickers se muestran en la Fig. 7. Las micro indentaciones se realizaron en el centro de la sección transversal de la unión soldada, tomando 4 puntos en el metal base para proseguir por la zona afectada por el calor y la soldadura atravesando toda la sección transversal, de esta manera se pudo analizar el efecto de los parámetros estudiados abarcando la microestructura del metal base, zona afectada por el calor y soldadura. Se seleccionaron las muestras 16, 5 y 12 para el caso de fusión sin aporte y la 1, 8 y 15 con aporte, considerando que éstas muestras son representativas del proceso.

## 4. DISCUSIÓN

De los resultados mostrados en las propiedades mecánicas de las uniones soldadas se evidencia que el material de aporte juega un papel determinante en la unión soldada, porque éste modifica la microestructura (Fig. 6) tanto el metal depositado como de la zona afectada térmicamente y por lo tanto de las propiedades mecánicas de la unión soldada en su conjunto. Este hecho se comprueba al comparar las propiedades mecánicas promedio de la unión soldada con corriente continua con aporte contra las uniones soldadas con corriente continua sin aporte. Se puede notar que la primera presenta un esfuerzo a la tensión mayor que la segunda; aunque el límite elástico de la primera es menor que el de la segunda (Tabla 4). Si se calculan las relaciones límite elástico/esfuerzo a la tracción, se puede notar que para el primer caso esta relación es de 0,86 mientras que en el segundo caso es de 0,90, por lo tanto la unión soldada con corriente continua con aporte es más tenaz que la unión soldada con corriente directa sin aporte.

Esta diferencia puede explicarse por el hecho de que en el primer caso las probetas soldadas con metal de aporte fracturaron en el metal base, mientras que en el segundo caso las fracturas se localizaron en el metal depositado. De dicha diferencia se infiere que en el segundo caso la fractura ocurrió por los defectos de soldadura que actuaron como concentradores de esfuerzo en una microestructura más gruesa con respecto al metal base o la zona afectada por el calor. Se comprueba que los elementos de aleación presentes en el metal de aporte modifican la microestructura, el tamaño de grano y por lo tanto las propiedades mecánicas de tal forma que hacen que las fracturas de las uniones soldadas con metal de aporte se localicen en el metal base y no en el metal depositado (Gordienko *et al.*, 1991; Wang y Wei, 2004).

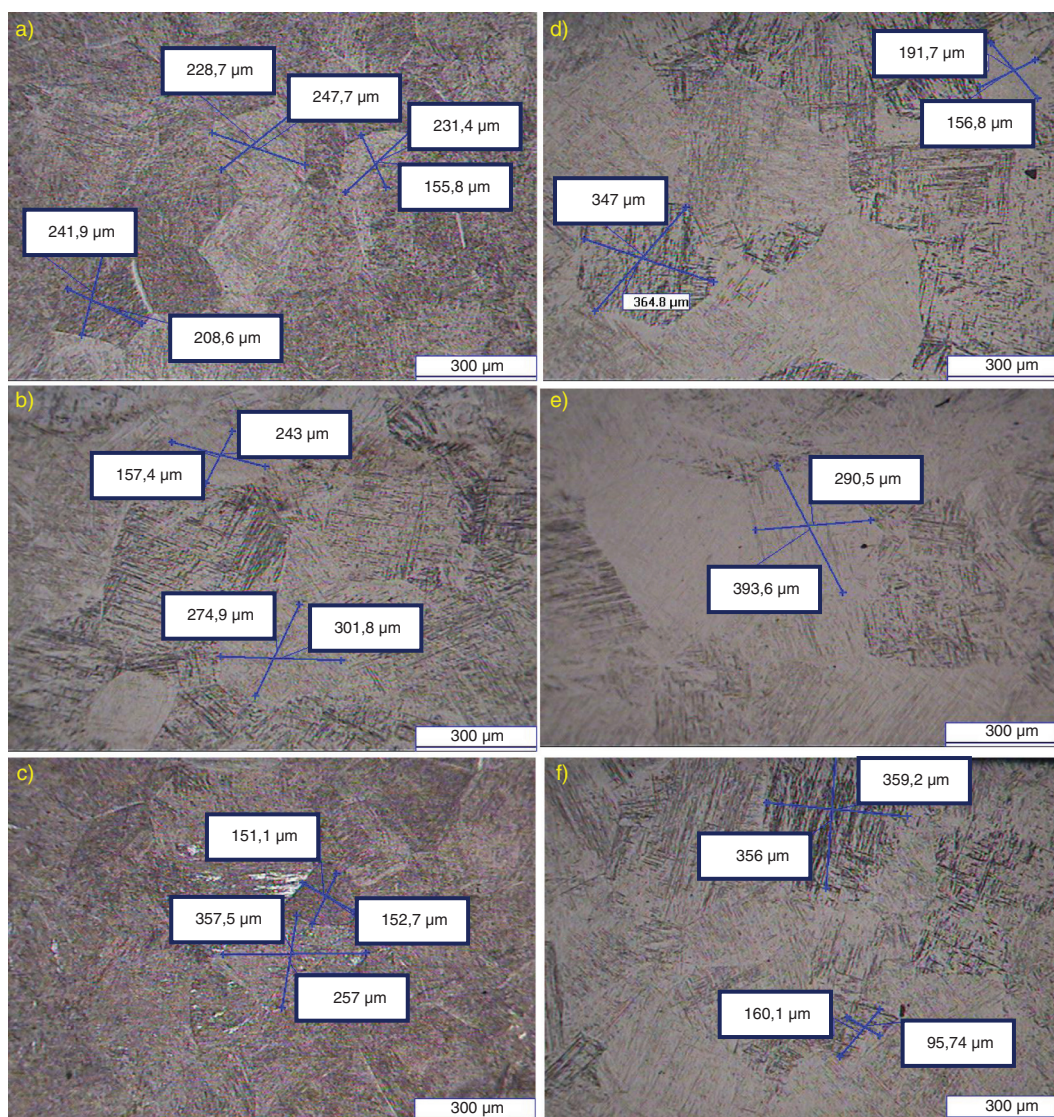


FIGURA 6. Micrografías a 300 µm de zona afectada por el calor ZAT del proceso GTAW: a) tamaño de grano de la muestra corriente continua con aporte, b) muestra de arco pulsado con aporte y 20 Hz de frecuencia, c) muestra de arco pulsado con aporte y 50 Hz, d) tamaño de grano de la muestra arco directo sin aporte, e) muestra de arco pulsado sin aporte y 20 Hz de frecuencia y f) muestra de arco pulsado sin aporte y 50 Hz.

Lo anterior puede explicarse desde el punto de vista metalúrgico por el hecho de encontrar granos más grandes en el cordón de soldadura de la unión soldada con corriente continua sin aporte, con respecto al tamaño del grano en la zona de fusión de la unión soldada con corriente directa con aporte (Fig. 5). Además el metal de aporte está aleado con elementos tales como el vanadio, el itrio, y el aluminio. Con los elementos de aleación se modifica la solidificación del metal de aporte y el resultado son granos más finos en el metal depositado. Este hecho es reflejado tanto en las macrografías como en las micrografías (Figs. 5 y 6). Hallum y Baeslack reportaron que en soldadura de titanio aleado con itrio, este elemento forma óxidos los cuales promueven

el refinamiento del grano del cordón de soldadura (Hallum y Baeslack, 1990). En lo que respecta a la microestructura, la presencia de agujas de martensita de la fase alfa indica que el enfriamiento, tanto del cordón de soldadura como de la zona afectada por el calor, fue de manera acelerada, debido a la menor aportación térmica de la unión soldada. No obstante, el efecto de los elementos de aleación en la formación de las microconstituyentes en la microestructura de las aleaciones de titanio es muy complejo (Greenfield y Duvall, 1975; Hallum y Baeslack, 1990; Balachandar *et al.*, 2009).

Por otro lado, en el caso de la solidificación del proceso de arco sin aporte, en el metal fundido no existen elementos aleantes. En estas uniones

TABLA 4. Resultados de las pruebas de tensión de algunas de las probetas indicadas en la sección 2.3

Tratamiento	Probeta	Tracción (Mpa)	Límite elástico 0,2% (MPa)	Elongación %	ZONA DE FALLA
Corriente continua con aporte	1	1025	867	7,4	MB
	2	939	808	9,4	MB
	3	989	876	12	MB
Promedio		984	850	9,6	
Pulsado con aporte 20 Hz de frecuencia	1	1046	965	10	MB
	2	1058	1010	8,2	MB
	3	1045	969	12,3	MB
Promedio		1050	982	10,2	
Pulsado con aporte 50 Hz de frecuencia	1	1037	934	10,6	MB
	2	1045	967	10,2	MB
	3	1054	968	10,2	MB
Promedio		1045	956	10,3	
Corriente continua sin aporte	1	969	903	2,8	WELD
	2	1042	979	4,5	WELD
	3	1007	850	7,7	WELD
Promedio		1006	911	5	
Pulsado sin aporte 20 Hz de frecuencia	1	1026	952	7,1	MB
	2	1043	962	7,3	MB
	3	970	926	3,5	WELD
Promedio		1013	947	6	
Pulsado sin aporte y 50 Hz de frecuencia	1	1023	766	9,3	MB
	2	998	908	3	WELD
	3	1042	950	8	MB
Promedio		1021	875	6,8	

soldadas, los granos crecen de manera de circular; y el crecimiento de los granos puede alterarse por modificación de la deposición del metal fundido. En este sentido, Balasubramanian y colaboradores han demostrado que utilizando corriente pulsada en la soldadura sin metal de aporte se logran microestructuras con granos más finos con respecto al proceso GTAW (Balasubramanian *et al.*, 2008). En los resultados puede observarse que en uniones soldadas con arco de corriente pulsada con aporte y sin aporte existen diferencias marcadas en la elongación, donde se puede observar el efecto de manera más marcada. En el caso de la unión soldada con corriente pulsada a 20 Hz con aporte, la elongación es de 10%; mientras que en el caso de la unión soldada con arco de corriente pulsada a 20 Hz sin aporte y no tomando en cuenta la probeta que fracturó en el metal depositado, la elongación es 7,2% (Tabla 4).

El hecho anteriormente comentado contrasta con los resultados de las uniones soldadas

con corriente continua con aporte y sin aporte; se puede ver que la unión soldada sin aporte presenta un mayor límite elástico y resistencia máxima a la tracción pero una menor elongación con respecto a la unión soldada con arco de corriente continua con aporte (Tabla 4). Esto indica que este tipo de unión es más frágil que su contraparte con aporte; este fenómeno puede ser explicado por un enfriamiento más rápido en este tipo de uniones, que con respecto a las uniones con aporte, llevando a la aparición de agujas de martensita más grandes en granos alfa, pudiendo explicar estas diferencias por los resultados mostrados en este trabajo (Fig. 6). Esta misma tendencia ha sido reportada por Balasubramanian y colaboradores quienes compararon procesos con diferente calor aportado (input térmico) y determinaron que el tamaño del grano en el cordón influencia a las propiedades mecánicas de la unión soldada (Balasubramanian *et al.*, 2007).



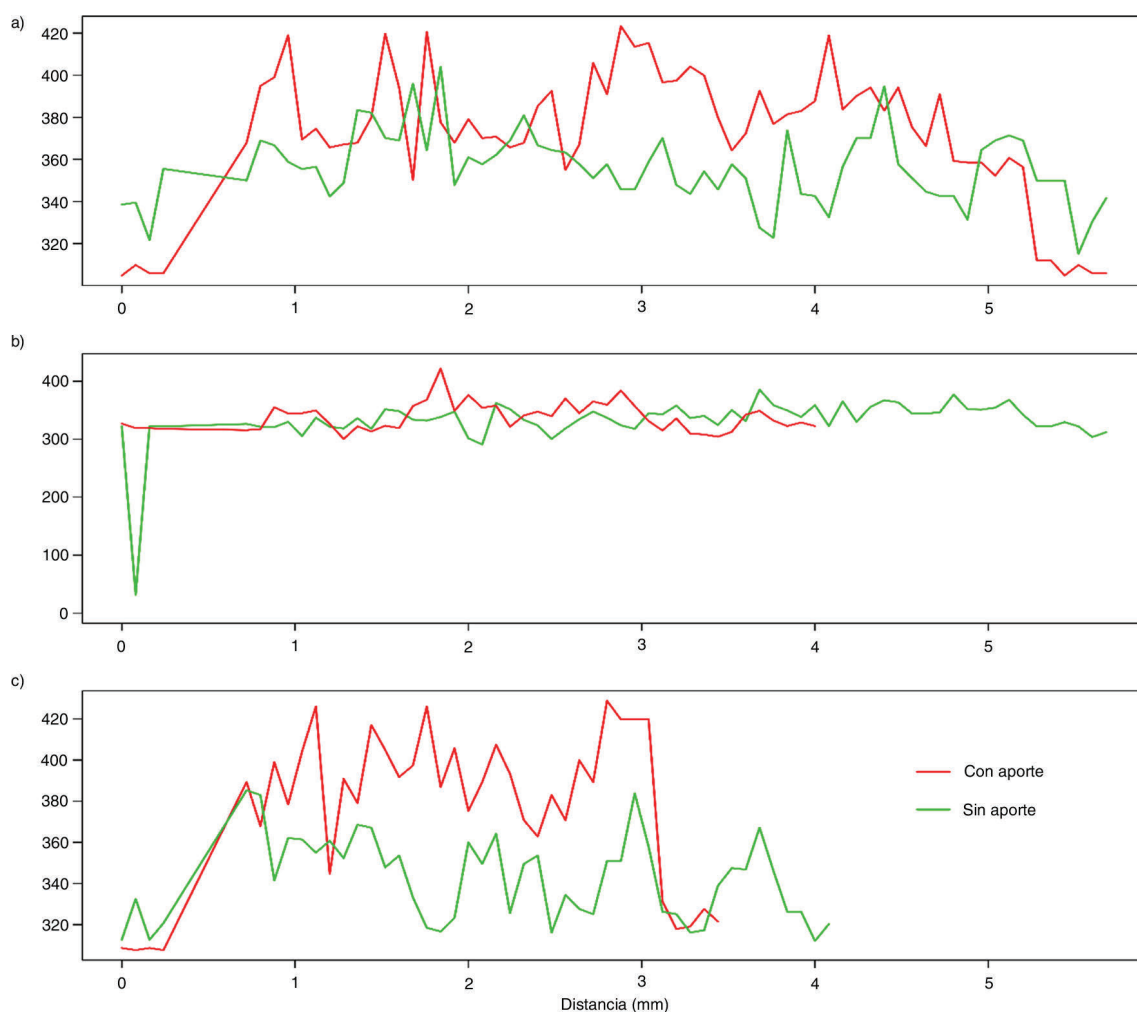


FIGURA 7. a) Perfiles de dureza comparativos de proceso GTAW CC, b) Perfiles de dureza comparativos de proceso GTAW PC = 20 Hz y c) Perfiles de dureza comparativos de proceso GTAW PC = 50 Hz.

En el caso de la soldadura con corriente pulsada, existe una diferencia de aproximadamente 30 MPa en la resistencia a la tensión, si se utiliza metal de aporte con respecto a si no se utiliza. Se observa una diferencia más clara aun en lo que respecta al esfuerzo elástico. Una diferencia similar a lo anterior se da en el caso de soldadura con 20 Hz de frecuencia, pero en la soldadura con frecuencia de 50 Hz, esta diferencia disminuye a 19 Mpa, por lo que la soldadura con corriente pulsada si modifica las propiedades de la unión soldada, de tal forma que puede disminuir la diferencia en propiedades con respecto de la soldadura con material de aporte (como es el caso de la soldadura con frecuencia a 50 Hz). Esta tendencia es consistente con lo encontrado en la literatura (Kumar y Datta, 2012; Mingxang *et al.*, 2013). No obstante, debe tenerse en cuenta que los ensayos mecánicos a la tracción mostraron que en el caso de la soldadura con corriente

pulsada sin aporte existen casos en que la probeta se fracturó en el metal depositado, lo cual indica que los defectos del proceso de soldadura tales como poros, faltas de fusión, o impureza del metal depositado juegan un papel determinante en la fractura de las uniones soldadas (Tabla 3).

De igual forma si se comparan los resultados de la soldadura con corriente pulsada a 20 Hz sin aporte y con metal de aporte, y la probeta de soldadura con corriente pulsada a 50 Hz sin aporte y con metal de aporte; se puede ver que a mayor frecuencia de corriente de arco existe una mayor tenacidad en la unión soldada. Este hecho puede explicarse porque en el tamaño de grano en la unión soldada utilizando aporte y corriente pulsada a 50 Hz, es más fino que en el caso de la unión soldada con aporte y arco con frecuencia a 20 Hz (Fig. 4). Esta propensión coincide con lo predicho por la ecuación de Hall - Petch y también es consistente con lo reportado en trabajos similares

(Gordienko *et al.*, 1991; Kumar y Datta, 2012; Mingxang *et al.*, 2013). Un ejemplo es el trabajo de Lutjering (1998) donde, entre otras cosas, se determinó la influencia de la velocidad de enfriamiento en el tamaño de grano a diferentes tasas de enfriamiento. Tasas de enfriamiento de  $1^{\circ}\text{C min}^{-1}$  generan granos más gruesos en comparación de una tasa de enfriamiento de  $8000^{\circ}\text{C min}^{-1}$  cuyos granos generados son más finos. Lo anterior expresado en propiedades mecánicas disminuye el esfuerzo de fluencia e incrementa la elongación y en caso contrario a tasas de enfriamiento mayores.

Las diferencias en las propiedades mecánicas entre las uniones soldadas con corriente continua, 20 Hz y 50 Hz, son notorias incluso en la localización de la fractura. En lo que respecta a la resistencia a la tracción ésta aumenta con el aumento de la frecuencia. Este hecho coincide con lo reportado en la literatura (Kumar y Datta, 2012). De igual forma, Saedi y Unkel (1988), determinaron que la soldadura de titanio con corriente continua produce uniones soldadas con propiedades mecánicas superiores a uniones soldadas con proceso GTAW sin corriente pulsada. Esto debido a que la frecuencia modifica la forma y penetración del metal fundido.

En este trabajo se encontró que mientras las probetas soldadas con corriente continua fracturaron en el cordón de soldadura, las probetas soldadas con corriente pulsada fracturaron tanto en el metal de aporte como en el cordón de soldadura. En el caso de las probetas con corriente continua puede explicarse que la fractura se localice en el cordón de soldadura por la diferencias entre la microestructura del cordón y del metal base. Por otro lado, en el caso de las probetas soldadas con corriente pulsadas aquí la fractura se localizó predominantemente en la zona afectada térmicamente (ZAT), lo cual puede atribuirse a la diferencia entre la microestructura del metal base y de la ZAT.

En los perfiles de dureza realizados tanto en la probeta sin aporte y con aporte (Fig. 7) se observa que la dureza Vickers en el metal depositado con aporte es superior a la dureza en la misma región del metal fundido sin aporte. Debe tenerse en cuenta que la resistencia mecánica a la tracción, el límite elástico y por tanto la dureza de una unión soldada es influenciada fuertemente por los elementos de aleación. En este caso el metal de aporte contiene aluminio, el cual es un elemento de aleación del titanio y su efecto consiste en la estabilización de la fase alfa; además de itrio, el cual refina el grano en el metal depositado (Hallum y Baeslack, 1990; Balachandar *et al.*, 2009). Sin embargo, debe mencionarse que este hecho no se ve reflejado en una reducción drástica en la elongación total de estas uniones soldadas.

## 5. CONCLUSIONES

- La soldadura de titanio con corriente continua con metal de aporte presenta mejores propiedades mecánicas que la soldadura de titanio con corriente continua sin metal de aporte. La soldadura de titanio con arco pulsado a frecuencia de 50 Hz sin metal de aporte presenta mejores propiedades mecánicas que la soldadura de titanio con corriente continua sin metal de aporte. Mientras que la soldadura de titanio con arco pulsado a 50 Hz con metal de aporte presenta mejores propiedades mecánicas que la soldadura de titanio con arco pulsado a 20 Hz con metal de aporte.
- La unión soldada con corriente pulsada a 20 Hz con aporte tiene una elongación de 10%; mientras que la unión soldada con arco de corriente pulsada a 20 Hz sin aporte la elongación es de 7,2%, sin tomar el metal depositado en la probeta.
- La dureza Vickers en el metal depositado con aporte es superior a la dureza en la misma región del metal depositado sin aporte, no obstante no hay una reducción drástica de la elongación total de las uniones con aporte.

## AGRADECIMIENTOS

Los autores del presente trabajo de investigación agradecen al CIDESI por la financiación del proyecto gastos indirectos, que dio como resultado este manuscrito, J.D. Mosquera-Artamonov agradece a CONACYT por la beca de posgrado. Se agradece también a J.M. Salgado López y J.L. Ojeda Elizarrarás por la colaboración técnica brindada en la presente investigación.

## REFERENCIAS

- ASTM B265-11 (2011). Standard Specification for Titanium and Titanium Alloy Strip, Sheet, and Plate. American Society for Testing Materials.
- ASTM E3-11 (2011). Standard Guide for Preparation of Metallographic Specimens. American Society for Testing Materials.
- ASTM E384-11 (2011). Standard Test Method for Knoop and Vickers Hardness of Materials. American Society for Testing Materials.
- ASTM E8/E8M-11 (2011). Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials. American Society for Testing Materials.
- ASTM E1086-08 (2008). Standard Test Method for Analysis of Austenitic Stainless Steel by Spark Atomic Emission Spectrometry. American Society for Testing Materials.
- AWS A5.16/A5.16M (2007). Specification for Titanium and Titanium Alloy Welding Electrodes and Rods. 5<sup>th</sup> Edition, American Welding Society.
- AWS/ANSI D17.1/D17.1M (2010). Specification for Fusion Welding for Aerospace Applications. American Welding Society.
- Baeslack, W. (2010). *Selection of Non Ferrous Low-Temperature Materials. In Welding, Brazing and Soldering*, Vol. 6, American Materials Society, Ohio, USA, pp. 507–554.
- Balachandar, K., Subramanya Sarma, V., Pant, B., Phanikumar, G. (2009). Microstructure and Mechanical Properties of

- Gas-Tungsten-Arc-Welded Ti-15-3 Beta Titanium Alloy. *Metall. Mater. Trans. A* 40 (11), 2685–2693. <http://dx.doi.org/10.1007/s11661-009-9952-8>.
- Balasubramanian, M., Jayabalan, V., Balasubramanian, V. (2007). Response Surface Approach to Optimize the Pulsed Current Gas Tungsten Arc Welding Parameters of Ti-6Al-4V Titanium Alloy. *Met. Mater. Int.* 13 (4), 335–344. <http://dx.doi.org/10.1007/BF03027891>.
- Balasubramanian, V., Ravisankar, V., Madhusudhan Reddy, G. (2008). Effect of pulsed current welding on mechanical properties of high strength aluminum alloy. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 36 (3), 254–262. <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-006-0848-0>.
- Cruz, C., Hiyane, G., Mosquera-Artamonov, J.D., Salgado, J.M. (2014). Optimización del proceso de soldadura GTAW en placas de Ti6Al4V. *Soldag. Insp. São Paulo* 19 (1), 2–9. <http://dx.doi.org/10.1590/S0104-92242014000100002>.
- Gordienko, A.I., Dymovskii, A.S., Kozina, I.Y. (1991). Correlation of grain-structure parameters with the properties of thermally strengthened titanium alloys VT6 and VT23. *Met. Sci. Heat Treat.* 33 (2), 137–141. <http://dx.doi.org/10.1007/BF00773891>.
- Greenfield, M.A., Duvall, D.S. (1975). Welding of an Advanced High strength titanium alloys. *Weld. Res. Suppl.* (March), 73s–85s.
- Hallum, D.L., Baeslack, W.A. (1990). Nature of Grain Refinement in Titanium Alloy Welds by Microcooler Inoculation. *Weld. Res. Suppl.* (September), 326s–336s.
- Kumar, P., Datta, C.K. (2012). Pulsed Parameters Optimization of GTAW Process for Mechanical Properties of Ti-6Al-4V Alloy using Taguchi Method. *IJESIT* 1 (1), 75–80.
- Lutjering, G. (1998). Influence of processing on microstructure and mechanical properties of ( $\alpha\beta$ ) titanium alloys. *Mat. Sci. Eng. A-Struct* 243 (1-2), 32–45. [http://dx.doi.org/10.1016/S0921-5093\(97\)00778-8](http://dx.doi.org/10.1016/S0921-5093(97)00778-8).
- Milek, W., Dickerson, P., Rager, D., Sanders Jr, W. (1991). *Design for Welding*. In *Welding Handbook*, Vol. 1, American Welding Society, Miami, USA, pp. 126–192.
- Mingxang, Y., Bojin, Q., Baoqiang, C., Fangjun, L., Zhou, Y. (2013). Effect of pulse frequency on microstructure and properties of Ti-6Al-4V by ultrahigh-frequency pulse gas tungsten arc welding. *Int. J. Adv. Manuf. Tech.* 68 (1), 19–31. <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-013-4822-3>.
- Montgomery, D. (2004). *Diseño y Análisis de Experimentos*, 2<sup>da</sup> Ed., Limusa S.A., pp. 427–466.
- Padmanaban, G., Balasubramanian, V. (2011). Influences of Pulsed Current Parameters on Mechanical and Metallurgical Properties of Gas Tungsten Arc Welded AZ31B Magnesium Alloy. *Met. Mater. Int.* 17 (4), 679–687. <http://dx.doi.org/10.1007/s12540-011-0826-4>.
- Saedi, H.R., Unkel, W. (1988). Arc and Weld Pool Behavior for Pulsed Current GTAW. *Weld. Res. Suppl.* (November), 247s–255s.
- Wang, S., Wei, M. (2004). Tensile properties of gas tungsten arc weldments in commercially pure titanium, Ti-6Al-4V and Ti-15V 3Al-3Sn-3Cr alloys at different strain rates. *Sci. Technol. Weld. Joi.* 9 (5), 415–422. <http://dx.doi.org/10.1179/136217104225021599>.
- Yunlian, Q., Ju, D., Quan, H., Liying, Z. (2000). Electron beam welding, laser beam welding and gas tungsten arc welding of titanium sheet. *Mater. Sci. Eng. A-Struct.* 280 (1), 177–181. [http://dx.doi.org/10.1016/S0921-5093\(99\)00662-0](http://dx.doi.org/10.1016/S0921-5093(99)00662-0).