

PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ

ESCUELA DE POSGRADO



PUCP

**EVALUACIÓN DE LAS PROPIEDADES MECÁNICAS DE UN ACERO
SUMITEN 780S, UTILIZANDO UN SIMULADOR DE CICLO TÉRMICO DE
SOLDADURA**

Trabajo de investigación para optar el grado de Magíster en Ingeniería de
Soldadura que presenta

ING. VÍCTOR RAÚL AGÜERO ZAMORA

Dirigido por

DR. ING. JOSÉ LUIS HIDEKI SAKIHAMA UEHARA

San Miguel, 2020

RESUMEN

El acero SUMITEN 780s es un acero de grano fino (HSLA) que presenta alta resistencia y alta tenacidad, pero tiene baja soldabilidad y es susceptible a generar estructuras frágiles en la zona de grano grueso de la ZAC. Para estudiar el comportamiento de las propiedades mecánicas y los cambios microestructurales de este acero, cuando es sometido a diferentes ciclos térmicos de soldadura, se construyó un Simulador de Ciclo Térmico de Soldadura, el cual permite conocer las propiedades mecánicas en un punto específico de la ZAC, sin necesidad de gastar dinero en la fabricación de cupones de soldadura.

En el presente trabajo fue analizado el efecto de la temperatura de precalentamiento variando el tiempo de enfriamiento ($t_{8/5} = 6s, 12s$ y $18s$). Luego, a fin de evaluar el efecto de un tratamiento de postcalentamiento, el acero fue sometido a dos ciclos térmicos de soldadura, manteniendo fijo el $t_{8/5}$ del primer ciclo térmico y haciendo variar la temperatura máxima alcanzada en el segundo ciclo térmico dentro y fuera del rango intercrítico de temperaturas (A_1 y A_3).

Los resultados encontrados muestran que la dureza y tenacidad del acero disminuyen conforme aumenta el tiempo de enfriamiento ($t_{8/5}$). La microestructura conocida como M-A constituyente, se forma dentro del rango intercrítico de temperaturas, incluso cuando la temperatura es ligeramente menor al límite inferior (A_1) del rango intercrítico. Un $t_{8/5}$ de 6s sería suficiente para no superar una dureza de la ZAC de 400HV, mientras que si el límite fuera 350HV sería necesario usar un $t_{8/5}$ superior a 18s.

Palabras clave: Ciclo térmico de soldadura, tiempo de enfriamiento ($t_{8/5}$), M-A constituyente, rango intercrítico, SUMITEN 780s, HSLA, ZAC.

INDICE GENERAL

Contenido

RESUMEN	i
CAPITULO I INTRODUCCIÓN.....	1
1.1. Planteamiento del tema.....	1
1.2. Objetivos	2
1.2.1. Objetivos generales	2
1.2.2. Objetivos específicos.....	2
CAPITULO II REVISIÓN DE LITERATURA	4
2.1. Simulador de ciclo térmico	4
2.2. Ciclo térmico de soldadura.....	5
2.2.1. Velocidad de enfriamiento en uniones soldadas	5
2.2.2. Parámetros de simulación de soldadura.....	6
2.3. Control de Potencia en corriente alterna	7
2.4. Adquisición de datos con LABVIEW	8
2.5. Microestructura de la ZAC en aceros HSLA.....	9
CAPITULO III MATERIALES Y METODOLOGIA.....	11
3.1. Construcción	11
3.1.1. Estructura del Equipo	12
3.1.2. Mordazas.....	12
3.1.3. Sistema de control	13

3.1.4. Control de Potencia.....	15
3.2. Interfaz de control con Labview 8.5.....	18
3.3. Generación del perfil de enfriamiento.....	18
3.4. Caracterización de las muestras.....	19
3.4.1. Material base y extracción de las muestras.....	19
3.4.2. Ensayo de dureza.....	21
3.4.3. Ensayo de impacto.....	21
3.4.4. Microscopia óptica.....	22
CAPITULO IV DISCUSIÓN Y RESULTADOS.....	23
4.1. Resultados de la simulación del ciclo térmico de soldadura.....	23
4.1.1. Simulación de un ciclo térmico de soldadura.....	23
4.1.2. Simulación de dos ciclos térmicos de soldadura.....	23
4.2. Microestructura.....	24
4.3. Dureza.....	27
4.3.1. Efecto del primer ciclo térmico sobre la dureza.....	27
4.3.2. Efecto del segundo ciclo térmico sobre la dureza.....	28
4.4. Tenacidad.....	29
4.4.1. Efecto del primer ciclo térmico sobre la tenacidad.....	29
4.4.2. Efecto del segundo ciclo térmico sobre la tenacidad.....	29
4.5. Correlación entre la microestructura y las propiedades mecánicas	30
4.5.1. Un ciclo térmico de soldadura.....	30

4.5.2. Dos ciclos térmicos de soldadura	31
4.6. Aplicación de los datos obtenidos a una situación Real de soldadura	32
CAPITULO V CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES	34
5.1. Conclusiones.....	34
5.2. Recomendaciones.....	35
BIBLIOGRAFÍA	36



CAPITULO I

INTRODUCCIÓN

1.1. Planteamiento del tema

En la actualidad la tendencia del uso de los aceros de grano fino (HSLA) es muy común en las construcciones de acero, porque presentan alta resistencia y tenacidad debido a su microestructura. Estos aceros, tienen baja soldabilidad, ya que su carbono equivalente es mayor a 0,45% y son susceptibles a generar estructuras frágiles en la ZAC, como la martensita, lo cual es perjudicial para la unión soldada. Así mismo, es posible que se generan microestructuras de grano grueso con altos valores de dureza, lo cual ocurre cuando el material es sometido a temperaturas en el rango de 1100-1500°C, convirtiéndola en la zona más crítica de la ZAC de una unión soldada.

El Sumiten 780S pertenece a este tipo de aceros y fue utilizado como material base en la construcción de la central hidroeléctrica “EL PLATANAL” en CUSCO – PERU. Es sabido que existieron dificultades para calificar los procedimientos de soldadura, lo cual significó altos costos debido a los numerosos ensayos realizados, ya que no cumplían con los requisitos de los códigos de soldadura. De lo mencionado anteriormente, surge la necesidad de encontrar un método que permita estudiar las propiedades mecánicas de la ZAC en las uniones soldadas de materiales de baja soldabilidad, determinar los parámetros óptimos de soldadura de estos materiales y evitar altos costos asociados a la calificación de procedimientos de soldadura fallidos.

Una solución a este problema es el uso de un simulador de ciclo térmico, el cual permite estudiar cómo afecta un ciclo térmico de soldadura en un punto específico de la ZAC, pudiendo variar los parámetros de soldadura para ver el comportamiento de la zona más crítica. Existen diversos simuladores de ciclo térmico, como el GLEEBLE 540, con costos elevados, ya que son equipos complejos que permiten realizar otros tipos de ensayos avanzados como ductilidad en caliente, tratamientos post soldadura, fisuración inducida por tensión, etc.

Por ello, el presente trabajo de investigación plantea fabricar un simulador de ciclo térmico de soldadura de bajo costo, y que esté en la capacidad de dar resultados confiables para estudiar las propiedades de la ZAC de una unión soldada.

Por otra parte, la construcción de un simulador de ciclo térmico, permitirá:

- Optimizar procedimientos de soldaduras, de diferentes materiales como aceros, aceros inoxidable, titanio y otros.
- Disminuir los costos de calificación de procedimientos de soldadura en materiales con difícil soldabilidad.
- Evaluar el cambio de las propiedades mecánicas y microestructura en la ZAC de diferentes materiales con propiedades físicas similares a los aceros.
- Construir curvas de enfriamiento continuo para diferentes materiales.
- Obtener datos experimentales para modelaciones matemáticas.

1.2. Objetivos

1.2.1. Objetivos generales

Construir un Simulador del Ciclo Térmico de soldadura, capaz de ajustar los parámetros de ingreso (Velocidad de calentamiento, temperatura máxima de calentamiento y velocidad de enfriamiento), para estudiar las propiedades mecánicas y cambios microestructurales en la ZAC de un acero Sumiten 780S, cuando es sometido a diferentes ciclos térmicos de soldadura.

1.2.2. Objetivos específicos

- Construir un Simulador del Ciclo Térmico de soldadura de bajo costo, a partir de piezas y componentes disponibles en el mercado nacional.
- Desarrollar un programa en LABVIEW 8.5 para controlar los parámetros de simulación.

- Establecer los parámetros para simular las velocidades de enfriamiento ($t_{8/5}$) de 6s, 12s y 18s.
- Correlacionar la microestructura con la velocidad de enfriamiento, dureza y energía absorbida cuando el acero SUMITEN 780s es sometido a un ciclo térmico de soldadura.
- Determinar las temperaturas a la cual se forma M-A constituyente.
- Comparar los resultados obtenidos con el código de soldadura AWS D1.1



CAPITULO II

REVISIÓN DE LITERATURA

2.1. Simulador de ciclo térmico

Un simulador de ciclo térmico, es un equipo capaz de generar ciclos térmicos sobre una probeta, pudiendo generar cualquier situación metalúrgica en los materiales. El simulador incorpora un transformador de tensión constante que proporciona corriente a la muestra y debido a la resistencia intrínseca del material, el calentamiento de la misma se realiza por “efecto joule”. La medición del historial térmico se puede realizar mediante un termopar (tipo k o tipo S) o un pirómetro óptico de radiación [1] y para generar diferentes velocidades de enfriamiento se puede utilizar agua, aire, etc. dentro de un sistema de enfriamiento.

Existen diversos simuladores de ciclo térmico, como el SMITWELD TCS 1406, el GLEEBLE 1500 y el GLEEBLE 540 (figura 1). Este último, es un equipo, que puede realizar la simulación de la ZAC de una unión soldada, ensayos de ductilidad y tracción en caliente, tratamiento post soldadura, simulación de múltiples procesos de soldadura, entre otros, y sus características principales se encuentran en la tabla 1.

Tabla 1. Características del sistema térmico del GLEEBLE 540, [2]

Parámetros	Características
Variable de control	Temperatura
Respuesta del controlador	10000°C/s
Coversor Analogo/Digital	18 bits
Temperatura máxima	1700°C
Velocidad máxima de calentamiento	Hasta 10000 °C/s
Velocidad máxima de enfriamiento	200 °C/s
Resolución del termopar	±1 °C



Figura 1. Fotografía del simulador de ciclo térmico GLEEBLE 540, [2]

2.2. Ciclo térmico de soldadura

2.2.1. Velocidad de enfriamiento en uniones soldadas

En las uniones soldadas uno de los factores que más influye sobre la microestructura, es la velocidad de enfriamiento. Este parámetro se representa por el $t_{8/5}$, el cual es el tiempo en que la temperatura desciende desde 800°C hasta 500°C durante el enfriamiento de una zona de la unión soldada. Se ha demostrado experimentalmente y matemáticamente, que este parámetro no depende de la distancia de la ZAC al foco de calor, por lo tanto, se considera que la velocidad de enfriamiento es la misma en el cordón de soldadura y en la ZAC [3].

Existen diversas relaciones para determinar el tiempo de enfriamiento. Las más usadas son las soluciones a las ecuaciones de Rosenthal [3] - [4] y están dadas para los casos de plancha delgada (análisis bidimensional) y plancha gruesa (análisis tridimensional).

Las ecuaciones para plancha gruesa y son las siguientes:

$$T - T_0 = \frac{H_{input}}{2\pi\lambda} e^{-\frac{r^2}{4at}} \quad (1)$$

$$r^2 = \frac{2H_{input}}{\pi d \rho c (T_p - T_0)} \quad (2)$$

$$\Delta t_{8/5} = \frac{H_{input}}{2\pi\lambda} \left(\frac{1}{500 - T_0} - \frac{1}{800 - T_0} \right) \quad (3)$$

En donde t es el tiempo (s), T es la temperatura alcanzada en el tiempo t en °C, H_{input} es el aporte de calor (J), d es el espesor del material (mm), T_p es la temperatura máxima a alcanzar (°C), T_0 es la temperatura inicial (°C), a es la difusividad térmica ($m^2 \cdot s^{-1}$), ρc es el calor específico por unidad de volumen ($J \cdot m^{-3} \cdot ^\circ C^{-1}$), λ es la conductividad térmica del acero ($J \cdot s^{-1} \cdot m^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$), r es la distancia lateral desde la soldadura (m) y $t_{8/5}$ es el tiempo de enfriamiento desde 800°C a 500°C (s).

2.2.2. Parámetros de simulación de soldadura

Referente a la simulación de ciclo térmico de soldadura, diferentes autores [5]-[16] considera los siguientes:

- **Velocidad de calentamiento.** - Velocidad de calentamiento de la probeta.
- **Temperatura de calentamiento.** - Temperatura máxima a alcanzar durante la simulación del ciclo térmico.
- **Perfil de enfriamiento.** – Toma en cuenta el tiempo de permanencia a la temperatura máxima y el $t_{8/5}$, que es el tiempo que demora en bajar la temperatura desde 800°C a 500°C.
- **Temperatura mínima de control.** - Es la condición que necesita el equipo para finalizar la simulación de ciclo térmico de soldadura.

Estos parámetros varían de acuerdo al tipo de proceso y de los parámetros de soldadura a usar, lo ideal es obtener datos reales de un ciclo térmico de soldadura, lo cual es algo complicado. De estos parámetros, el más importante y el que definirá los resultados es la velocidad de enfriamiento. Por otro lado, la velocidad de calentamiento y el tiempo de permanencia a la temperatura máxima a alcanzar quedan en un segundo plano, pero si uno desea que la

simulación se asemeje en lo posible a las condiciones de una unión soldada, éstas se deben seleccionar adecuadamente.

En diversos artículos sobre simulación de la ZAC de una soldadura, las velocidades de calentamiento utilizadas pueden variar entre 100°C/s a 430°C/s [5]–[9]. Para temperaturas superiores a 1200°C el tiempo de permanencia es un instante o no hay tiempo de permanencia [10-15] y en algunos casos de 2 a 6 segundos [6-8,16]. Por otro lado, el $t_{8/5}$ suele estar entre 6 - 240 segundos [5-16].

2.3. Control de Potencia en corriente alterna

Para el control de potencia en corriente alterna (CA) se suelen utilizar transistores de potencia como TIRISTORES, TRIACS, etc. Existen diversas maneras de controlar el voltaje de CA, dentro de las cuales podemos mencionar los 02 más usados: control “abrir y cerrar” y “control del ángulo de fase”, [17].

Para controlar la potencia de un transformador, lo más recomendable es utilizar el control “abrir y cerrar”, ya que, si utilizamos el “control por ángulo de fase” y se conecta a la entrada de un transformador, puede ocurrir la saturación del mismo, por lo que este tipo de control, sólo se recomienda para cargas resistivas de poca potencia, como son la calefacción y la iluminación, [17].

El control “abrir y cerrar” consiste en conectar la carga al voltaje alterno durante unos cuantos ciclos y luego desconectarla durante otra cantidad de ciclos, figura 2. Este tipo de control se utiliza en aplicaciones que tienen una alta inercia mecánica y una alta constante de tiempo térmica, (por ejemplo, calefacción industrial y en el control de velocidad motores). Debido a la conmutación en voltaje y en corriente cero de los tiristores, las armónicas generadas por las acciones de conmutación son reducidas, [17]. El control electrónico tiene un detector de paso por cero, del voltaje de alimentación, para saber en qué momento se debe disparar cada tiristor.

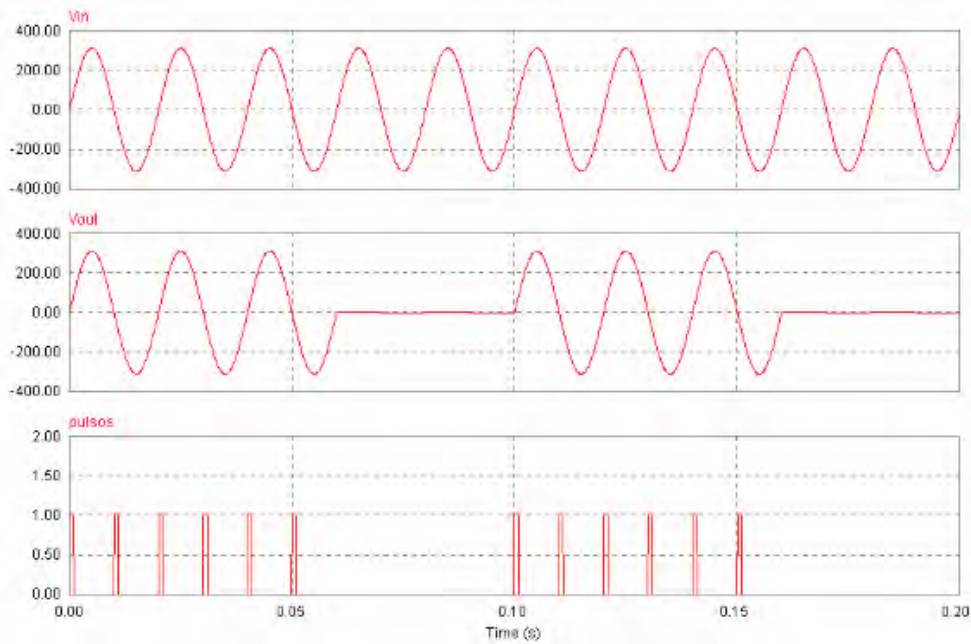


Figura 2. Esquema del circuito de control de potencia

Por otro lado, cuando el control de potencia se realiza desde una computadora, se necesita aislar el sistema de baja potencia y el de alta potencia para evitar daños en la computadora o tarjetas electrónicas usadas para el control en el lado de baja potencia.



Figura 3. Esquema del circuito de control de potencia

2.4. Adquisición de datos con LABVIEW

La adquisición de datos, consiste en tomar muestras de señales análogas y convertirlas en señales digitales para poder ser procesados en el computador u otro dispositivo electrónico. En la actualidad existen varias marcas de equipos de adquisición de datos, siendo una de las más empleadas los equipos de la National Instruments y se pueden usar por medio del software LABVIEW.

Labview es un software de ingeniería de sistemas para aplicaciones que requieren ensayos, mediciones, y control con un acceso rápido al hardware y información de datos [18].



Figura 4. Esquema de la adquisición de datos con Labview.

2.5. Microestructura de la ZAC en aceros HSLA

La región de grano grueso (CGHAZ) es la zona inmediatamente adyacente a la línea de fusión. En esta región el material base experimenta picos de temperatura entre 1100°C – 1500°C , para la mayoría de los aceros. Esta región es la más peligrosa en la ZAC, porque la fisuración en frío es más común en esta zona. El crecimiento del grano austenítico, propicia la formación de microestructuras desfavorables como la Ferrita Widmastaten, el M-A Constituyente, la Bainita Superior y otros [19]. De todos ellos, el M-A Constituyente tiene alta dureza (frágil) y es considerado como una fuente potencial de inicio de fisuras [6].

Cuando este tipo de aceros es sometido a un segundo ciclo térmico de soldadura en el rango intercrítico de temperaturas (entre A_1 y A_3), en donde se produce la transformación parcial de la austenita, la cual nuclea y crece preferentemente en los límites de grano austenítico, en forma de collar. Estas islas de austenita son ricas en carbón porque el tiempo de enfriamiento es rápido y no permite la difusión de los elementos intersticiales transformándose en M-A Constituyente [9].

El M-A Constituyente puede encontrarse en forma alargada o en forma de bloques, siendo esta última la que tiene mayor influencia sobre la tenacidad del acero [6]. La morfología de bloques se forma mayormente en los límites de

grano austenítico y la alargada se forma entre los límites de las láminas de Bainita y/o Martensita en bandas [11].

IKAWA [20], dice que el M-A constituyente consiste en una mezcla de Martensita en láminas, Martensita Twin [21] y austenita retenida. Por otro lado, MATSUDA [22] , encontró que el M-A constituyente no solo afecta la tenacidad de la unión soldada, sino también su resistencia a la corrosión y corrosión bajo tensión.

En la figura 5 se muestra la micrografía de la región de grano grueso de la ZAC (CGHAZ) de un acero HSLA, cuando es recalentado a temperaturas dentro del rango intercrítico de temperaturas entre A_1 y A_3 . Se observa la formación del M-A constituyente en forma de bloques en los límites de grano y de forma alargada en el interior del grano.

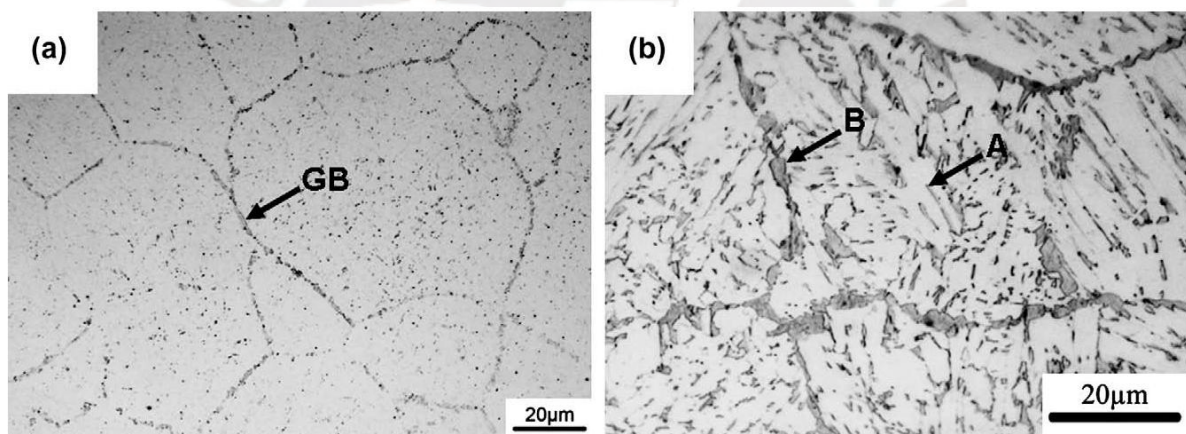


Figura 5. Micrografía de un acero HSLA cuando es sometido a un recalentamiento en el rango intercrítico de la zona de grano grueso de la ZAC [10]. a) Límites de grano (GB) b) M-A constituyente en forma de bloques en el límite de grano (B) y de forma alargada en el interior del grano (A). Ataque químico: Nital 2%.

CAPITULO III

MATERIALES Y METODOLOGIA

3.1. Construcción

En simulador de ciclo térmico está formado por una estructura metálica, un transformador, mordazas, y las tarjetas electrónicas que permiten el control de potencia del equipo para poder obtener un perfil de ciclo térmico deseado. En la figura 6, se muestra un esquema general del simulador de ciclo térmico.

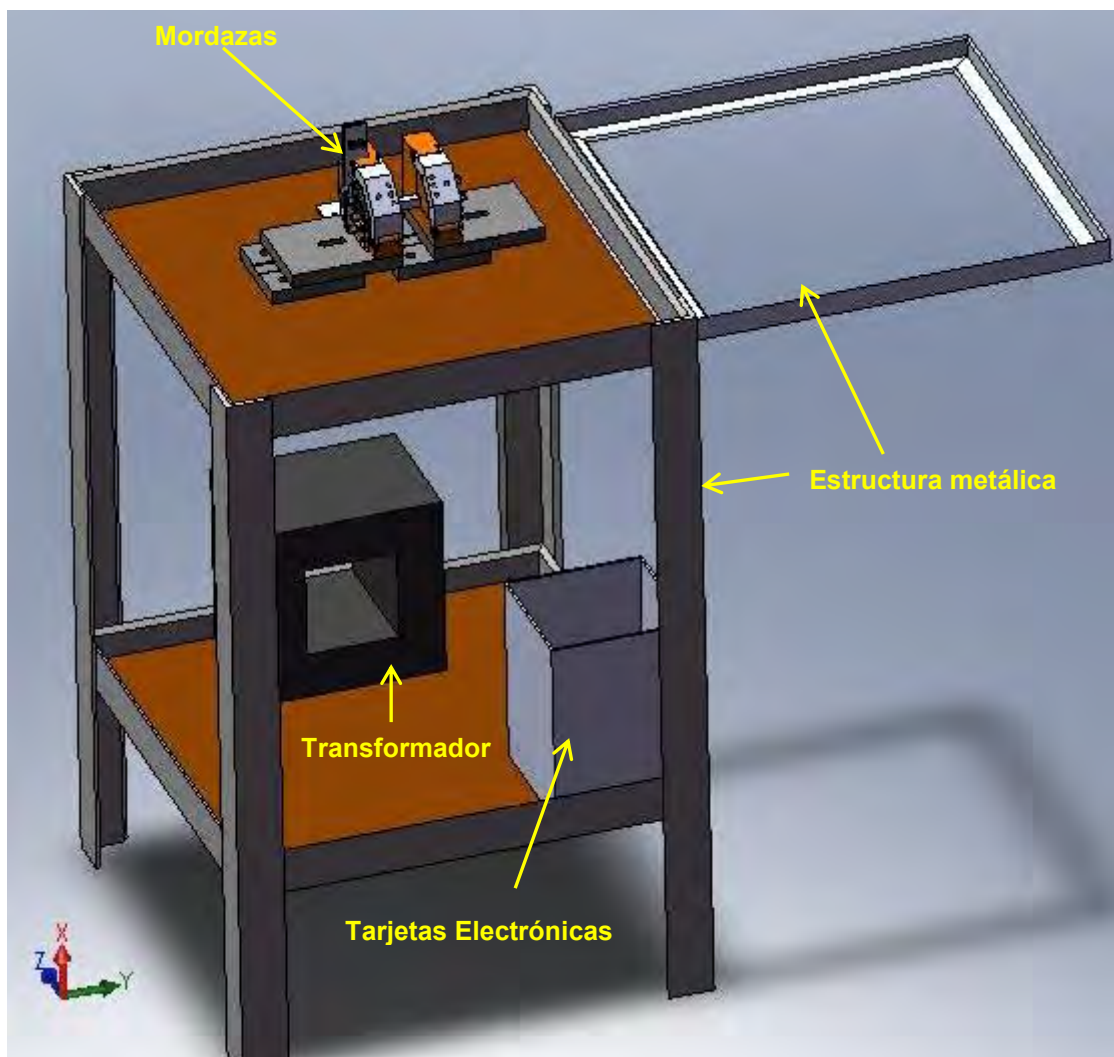


Figura 6. Simulador de ciclo térmico de soldadura

3.1.1. Estructura del Equipo

La estructura del equipo deberá soportar el peso del transformador, ocupar el menor espacio posible y debe tener la posibilidad de trasladarse de un lugar a otro. El esquema se muestra en la figura 7.

Se decidió sobredimensionar ligeramente la estructura, por ello se utilizaron perfiles de acero “L” de 2”x2”x3/16” y 1”x1”x1/8” unidos mediante soldadura y pernos.

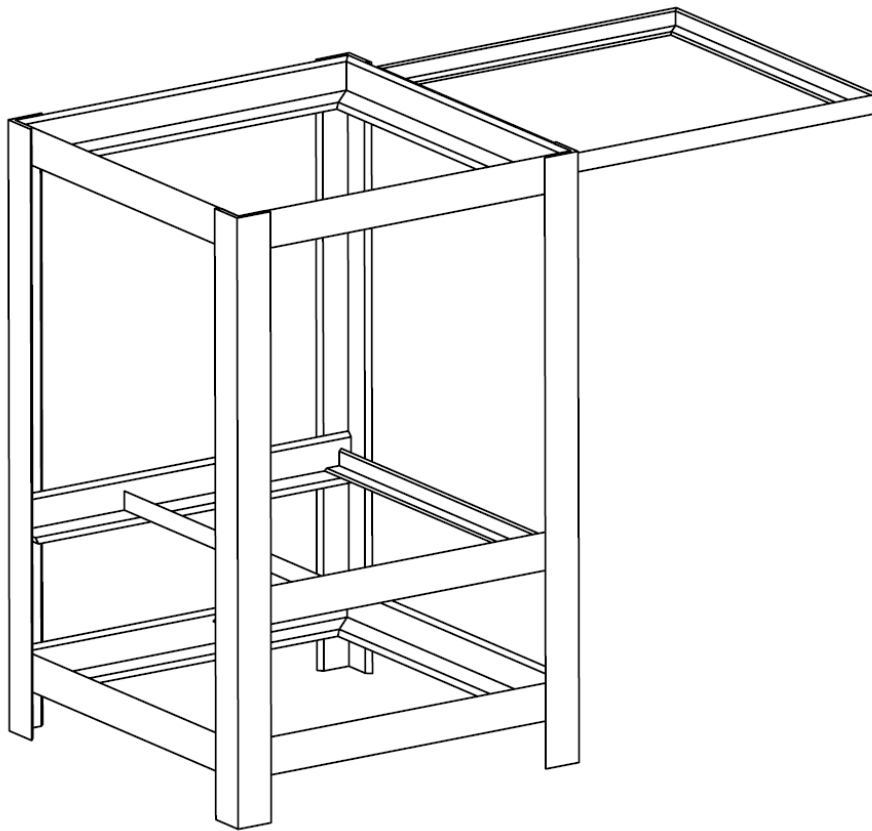


Figura 7. Esquema de la carcasa del simulador de ciclo térmico de soldadura

3.1.2. Mordazas

La necesidad de evaluar la tenacidad de las muestras con un ensayo de impacto CHARPY, requiere que las probetas tengan una sección transversal cuadrada mínima de 11x11mm y una longitud mínima de 110mm. El esquema de las mordazas fabricadas se muestra en la figura 8.

El diseño se realizó tomando como referencia las mordazas de un simulador de ciclo térmico tipo SMITWELD TCS 1406, [14]. El material base utilizado fue el cobre electrolítico por sus propiedades de conductividad térmica y conductividad eléctrica. Adicionalmente debido al alto amperaje que pasa a través de las mordazas, éstas deben refrigerarse, por lo que se decidió utilizar agua como medio refrigerante de las mismas.

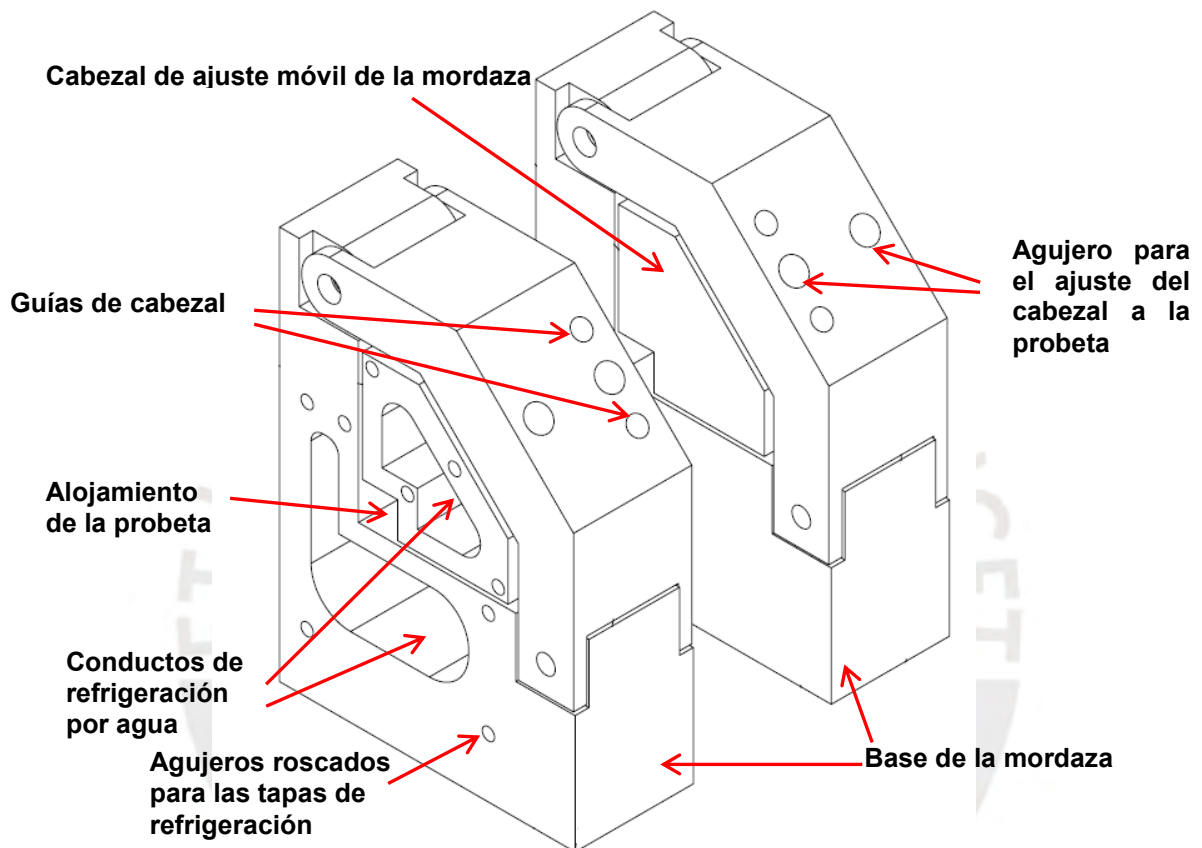


Figura 8. Esquema de la mordaza del simulador de ciclo térmico de soldadura

3.1.3. Sistema de control

El sistema de control tiene en cuenta los parámetros que van a gobernar el control del simulador de ciclo térmico de soldadura con el siguiente diagrama de flujo.

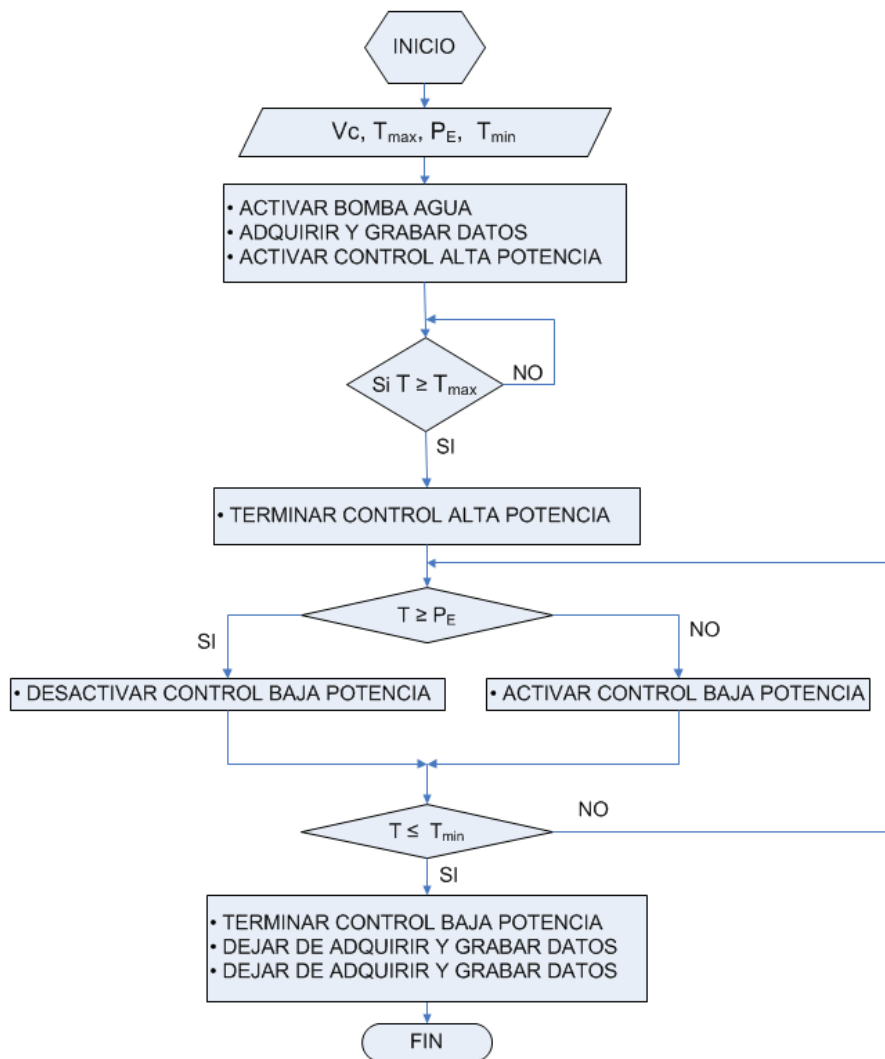


Figura 9. Diagrama de flujo general del control del simulador de ciclo térmico

Donde:

V_c, es la Velocidad de Calentamiento

T_{máx}, es la Temperatura de calentamiento

P_E, es el Perfil de enfriamiento

T_{mín}, es la Temperatura a la cual se desactiva el control de potencia y termina la simulación de soldadura.

Para obtener los valores de temperatura de la muestra se fabricó una tarjeta de acondicionamiento de señal de termocuplas y la temperatura se obtuvo mediante una linealización de valores mediante el software LABVIEW.

El sistema de control se realizó en un bucle cerrado, teniendo como retroalimentación el valor de la temperatura de la probeta. Para controlar la velocidad de calentamiento y enfriamiento se envían señales digitales a las

tarjetas de control de potencia del transformador en función a los parámetros de simulación.

Para poder realizar el control del simulador de ciclo térmico de soldadura, se utilizó la tarjeta NI-USB-6009 de la National Instruments, la cual cumple con las características mínimas para poder tener una precisión de 1°C durante la adquisición de datos de termocuplas y realizar un control bastante preciso, debido a su velocidad de procesamiento (48000 muestras por segundo). Esta tarjeta puede adquirir datos análogos y enviar/recibir señales digitales, lo cual es necesario para poder controlar el sistema mediante el software LABVIEW. Esta tarjeta tiene las siguientes características:

Tabla 2. Especificación de la tarjeta de adquisición de datos

Tarjeta	Precio(\$)	Muestreo	Entradas Análogas	Resolución	Salidas Análogas	I/O Digitales
NI-USB-6009	295	48 kS/s	8	14 bits	2	12

3.1.4. Control de Potencia.

Se seleccionó 380 VAC monofásico a 60 Hz como alimentación del simulador de ciclo térmico, en vez de 220 VAC, para manejar menores valores de amperaje en el lado primario del transformador. La intensidad de corriente que pasa a través del bobinado secundario y de la carga (es decir, la probeta, la cual se calienta por efecto joule) está en función al voltaje del secundario del transformador y de la temperatura de la probeta. Debido a que por el lado secundario del transformador el amperaje es mayor a 1000 amperios, el control de potencia del transformador se realizó en el lado primario en donde el amperaje es menor a 60A.

Para evitar agregar dispositivos de control robustos para el control de la velocidad de calentamiento de la probeta, se utilizó un transformador con 6 bobinas en el lado primario (a las cuales llamaremos: TAB1, TAB2, TAB3, TAB4, TAB5 y TAB6) los cuales generan 6 diferentes velocidades de calentamiento, la cual está en función a la forma de la probeta y del material

ensayado (siendo el TAB 1 el de mayor velocidad y el TAB 6 el de menor velocidad). En el lado secundario del transformador solo tiene una bobina de media vuelta.

Para la selección del bobinado (TAB) de potencia del transformador en el lado primario, se utilizaron “contactores de potencia”. La selección del contactor se realiza mediante señales digitales enviadas desde la computadora, a través de la tarjeta NI-USB-6009, a la tarjeta de control de contactores en función de los parámetros de simulación.

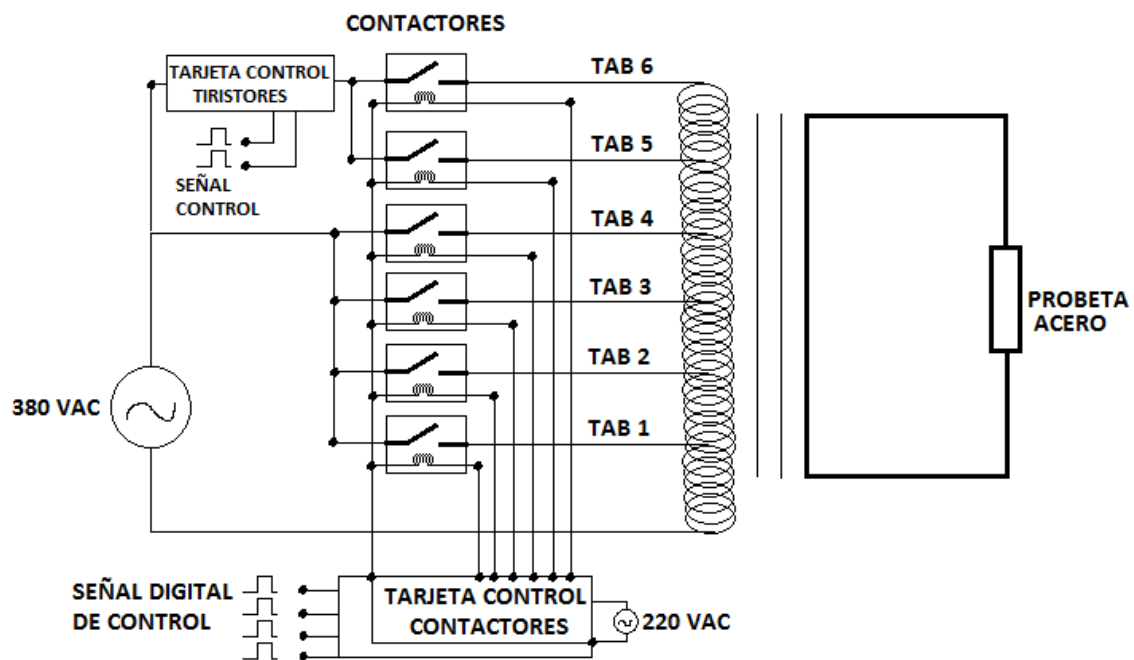


Figura 10. Esquema de control de la selección del bobinado de potencia

La velocidad de calentamiento (V_c) está en función al TAB seleccionado (TAB1, TAB2, TAB3, TAB4 o TAB5) mediante una combinación de 03 señales digitales enviadas desde la computadora y 01 señal digital adicional, para activar o desactivar el TAB, ver figura 10.

Cuando empieza la simulación, se activa el TAB seleccionado hasta que la muestra alcance la temperatura máxima ($T_{m\acute{a}x}$) y luego se desactiva. Inmediatamente después empieza la etapa de enfriamiento en donde se activa el TAB6 (bobinado de menor potencia) el cual está conectado en serie a dos tiristores, para un control más fino del ciclo de enfriamiento. Estos tiristores se

controlan por el método “Abrir y Cerrar” en el cruce por cero del voltaje AC, ver figura 11, mediante una señal digital enviada desde la computadora en función a lo requerido para que pueda seguir el perfil de enfriamiento deseado hasta que la temperatura de la muestra sea menor o igual a la temperatura mínima de control ($T_{\text{mín}}$), luego del cual se desactiva el TAB6 y los tiristores, culminando la simulación del ciclo térmico de soldadura.

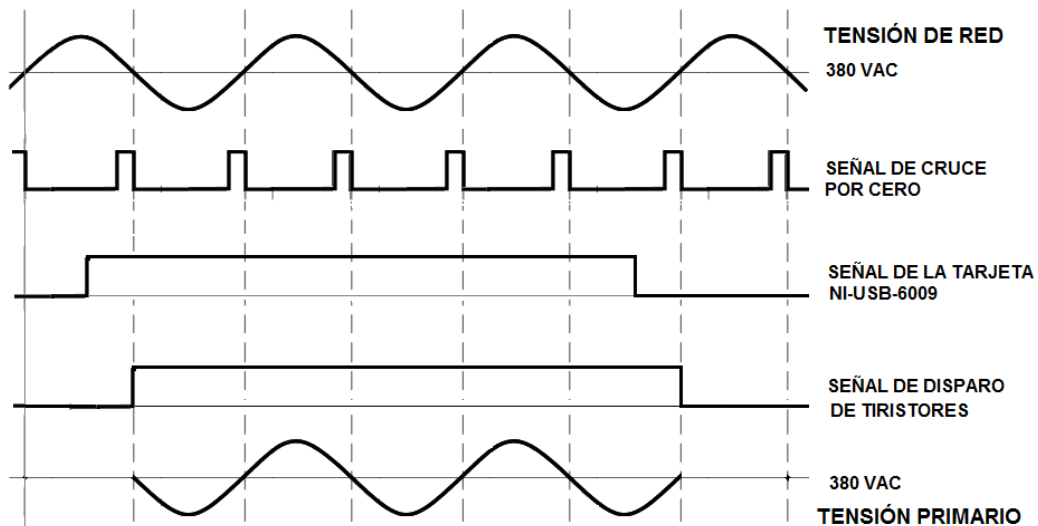


Figura 11. Esquema de las señales del disparo del tiristor

El simulador de ciclo térmico de soldadura construido en la PUCP tiene las siguientes características:

Tabla 3. Velocidad de calentamiento en acero al carbono

Parámetro	Características
Variable de control	Temperatura
Velocidad Máxima de Calentamiento	360°C/s, probeta de sección 11x11mm
	1500°C/s, probeta de sección 06x11mm
Velocidad Mínima de Calentamiento	100°C/s, probeta de sección 11x11mm
	200°C/s, probeta de sección 06x11mm
Precisión	±3°C en equilibrio ; ±5° a 360°C/s
Velocidad Máxima de Enfriamiento	30°C/s, probeta de sección 11x11mm
	60°C/s, probeta de sección 06x11mm

3.2. Interfaz de control con Labview 8.5

La interfaz de control del simulador de ciclo térmico se realizó en el software LABVIEW 8.5 y contempla las siguientes partes, figura 12:

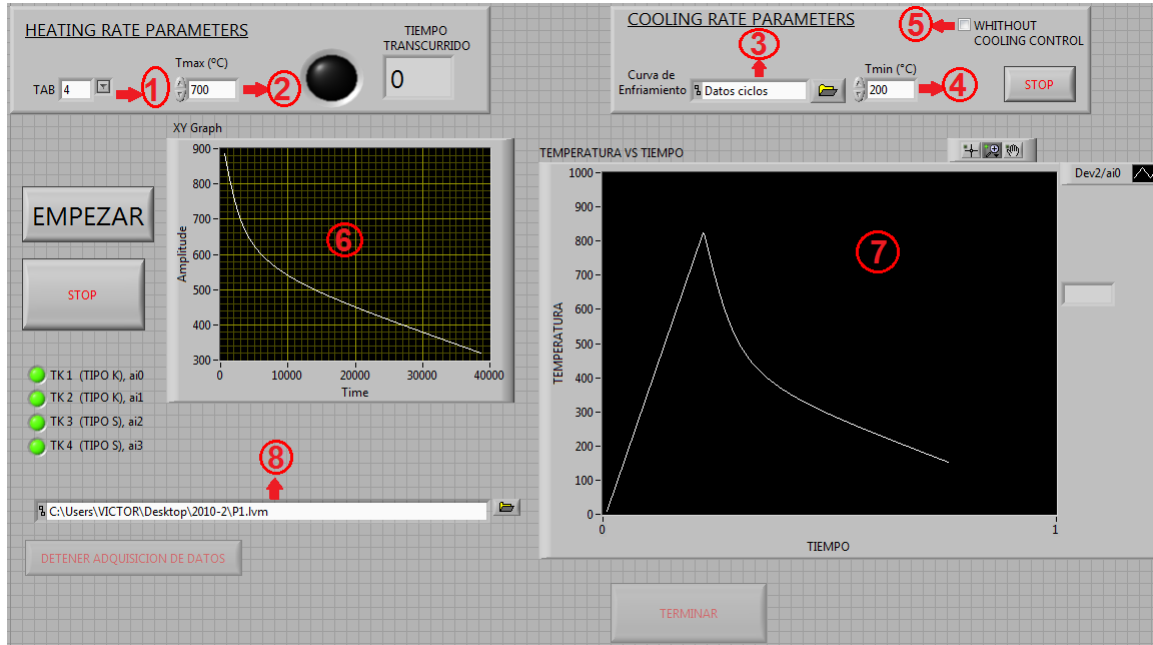


Figura 12. Interfaz de control del simulador de ciclo térmico de soldadura 1) Lista plegable para la selección del TAB. 2) T_{max} , temperatura máxima a alcanzar 3) Ruta del archivo del perfil de enfriamiento. 4) $T_{mín}$, temperatura mínima de control del enfriamiento. 5) Casilla de verificación, con o sin control de potencia. 6) Display del perfil de enfriamiento. 7) Display del ciclo térmico de soldadura simulado en tiempo real. 8) Ruta del archivo en donde se grabarán los datos de simulación.

Para realizar una simulación de soldadura, primero se debe soldar la termocupla a la probeta a ensayar, seleccionar e introduce los parámetros de control (TAB, $T_{máx}$, $t_{8/5}$ y $T_{mín}$) y se inicia la simulación de ciclo térmico de soldadura registrando los datos de temperatura. La simulación termina cuando la temperatura de enfriamiento sea menor o igual a $T_{mín}$, luego del cual finaliza la adquisición de datos de temperatura.

3.3. Generación del perfil de enfriamiento

El perfil de enfriamiento, se obtuvo de las ecuaciones de Rosenthal, para plancha gruesa, (sección 2.2.1). Los valores de las propiedades del acero que se adoptaron, fueron los siguientes [3]:

$$a = 9.1 \times 10^{-6} \frac{\text{m}^2}{\text{s}}, \rho c = 4.5 \times 10^6 \frac{\text{J}}{\text{m}^3 \times ^\circ\text{C}} \text{ y } \lambda = 41 \frac{\text{J}}{\text{s} \times \text{m} \times ^\circ\text{C}}$$

Considerando el proceso GMAW semiautomático (Voltaje = 20V; Amperaje = 140A; Velocidad soldeo = 1.75 mm/s; Eficiencia de proceso = 85%) con precalentamientos de 115°C, 260°C y 320°C, estos dan como resultados $t_{8/5}$ de 6, 12 y 18 segundos respectivamente y las curvas generadas se muestran en la figura 13.

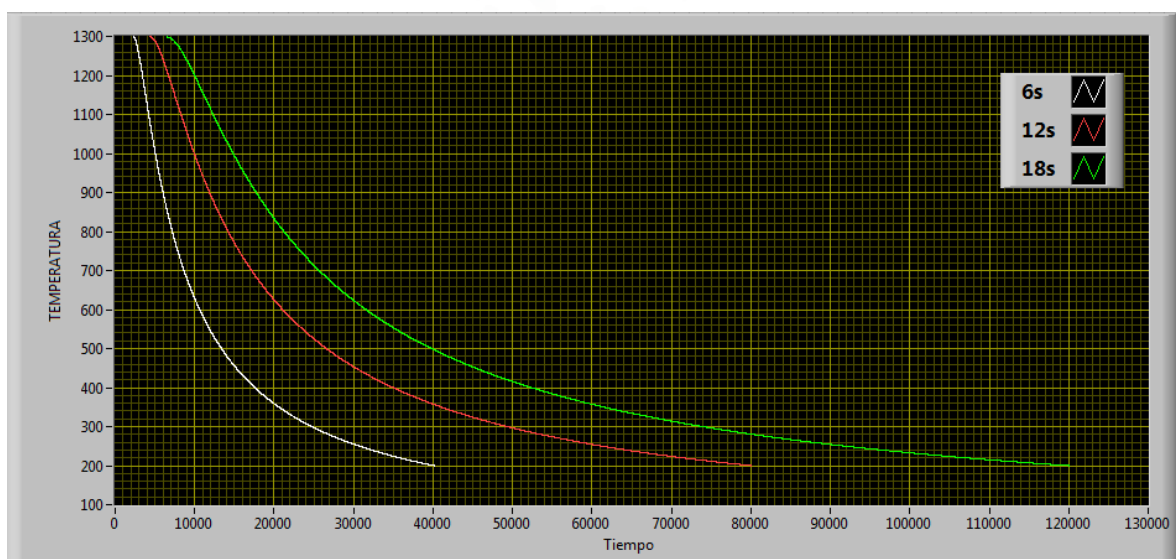


Figura 13. Curvas de enfriamiento generadas

3.4. Caracterización de las muestras

3.4.1. Material base y extracción de las muestras

El acero utilizado para este estudio es el Sumiten 780S, acero HSLA equivalente al acero ASTM A514 [23]. Se extrajo una muestra de 25mmx25mmx16mm, se acondicionó superficialmente y se analizó en un Espectrómetro de Emisión Óptica marca MAGUELLAN, modelo Q8. El ensayo de composición química realizó según la norma ASTM E415 [24].

Los resultados del análisis químico y el carbono equivalente obtenidos se muestran en la tabla 4.

Tabla 4. Composición química del acero estudiado

C	Mn	Si	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Ceq
0.09	1.07	0.07	0.007	0.002	0.03	0.02	0.80	0.29	0.04	0.498

Para la determinación del carbono equivalente se utilizó la ecuación del Instituto Internacional de soldadura (IIW) [25]:

$$C_{eq} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{(Cu + Ni)}{15} + \frac{(Cr + Mo + V)}{5}$$

Las probetas utilizadas para la simulación fueron maquinadas a partir de una plancha de 16x340x400mm y tienen por dimensiones 11x11x110 mm, con una sección reducida de 6x11 mm en la parte central, tal como se muestra en la figura 14, para inducir el calentamiento en esta zona y, también, alcanzar mayores velocidades de enfriamiento.

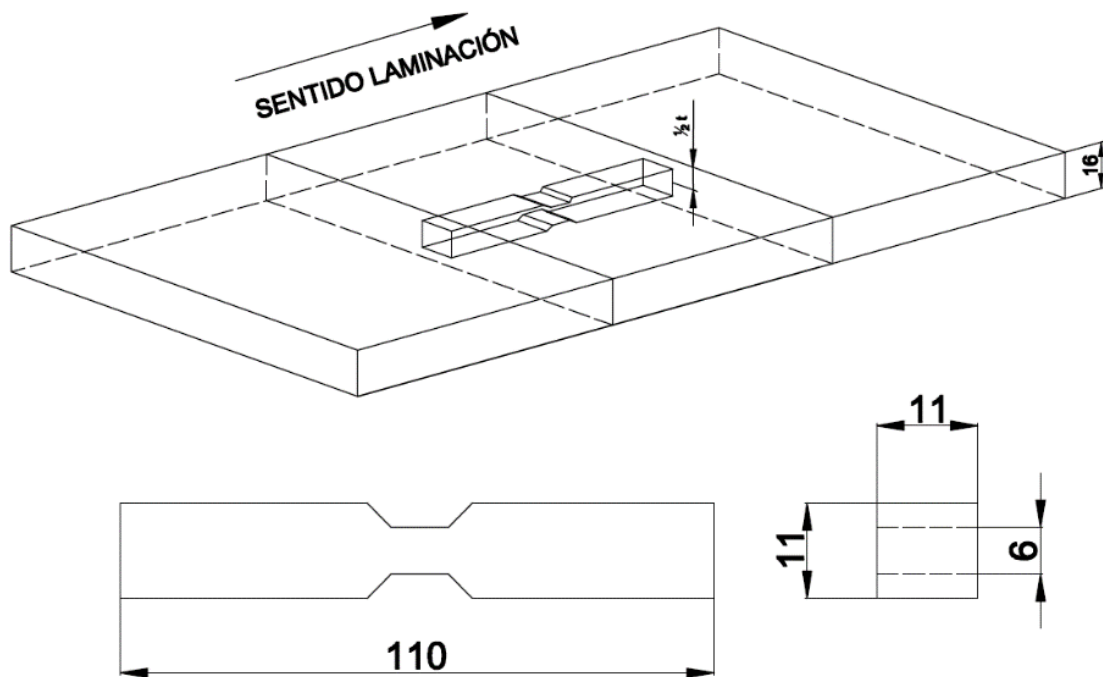


Figura 14. Esquema de extracción de probetas del material base para la simulación

Se utilizaron un total de 05 probetas por cada condición de simulación, de las cuales 03 fueron para ensayos de impacto, 01 para dureza y 01 para Micrografía.

3.4.2. Ensayo de dureza

Para el ensayo de dureza se utilizó el método de dureza Vickers, con una carga de 10kg, según la norma ASTM E92 [26]. El equipo utilizado fue un durómetro Vickers Marca ZIWCK/ROELL, Modelo ZHV30. La distribución de los puntos de dureza tomados en la probeta simulada se muestra en la figura 15. La dureza final se obtuvo promediando todos los valores obtenidos.

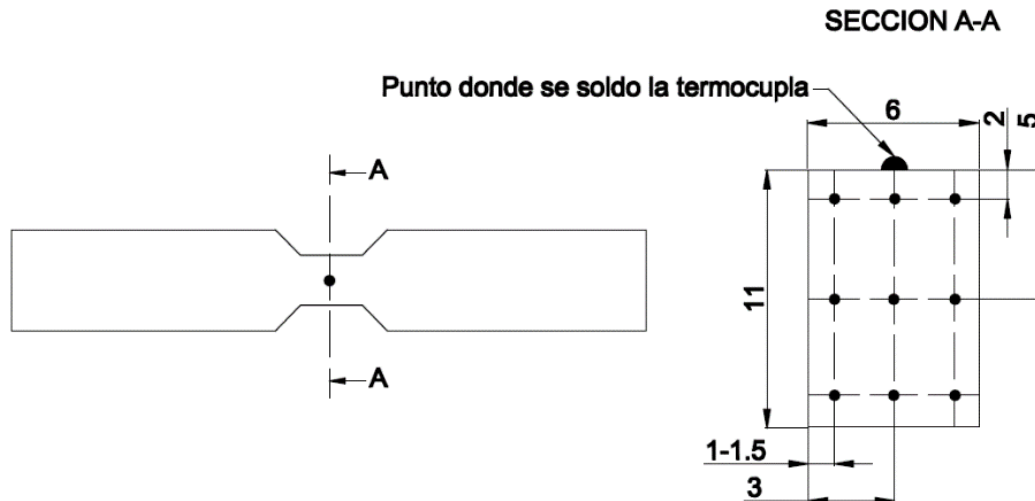


Figura 15. Esquema de distribución de los puntos de durezas por cada probeta.

3.4.3. Ensayo de impacto

Para realizar el ensayo de impacto se utilizaron probetas de sección reducida de 10x5x55mm, y fueron maquinados a partir de las probetas simuladas en la forma como se muestra en la figura 16. Para realizar los ensayos se utilizó el Pendulo de Impacto Marca FRANK. Estos ensayos se hicieron de acuerdo a la norma ASTM E23 [27] y a una temperatura de -20°C.

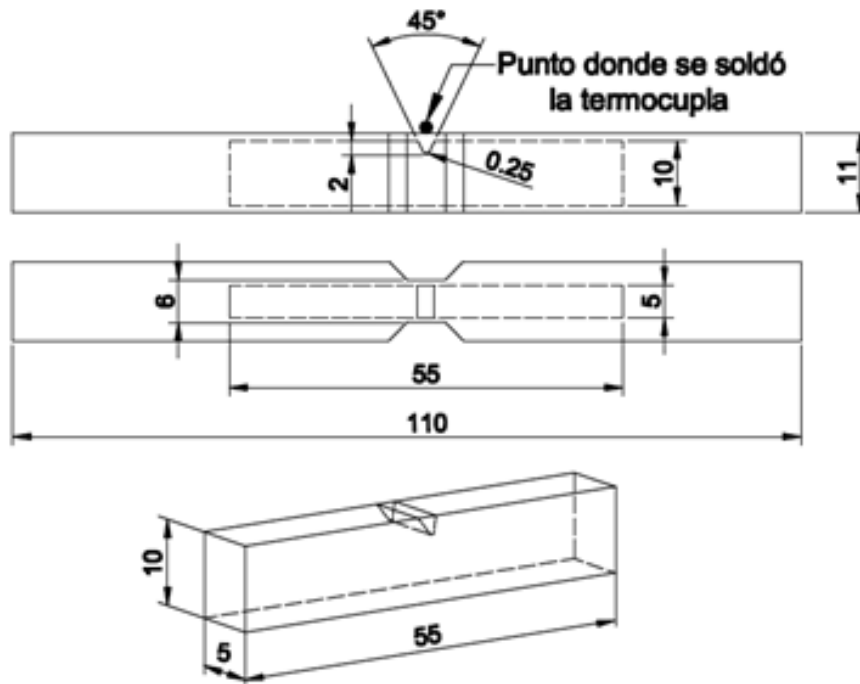


Figura 16. Esquema del maquinado de las probetas de impacto

3.4.4. Microscopía óptica

La probeta ensayada se cortó transversalmente, a la zona donde se soldó la termocupla. Las muestras se prepararon y atacaron según los lineamientos de la norma ASTM E3 [28] y ASTM E407 [29] respectivamente. Las superficies pulidas fueron atacadas con el reactivo Lepera [30] para la observación de la microestructura en un microscopio óptico Marca Leica, modelo DMI 5000M. Se tomaron fotografías de la microestructura a distintos aumentos y se empleó el software Leica Application Suite para la adquisición y manejo de las imágenes.

CAPITULO IV

DISCUSIÓN Y RESULTADOS

4.1. Resultados de la simulación del ciclo térmico de soldadura

4.1.1. Simulación de un ciclo térmico de soldadura

Para la simulación de un ciclo térmico de soldadura se seleccionó una temperatura máxima (T_{p1}) de 1300°C , la cual simularía la zona más crítica en la ZAC, la velocidad de calentamiento fue de 370°C/s en promedio y se consideraron tres diferentes $t_{8/5}$ (6, 12 y 18 segundos), tal como se muestra en la figura 17.

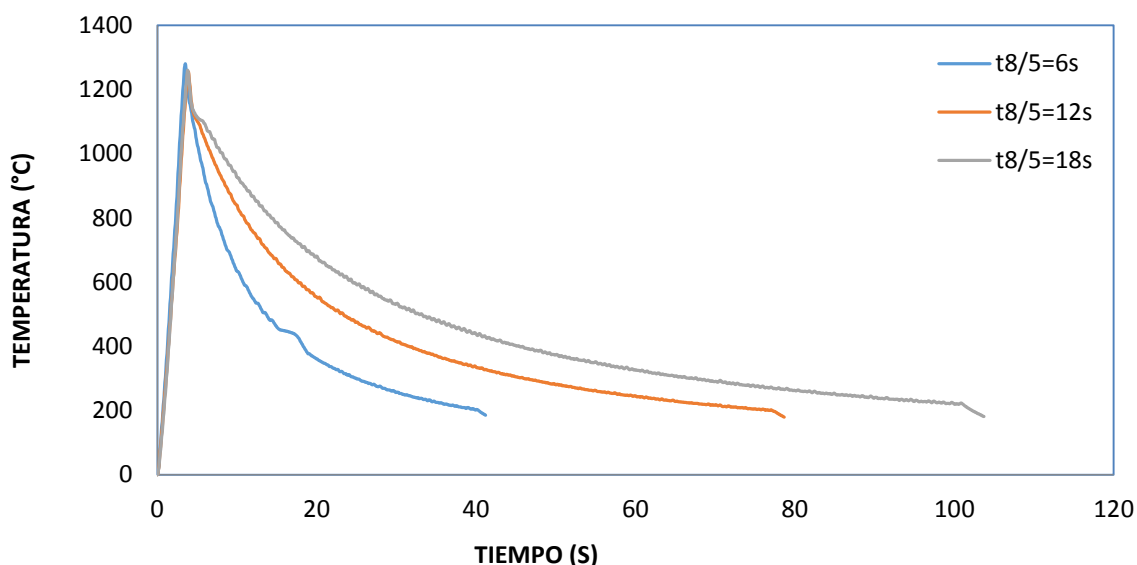


Figura 17. Curvas de ciclo térmico simulado a los $t_{8/5}$ de 6, 12 y 18 segundos

4.1.2. Simulación de dos ciclos térmicos de soldadura

En la simulación de dos ciclos térmicos de soldadura, para el primer ciclo térmico de soldadura se consideró una velocidad de calentamiento de 370°C/s , un $t_{8/5}$ de 6 segundos y una temperatura máxima (T_{p1}) de 1300°C , en todos los casos. Para el segundo ciclo térmico se hizo variar las temperaturas máximas (T_{p2}) a los valores de 535, 675, 720, 825 y 920°C , con el objetivo de realizar un barrido dentro y fuera del rango intercrítico (entre A_1 y A_3). Para el segundo ciclo térmico, la velocidad de calentamiento y el perfil de enfriamiento fue el mismo utilizado en el primer ciclo térmico. En la figura 18 se muestran las curvas de las simulaciones realizadas.

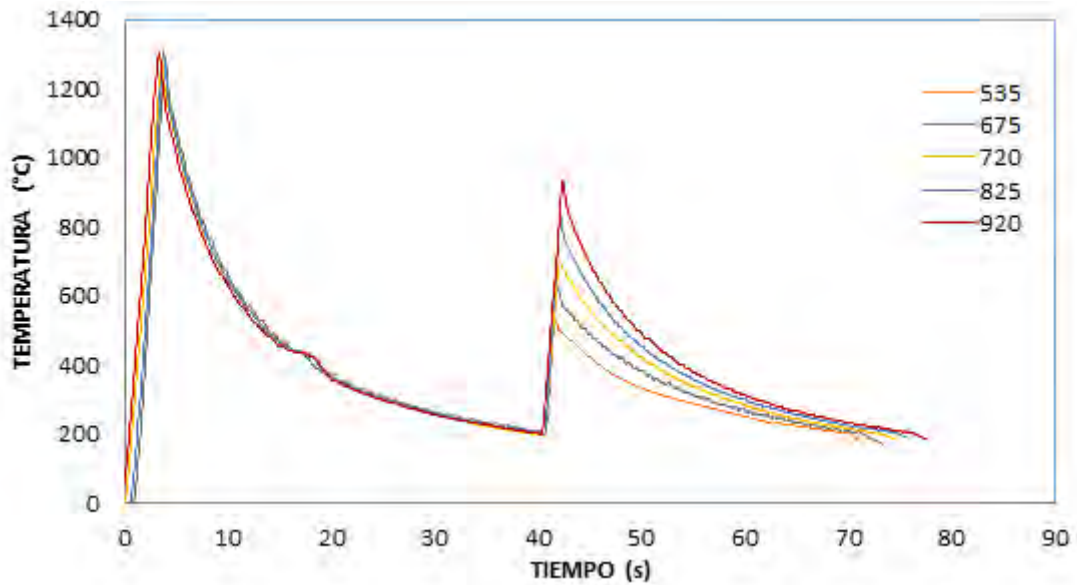


Figura 18. Curvas de dos ciclos térmicos simulados, con diferentes t_{max} en el 2do ciclo térmico

4.2. Microestructura

Las microestructuras obtenidas, en función de las condiciones de simulación, de uno y dos ciclos térmicos de soldadura, se muestran en la tabla 5 y en las figuras 19 y 20.

Tabla 5. Microestructuras en las muestras de acero Sumiten 780S después de la simulación

CONDICION	MICROESTRUCTURA
Metal base	Martensita en bandas
1CT-6s	Martensita en bandas + Bainita
1CT-12s	Martensita en bandas + Bainita
1CT-18s	Martensita en bandas + Bainita
2CT-675	Martensita revenida + 1.7% M-A constituyente
2CT-720	Martensita revenida + 12.5% M-A constituyente
2CT-825	Martensita en bandas + 2.3% M-A constituyente
2CT-920	Martensita en bandas + Bainita

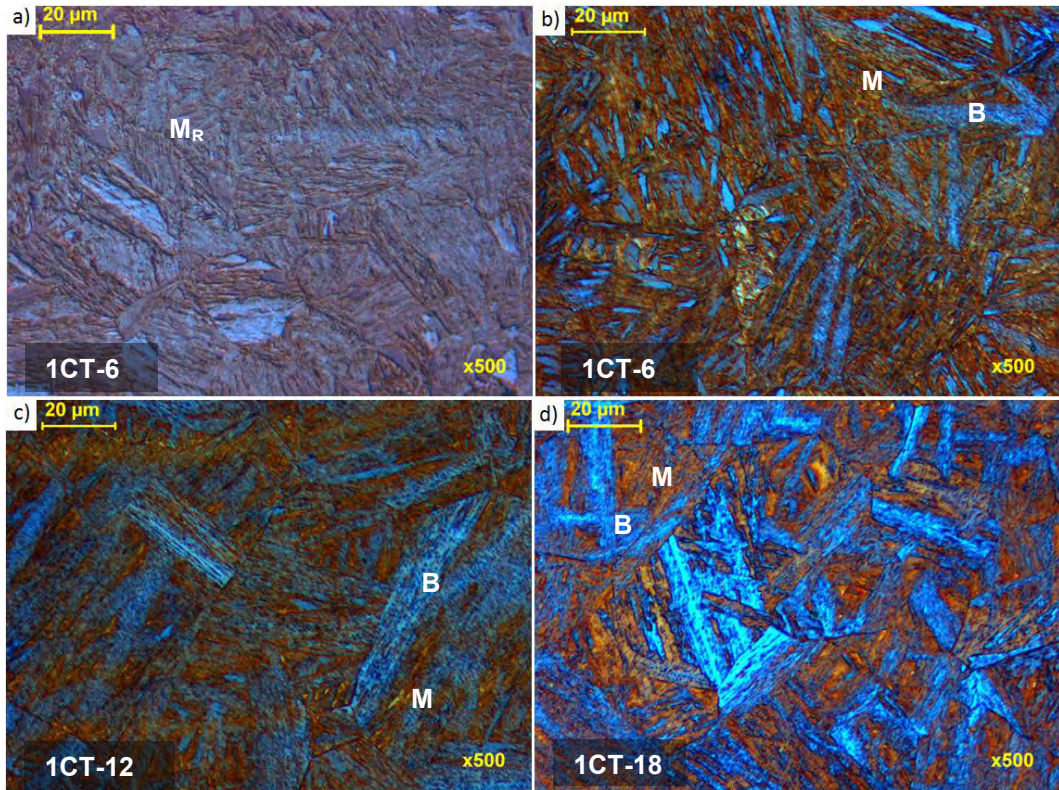


Figura 19. Fotos de las microestructuras de la simulación de un ciclo térmico de soldadura.
 a) Metal base, b) 1CT-6s, c) 1CT-12s y d) 1CT-18s

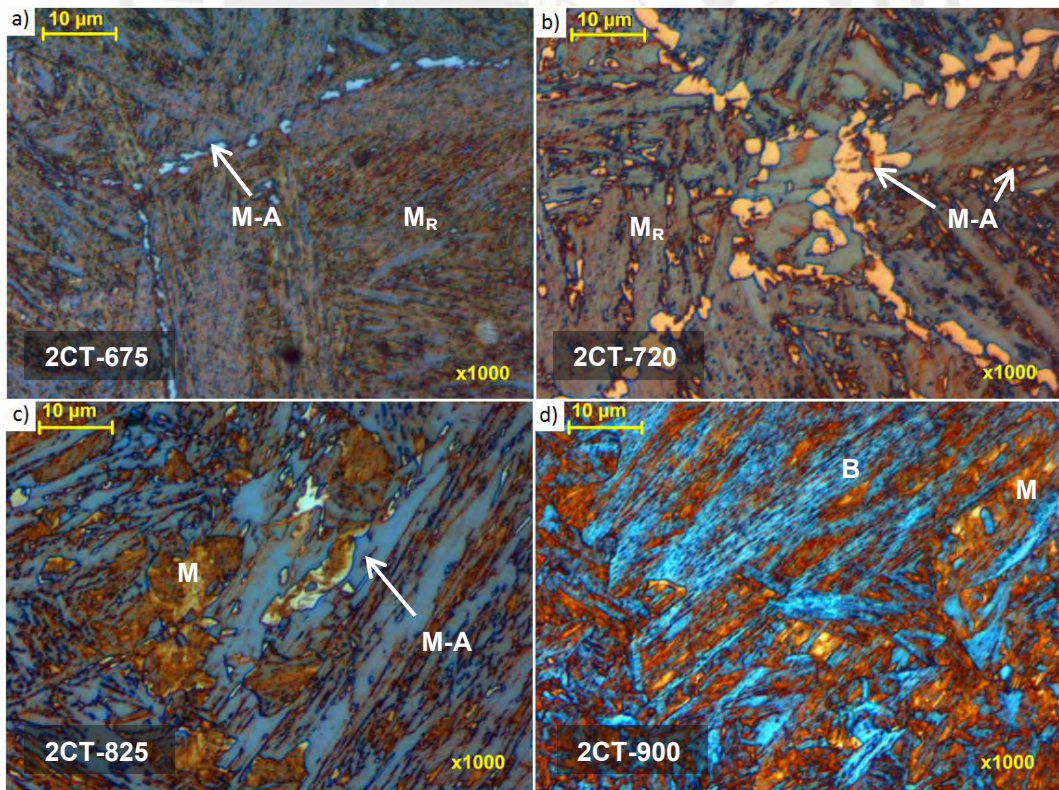


Figura 20. Fotos de las microestructuras de la simulación de dos ciclos térmicos de soldadura.
 a) 2CT-675, b) 2CT-720, c) 2CT-825 y d) 2CT-920

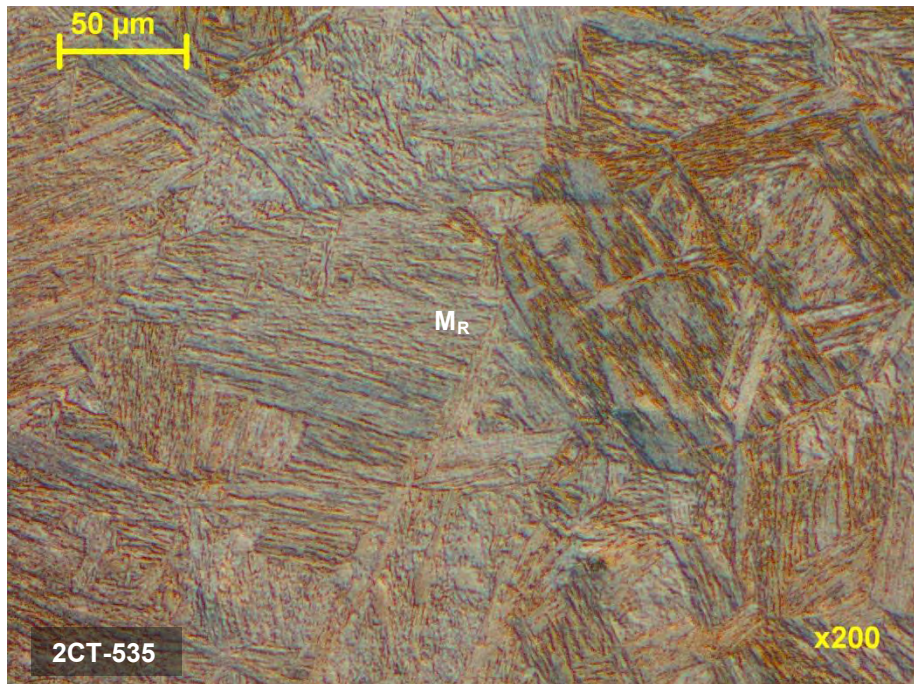


Figura 21. Foto de la microestructura de la simulación de dos ciclos térmicos de soldadura.
2CT-535, Nital 2%.

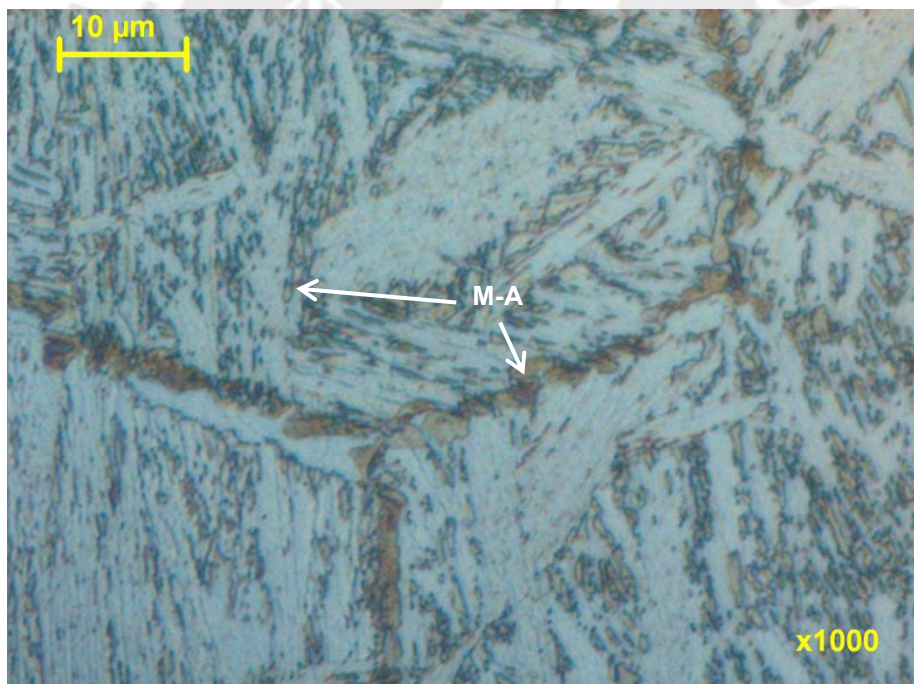


Figura 22. Foto de la microestructura de la simulación de dos ciclos térmicos de soldadura.
2CT-720, Nital 2%.

En las figuras 19 y 20, se muestra la microestructura utilizando el reactivo Lepera, este revela la Martensita en Bandas con una tonalidad marron vivo, la Martensita Revenida tiene una tonalidad marron opaca, la Bainita presenta una

tonalidad celeste en forma de hojas y el M-A constituyente se ve de color blanco.

En la figura 19a se observa la microestructura del metal base, la cual está formada por martensita revenida en su totalidad. Cuando el acero es sometido a un ciclo térmico de soldadura con diferentes velocidades de enfriamiento ($T_{max} = 1300^{\circ}C$, $t_{8/5} = 6s, 12s$ y $18s$), la microestructura está conformada por martensita en bandas y bainita. La cantidad de bainita se incrementa con el aumento del $t_{8/5}$, tal como se puede observar en la figuras 19 (b, c y d).

Cuando el acero es sometido a un segundo ciclo térmico con temperatura pico de $535^{\circ}C$, la microestructura es martensita revenida totalmente, (figura 21). Si la temperatura de este segundo pico se encuentra ligeramente por debajo y dentro del rango intercrítico de temperaturas, la microestructura está formada por martensita revenida y M-A constituyente, ver figura 20 (b y c). Por otro lado, si la temperatura pico es superior al rango intercrítico, la microestructura está formada por Martensita en bandas y bainita, figura 20d.

La figura 22 muestra una microestructura del acero en la condición 2CT-720, con el reactivo Nital al 2%, revelando el M-A constituyente en forma de bloques en los límites de grano, y en el interior del grano en forma alargada, y la morfología es similar a la encontrada en la referencia [10].

4.3. Dureza

4.3.1. Efecto del primer ciclo térmico sobre la dureza

Para un $t_{8/5}$ de 6s, 12s y 18s los valores de dureza son 385HV, 336HV y 314HV, respectivamente. La dureza va disminuyendo con el incremento del $t_{8/5}$, ver figura 23, pero a su vez son mayores que la del metal base (281HV). Esta tendencia también se ha encontrado en aceros HSLA estudiados anteriormente [6], [14].

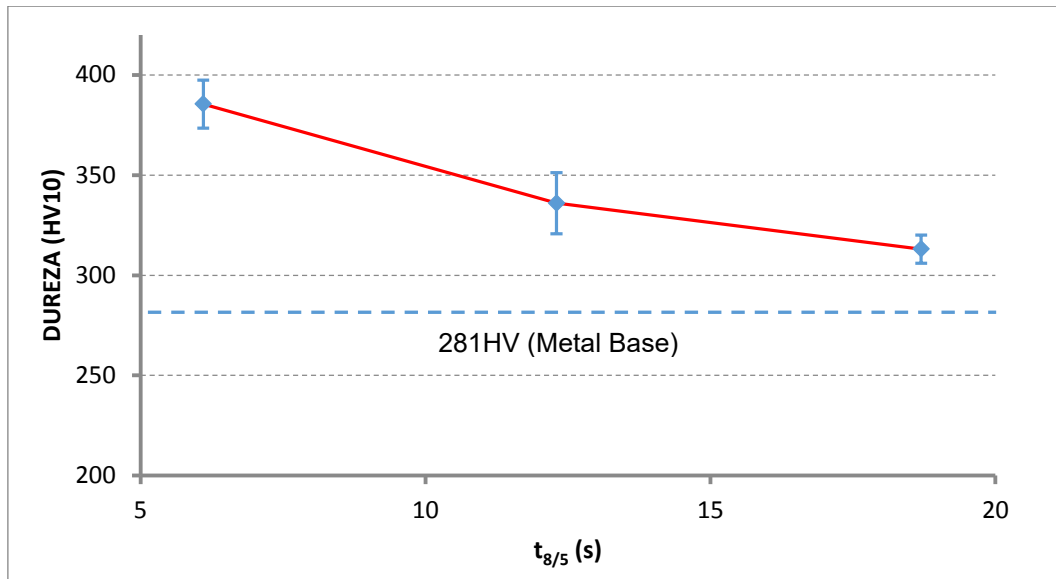


Figura 23. Curva de la dureza promedio para tres diferentes $t_{8/5}$ (6, 12 y 18 segundos)

4.3.2. Efecto del segundo ciclo térmico sobre la dureza

Como se puede apreciar en la figura 24, en la simulación de dos ciclos térmicos de soldadura, a una temperatura pico de 535°C la dureza es 330HV, siendo mucho menor que la alcanzada en el primer ciclo térmico, con una tendencia al descenso. Al aumentar la temperatura de este segundo ciclo a 675°C, se observa que la dureza cae a un valor mínimo de 299HV, para luego experimentar un aumento conforme se eleva la temperatura de este segundo pico hasta llegar a 357HV con una temperatura de 920°C.

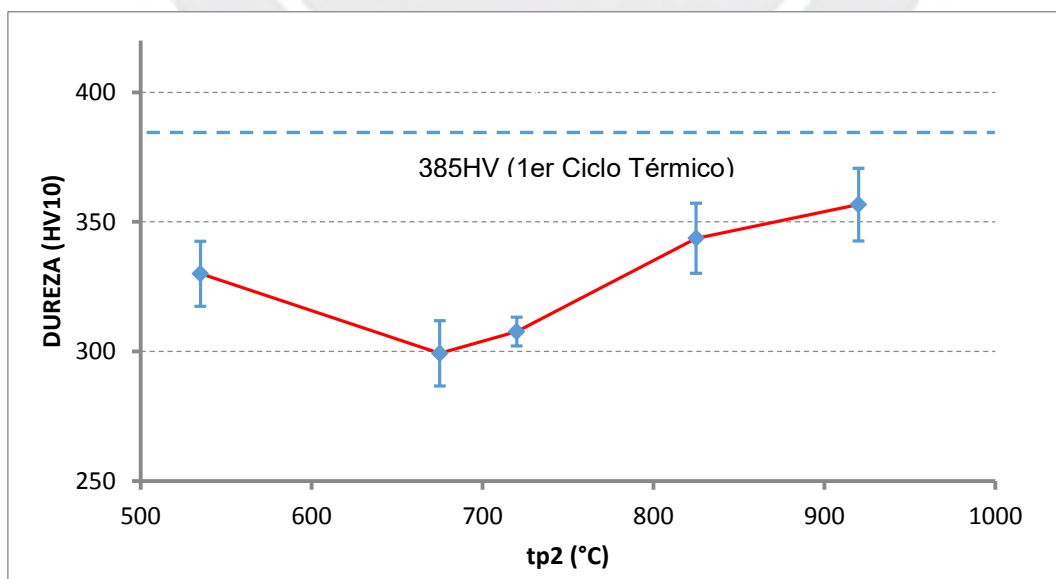


Figura 24. Curva de la dureza promedio para dos ciclos térmicos con diferentes T_{p2}

4.4. Tenacidad

4.4.1. Efecto del primer ciclo térmico sobre la tenacidad

Cuando el $t_{8/5}$ es de 6s, 12s y 18s la energía absorbida es de 49J, 42J y 33J respectivamente. Estos valores son notablemente menores que energía absorbida del meta base (87J). Por otro lado, la tendencia al descenso conforme aumenta el valor del $t_{8/5}$ es similar a lo que obtuvieron MATSUDA y M. DUNDER [6], [14], ver figura 25.

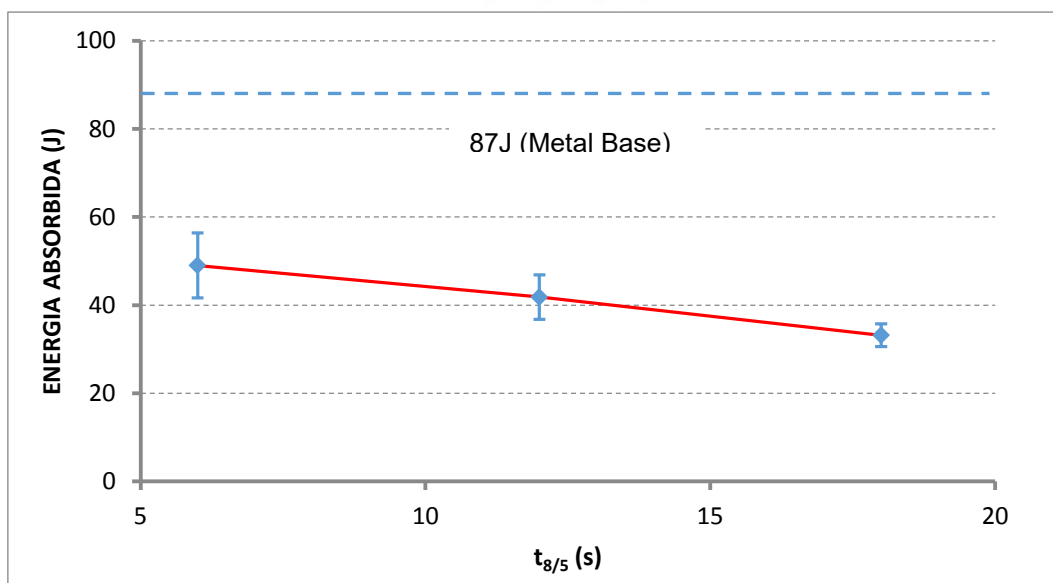


Figura 25. Curva de la tenacidad para tres diferentes $t_{8/5}$

4.4.2. Efecto del segundo ciclo térmico sobre la tenacidad

La tendencia de la curva de la figura 26, en el rango intercrítico, es similar a lo obtenido en diferentes publicaciones [9]-[10]. De los resultados obtenidos, la energía absorbida a una temperatura pico de 535°C es 58J, siendo ligeramente mayor que la del primer ciclo térmico y va incrementándose hasta 72J a 675°C, luego cae bruscamente a un valor de 28J a 720°C, para ir incrementándose hasta 43J a 920°C.

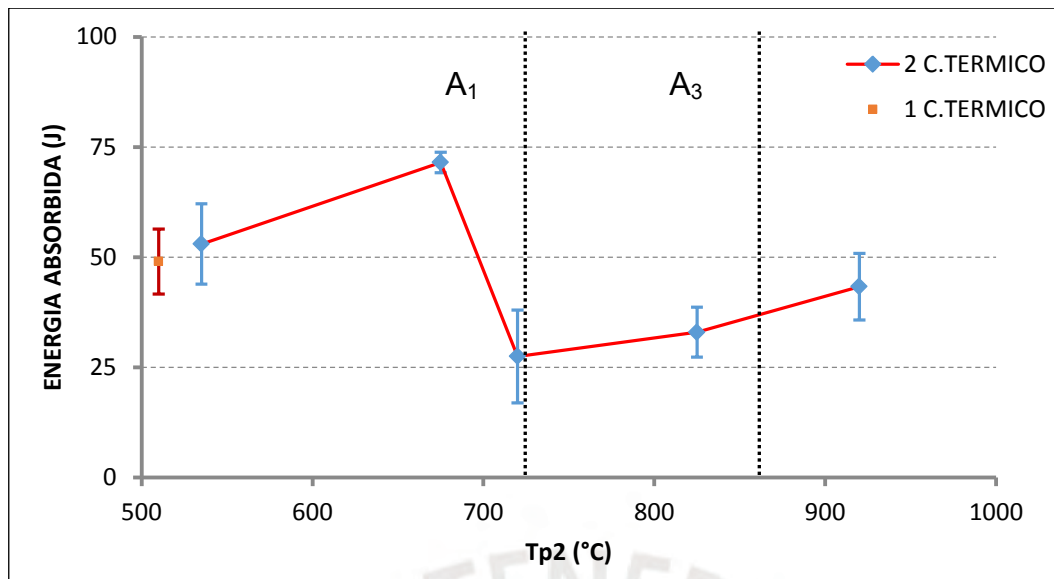


Figura 26. Curva de la tenacidad promedio para diferentes T_{p2}

4.5. Correlación entre la microestructura y las propiedades mecánicas

4.5.1. Un ciclo térmico de soldadura

Algunos autores atribuyen la disminución de la energía absorbida con el incremento del $t_{8/5}$ a la aparición del M-A constituyente y al incremento de éste con el aumento del $t_{8/5}$ [16], y otros debido al incremento de microestructuras bainíticas [6]. M. SHOME [13], dice que los cristales finos de martensita en bandas orientados en grandes ángulos con respecto a los límites de grano proveen una barrera efectiva a la propagación de la grieta en comparación con los grandes cristales de ferrita bainítica. MATSUDA [6], encontró que para $t_{8/5}$ entre 6 y 8 seg la microestructura está formado por martensita y bainita inferior, y para $t_{8/5}$ de 12 seg o más, se forma bainita superior. La bainita inferior tiene una mayor tenacidad que la bainita superior, lo cual puede explicar el comportamiento obtenido. Para este caso no se observa M-A constituyente en ninguna de las condiciones de simulación de un ciclo térmico de soldadura (6, 12 y 18s), por lo que la disminución de la energía absorbida, se debe al aumento de la proporción de las microestructuras bainíticas de baja tenacidad con el incremento del $t_{8/5}$, tal como se aprecia en la figura 19.

4.5.2. Dos ciclos térmicos de soldadura

En la figura 26 se muestra la relación entre la energía absorbida en función a la temperatura máxima alcanzada en el segundo ciclo térmico de soldadura. Se puede apreciar claramente que la energía absorbida tiene un punto más bajo, el cual se encuentra en el rango de temperaturas intercríticas de la ZAC (entre A_1 y A_3). Para calcular las temperaturas intercríticas teóricas, se utilizó las siguientes ecuaciones [31]:

$$A_1 (\text{°C}) = 742 - 29C - 14Mn + 13Si + 16Cr + 17Ni - 16Mo + 45V + 36Cu$$

$$A_3 (\text{°C}) = 925 - 219C^{0.5} - 7Mn + 39Si + 16Ni + 13Mo + 97V$$

Realizando cálculos, para la composición química de este acero, se obtiene una temperatura $A_1=737\text{°C}$ y $A_3=863\text{°C}$. K. IKEUCHI [5] encontró, con la ayuda de un dilatómetro, que la temperatura Ac_1 durante el calentamiento del metal base en un primer ciclo térmico de soldadura es ligeramente mayor que en un segundo ciclo térmico. E. BONNEVIE [32] dice que el M-A constituyente formado por debajo de la temperatura Ac_1 , se produce en zonas locales en donde la composición química difiere grandemente de la composición nominal del acero. Debido a esto, a 675°C y 720°C encontramos M-A constituyente en los límites de grano.

En el presente caso para $Tp_2 = 535\text{°C}$ la energía absorbida es 58J y la dureza es 330HV. La energía absorbida es ligeramente mayor a la del primer ciclo térmico (49J), esto es debido al efecto de revenido del segundo ciclo térmico, lo cual hace que la microestructura sea martensita revenida y por lo tanto la dureza disminuya con respecto al primer ciclo térmico, incrementando su tenacidad.

A 675°C la energía absorbida es de 72J y la dureza alcanza un valor mínimo de 299HV y la microestructura está conformada por martensita revenida y M-A constituyente en una pequeña proporción (1,7% aproximadamente) en los límites de grano austenítico y con una separación entre los bloques relativamente grande, ver figura 20a. DAVIS [11], encontró que la distribución del M-A constituyente en forma de bloques interconectados entre sí, o con un

espaciamiento mínimo entre ellos es perjudicial para la tenacidad, según esto la cantidad y distribución del M-A constituyente presente en esta condición no influye de manera sustancial en el valor de la energía absorbida. El incremento de la energía absorbida, en este punto, se debe principalmente a la microestructura de martensita revenida y al menor valor de dureza obtenido.

A 720°C la energía absorbida cae bruscamente y tiene un valor de 28J, el cual está muy por debajo de la obtenida en un ciclo térmico de soldadura; la dureza es 308 HV, y la microestructura está conformada por martensita revenida y M-A constituyente. El M-A constituyente se encuentra en una proporción alta, del 12% aproximadamente, encontrándose en forma alargada en el interior del grano y en forma de bloques interconectados entre sí en los límites de grano, ver figura 20b, siendo este último perjudicial para la tenacidad [11]. Por esta razón la tenacidad disminuye drásticamente en este punto, a pesar de no tener un valor alto de dureza.

A 825°C la energía absorbida alcanza un valor mínimo de 33J y un valor de dureza de 344 HV; la microestructura es martensita revenida y M-A constituyente en el interior de los granos en forma alargada, ver figura 20c. A esta temperatura ocurre la austenización parcial por lo que las zonas austenizadas se transformarán en martensita (sin revenir), lo cual incrementa la dureza. El M-A constituyente presente en este punto es mucho menor (2,3%), y se encuentra en forma alargada, lo cual explicaría el incremento de la tenacidad.

A 920°C la energía absorbida se incrementa a 43J y la dureza a 357HV. La microestructura es una combinación de martensita en bandas y bainita, ver figura 20d. El incremento de la tenacidad con respecto al punto anterior puede ser porque ya no está presente el M-A constituyente.

4.6. Aplicación de los datos obtenidos a una situación Real de soldadura

El código de soldadura AWS D1.1, establece que la energía absorbida mínima para el ensayo de charpy V, es 27J (probeta estándar). Teniendo en cuenta que las probetas fueron de tamaño reducido (10x5x55mm), y los valores

obtenidos en las diferentes condiciones de simulación fueron superiores a 28J, los valores equivalentes en una probeta estándar serían mayores (aproximadamente el doble), por lo tanto, este acero cumpliría con los requisitos mínimos de energía absorbida de éste código de soldadura.

A pesar de cumplir con los requisitos de tenacidad de los códigos de soldadura, el M-A constituyente podría ser perjudicial cuando el acero entra en servicio, pues sus altos valores de dureza podrían propiciar la nucleación de fisuras.

Con respecto a la dureza de la ZAC, el código de soldadura AWS D1.1 limita este parámetro, para evitar la fisuración por hidrógeno, a 350 HV cuando se usa electrodos de alto hidrógeno y 400 HV cuando se utilizan electrodos de bajo hidrógeno. De los resultados obtenidos y tomando en cuenta los parámetros de soldadura mencionados en el punto 3.3, cuando la muestra es sometida a un solo ciclo térmico de soldadura, y se utiliza electrodos de bajo hidrógeno, el $t_{8/5}$ mínimo debe ser 6 segundos (precalentamiento = 115°C) y cuando se utiliza electrodos de alto hidrógeno el $t_{8/5}$ mínimo debe ser de 18 segundos (precalentamiento = 320°C).

Para mejorar las propiedades mecánicas del acero SUMITEN 780s (evitar zonas de alta dureza y aumentar la tenacidad), se debería someter al acero a un tratamiento térmico post soldadura en el rango de 535°C - 625 °C. Ya que probablemente a temperaturas superiores a 625°C se formará el M-A constituyente, el cual disminuye la tenacidad y aumenta la fragilidad del material.

CAPITULO V

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

5.1. Conclusiones

- Los resultados de las simulaciones de soldadura realizadas, presentan las mismas tendencias encontradas en la literatura para aceros HSLA, lo cual, indica que el simulador de ciclo térmico fabricado es bastante fiable para realizar simulaciones de soldadura en aceros al carbono y baja aleación.
- La dureza del acero SUMITEN 780S se incrementa con el aumento de la velocidad de enfriamiento al someterlo.
- Cuando el acero SUMITEN 780s se ve afectado por un solo ciclo térmico de soldadura, la dureza y tenacidad se incrementan con el aumento de la velocidad de enfriamiento. Al someterlo a un segundo ciclo térmico con temperaturas máximas inferiores al rango intercrítico (entre 737°C y 863°C), la tenacidad se incrementa y la dureza disminuye conforme aumenta el valor de la temperatura máxima alcanzada en el segundo ciclo térmico. Esta tendencia cambia al entrar dentro del rango intercrítico, la tenacidad disminuye y la dureza se incrementa, conforme aumenta el valor de la temperatura máxima alcanzada en el segundo ciclo térmico.
- La microestructura conocida como M-A constituyente, se forma dentro del rango intercrítico de temperaturas, incluso cuando la temperatura es ligeramente menor al límite inferior A_1 del rango intercrítico (737°C).
- Con la ayuda de este simulador es posible predecir la dureza alcanzada a partir del $t_{8/5}$. Para un valor de $t_{8/5}$ de 6s (Precalentamiento = 115°C, proceso GMAW, $V = 20V$, $I = 140A$, $V = 1.75mm/s$), se pueden obtener durezas por debajo de 400HV, si por otro lado el $t_{8/5}$ fuera de 18s (Precalentamiento = 320°C, proceso GMAW, $V = 20V$, $I = 140A$, $V = 1.75mm/s$), los valores máximos de dureza serían menores a 350HV.

5.2. Recomendaciones

- Se recomienda realizar programas en LABVIEW, para poder realizar otro tipo de ensayos, con el equipo construido. Por ejemplo, tratamientos isotérmicos (austempering, martempering), tratamientos térmicos (Recocido, Normalizado, templado), entre otros.
- Se recomienda realizar investigaciones con diferentes tipos de materiales para ver a factibilidad de poder simular ciclos térmicos de soldadura en ellos, con el equipo construido.



BIBLIOGRAFÍA

- [1] C. del Campo Díaz, “Diseño y desarrollo de aceros inoxidables dúplex con bajo contenido en níquel,” 2003.
- [2] “<https://www.bleeble.com/products/bleeble-systems/welding-simulator.html>.” .
- [3] K. Poorhaydari, B. M. Patchett, and D. G. Ivey, “Estimation of Cooling Rate in the Welding of Plates with Intermediate Thickness,” *Weld. J.*, no. October, pp. 149–155, 2005.
- [4] A. Muñoz Rubio, “Tensiones residuales generadas en la zac y su influencia en la tenacidad a la fractura en los aceros de hsla, bajo un proceso de soldeo por arco sumergido,” 2009, Accessed: Aug. 25, 2020. [Online]. Available: <https://dialnet.unirioja.es/servlet/tesis?codigo=51797&info=resumen&idoma=SPA>.
- [5] K. Ikeuchi, F. Matsuda, J. Liao, and H. Tanabe, “Effect of Temper-bead Thermal Cycle on Toughness of Weld ICCGHAZ of Low Alloy Steel SQV-2A,” *ISIJ Int.*, vol. 35, no. 10, pp. 1203–1212, 1995, doi: 10.2355/isijinternational.35.1203.
- [6] F. Matsuda, K. Ikeuchi, and J. Liao, “Weld HAZ Toughness and Its Improvement of Low Alloy Steel SQV-2A for Pressure Vessels (Report 1): Effect of cooling time on microstructure and Charpy impact value in single thermal cycle(Materials, Metallurgy & Weldability) | Request PDF,” *Welding Research institute*. .
- [7] J. Janovec and M. Takahashi, “alloy steel weld of SQV-2A ICCGHAZ I Ow Microstructural,” vol. 40, pp. 44–48, 2000.
- [8] T. W. Park, I. O. Shim, D. H. Baik, H. K. Kim, Y. J. Lim, and Y. W. Kim, “Effects of PWHT on the toughness of weld HAZ in Cu-containing HSLA-100 steel,” *Mech. Work. Steel Process. Conf. Proc.*, vol. 40, pp. 567–573, 1997, doi: 10.2355/isijinternational.40.suppl_s49.

- [9] C. L. Davis and J. E. King, "Effect of cooling rate on intercritically reheated microstructure and toughness in high strength low alloy steel," *Mater. Sci. Technol. (United Kingdom)*, vol. 9, no. 1, pp. 8–15, 1993, doi: 10.1179/mst.1993.9.1.8.
- [10] S. Moeinifar, A. H. Kokabi, and H. R. Madaah Hosseini, "Influence of peak temperature during simulation and real thermal cycles on microstructure and fracture properties of the reheated zones," *Mater. Des.*, vol. 31, no. 6, pp. 2948–2955, 2010, doi: 10.1016/j.matdes.2009.12.023.
- [11] C. L. Davis and J. E. King, "Cleavage initiation in the intercritically reheated coarse-grained heat-affected zone: Part I. Fractographic evidence," *Metall. Mater. Trans. A*, vol. 25, no. 3, pp. 563–573, 1994, doi: 10.1007/BF02651598.
- [12] M. Shome, O. P. Gupta, and O. N. Mohanty, "Effect of simulated thermal cycles on the microstructure of the heat-affected zone in HSLA-80 and HSLA-100 steel plates," *Metall. Mater. Trans. A Phys. Metall. Mater. Sci.*, vol. 35, no. 13, pp. 985–996, 2004, doi: 10.1007/s11661-004-1002-y.
- [13] M. Shome and O. N. Mohanty, "Continuous cooling transformation diagrams applicable to the heat-affected zone of HSLA-80 and HSLA-100 steels," *Metall. Mater. Trans. A Phys. Metall. Mater. Sci.*, vol. 37, no. 7, pp. 2159–2169, 2006, doi: 10.1007/BF02586136.
- [14] M. Dunder, I. Samardžić, and Š. Klarić, "Influence of cooling time $\Delta t_{8/5}$ on welded joint properties of the thermal cycle simulated TStE 420 specimens," *Teh. Vjesn.*, vol. 14, no. 1–2, pp. 47–57, 2007.
- [15] M. Dunder, S. Aracic, and I. Samardic, "Impact energy analysis of HSLA specimens after simulated welding thermal cycle," *Metal. -Sisak then Zagreb.*, vol. 47, pp. 87–91, 2008.
- [16] Y. Shi and Z. Han, "Effect of weld thermal cycle on microstructure and fracture toughness of simulated heat-affected zone for a 800 MPa grade high strength low alloy steel," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 207, no. 1–3, pp. 30–39, 2008, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2007.12.049.

- [17] M. Rashid H, "Electrónica de Potencia. Circuitos, Dispositivos y Aplicaciones," *Electrónica Potencia. Circuitos, Dispos. y Apl.*, vol. tercera ed, no. convertidores cd-cd, pp. 1–878, 2004, doi: 10: 0-8400-5444-0.
- [18] "<https://www.ni.com/es-cr/shop/labview.html>." .
- [19] X. Lin, "Heat affected zone structure and properties of a welded copper bearing HSLA steel," *Univ. Wollongong Thesis Collect. 1954-2016*, Jan. 1991, Accessed: Aug. 29, 2020. [Online]. Available: <https://ro.uow.edu.au/theses/1501>.
- [20] H. Ikawa, H. Oshige, and T. Tanoue, "Study on the Martensite-Austenite Constituent in Weld-Heat Affected Zone of High Strength Steel," *J. JAPAN Weld. Soc.*, vol. 49, no. 7, pp. 467–472, 1980, doi: 10.2207/qjjws1943.49.467.
- [21] K. Poorhaydari, B. M. Patchett, and D. G. Ivey, "Transformation twins in the weld HAZ of a low-carbon high-strength microalloyed steel," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 435–436, pp. 371–382, Nov. 2006, doi: 10.1016/j.msea.2006.07.055.
- [22] F. Matsuda *et al.*, "Review of Mechanical and Metallurgical Investigations of M-A Constituent in Welded Joint in Japan," 1995.
- [23] "ASTM A514 / A514M - 18e1 Standard Specification for High-Yield-Strength, Quenched and Tempered Alloy Steel Plate, Suitable for Welding." <https://www.astm.org/Standards/A514.htm> (accessed Aug. 25, 2020).
- [24] "ASTM E415 - 17 Standard Test Method for Analysis of Carbon and Low-Alloy Steel by Spark Atomic Emission Spectrometry." <https://www.astm.org/Standards/E415.htm> (accessed Aug. 25, 2020).
- [25] T. Kasuya, M. Okumura, and N. Yurioka, "Methods for predicting maximum hardness of heat-affected zone and selecting necessary preheat temperature for steel welding," *Nippon Steel Technical Report*, no. 65. pp. 7–14, 1995.

- [26] ASTM E92, "ASTM E92-17, Standard Test Methods for Vickers Hardness and Knoop Hardness of Metallic Materials," *ASTM Int.*, pp. 1–27, 2017, doi: 10.1520/E0092-17.
- [27] ASTM International, "ASTM E23 – 18, Standard Test Methods for Notched Bar Impact Testing of Metallic Materials," *ASTM Int.*, pp. 1–26, 2018, doi: 10.1520/E0023-18.
- [28] "ASTM E3 - 11(2017) Standard Guide for Preparation of Metallographic Specimens." <https://www.astm.org/Standards/E3> (accessed Aug. 25, 2020).
- [29] "ASTM E407 - 07(2015)e1 Standard Practice for Microetching Metals and Alloys." <https://www.astm.org/Standards/E407> (accessed Aug. 25, 2020).
- [30] F. S. LePera, "Improved etching technique for the determination of percent martensite in high-strength dual-phase steels," *Metallography*, vol. 12, no. 3, pp. 263–268, 1979, doi: 10.1016/0026-0800(79)90041-7.
- [31] J. Trzaska, "Calculation of critical temperatures by empirical formulae," *Arch. Metall. Mater.*, vol. 61, no. 2B, pp. 981–986, 2016, doi: 10.1515/amm-2016-0167.
- [32] E. Bonnevie, G. Ferrière, A. Ikhlef, D. Kaplan, and J. M. Orain, "Morphological aspects of martensite-austenite constituents in intercritical and coarse grain heat affected zones of structural steels," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 385, no. 1–2, pp. 352–358, 2004, doi: 10.1016/j.msea.2004.06.033.