

TRABAJO ESPECIAL DE GRADO

SELECCIÓN DE LOS PARÁMETROS DEL PROCESO DE SOLDADURA CON ARCO DE PLASMA PARA UNIONES A TOPE DE ACEROS INOXIDABLES 316 L

Presentado ante la
ilustre Universidad Central de Venezuela
por el Br. Hernández G., Gabriel J.
para optar al Título de
Ingeniero Mecánico

Caracas, Marzo 2004

TRABAJO ESPECIAL DE GRADO

SELECCIÓN DE LOS PARÁMETROS DEL PROCESO DE SOLDADURA CON ARCO DE PLASMA PARA UNIONES A TOPE DE ACEROS INOXIDABLES 316 L

TUTOR ACADÉMICO: Prof. Ing. Vicente Ignoto

Presentado ante la
ilustre Universidad Central de Venezuela
por el Br. Hernández G., Gabriel J.
para optar al Título de
Ingeniero Mecánico

Caracas, Marzo 2004

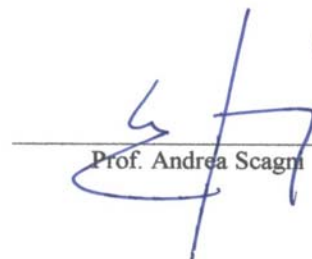
VEREDICTO

Los suscritos, miembros del jurado examinador designado por el Consejo de la Escuela de Ingeniería Mecánica de la Universidad Central de Venezuela, para evaluar el Trabajo Especial de Grado presentado por el bachiller **GABRIEL HERNÁNDEZ C.I. 13.494.620**, el cual lleva por título: **“SELECCIÓN DE LOS PARÁMETROS DEL PROCESO DE SOLDADURA CON ARCO DE PLASMA PARA UNIONES A TOPE DE ACEROS INOXIDABLES 316L”**, hemos examinado discutido y aprobado esta Tesis de Grado.

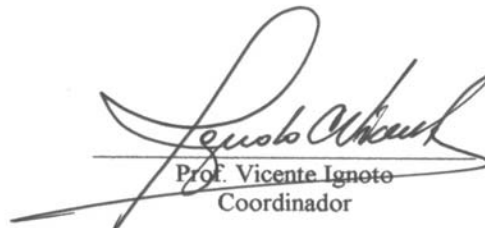
En fe de lo anteriormente expuesto se levanta la presente Acta en Caracas, a los cinco días del mes de marzo de 2004, dejándose constancia que, de acuerdo a la normativa vigente, actuó como Coordinador del jurado examinador el Prof. Dr. Vicente Ignoto.



Prof. Víctor Falcón



Prof. Andrea Scagnoli



Prof. Vicente Ignoto
Coordinador

INDICE GENERAL

	Pag.
PORTADA	I
DEDICATORIA	II
AGRADECIMIENTOS	III
RESUMEN	IV
INTRODUCCIÓN	V

CAPÍTULO I

FUNDAMENTOS TEÓRICO

1.1.- ACEROS INOXIDABLES	2
1.1.1.- Aceros Inoxidables	2
1.1.2.- Aplicaciones de los Aceros Inoxidables	2
1.1.3.- Clasificación de los Aceros Inoxidables	3
1.1.3.1.- Aceros Inoxidables Martensíticos	3
1.1.3.2.- Aceros Inoxidables Ferríticos	3
1.1.3.3.- Aceros Inoxidables Austeníticos	4
1.1.3.4.- Tipos Especiales	4
1.1.4.- Acero Inoxidable Austenítico 316L	5
1.1.5.- Influencia de la Composición Química sobre la Estructura	6
1.1.6.- Diagrama de Schaeffler y de DeLong	7
1.1.6.1.- Diagrama de Schaeffler	7
1.1.6.2.- Diagrama de DeLong	9
1.1.7.- Solidificación de los Aceros Inoxidables Austeníticos	10
1.1.7.1.- Solidificación Primaria Austenítica	12
1.1.7.2.- Solidificación Primaria Ferrítica	13
1.1.7.3.- Ferrita con Morfología Vermicular	14
1.1.7.4.- Ferrita con Morfología Laty	14

1.1.7.5.- Ferrita con Morfología Acicular ó Widmanstatten	14
1.1.7.6.- Ferrita con Morfología Globular	15
 1.2.- SOLDABILIDAD DE LOS ACEROS INOXIDABLES AUSTENÍTICOS	 16
1.2.1.- Introducción a la Soldabilidad de los Aceros Inoxidables Austeníticos	16
1.2.2.- Propiedades Físicas	16
1.2.3.- Agrietamiento en Caliente de las Soldaduras Austeníticas	17
1.2.4.- Contenido de Ferrita en el Metal de Soldadura	18
1.2.5.- Precalentamiento y Tratamiento Térmico de las Juntas Soldadas	19
 1.3.- SOLDADURA POR ARCO DE PLASMA	 21
1.3.1.- Introducción a la Soldadura por Arco de Plasma	21
1.3.2.- Propósitos de la Constricción del Arco	24
1.3.3.- Materiales Bases	25
1.3.4.- Materiales de Aporte	26
1.3.5.- Electroodos	26
1.3.6.- Gases	27
1.3.7.- Modalidades de Arco	30
1.3.7.1.- Arco transferido	31
1.3.7.2.- Arco no transferido	31
1.3.8.- Ventajas del Proceso de Soldadura PAW	33
1.3.9.- Limitaciones del Proceso de Soldadura PAW	33
1.3.10.- Técnicas de Soldadura	34
1.3.10.1.- Técnica de Ojo de Cerradura (keyhole)	34
1.3.10.2.- Técnica de microplasma	36
1.3.10.3.- Técnica por fusión en surco	36
1.3.11.- Influencia de los Parámetros o Variables de Soldadura por Arco de Plasma	37
1.3.11.1.- Corriente de soldadura	37
1.3.11.2.- Velocidad de soldadura	39
1.3.11.3.- Flujo de gas de plasma	41
1.3.12.- Equipo	43

1.3.13.- Iniciación del Arco	44
1.4.- ENSAYOS DESTRUCTIVOS Y NO DESTRUCTIVOS	46
1.4.1.- Ensayos Destructivos	46
1.4.1.1.- Ensayo de Tracción	46
1.4.1.2.- Ensayo de Dureza	46
1.4.1.3.- Ensayo Metalográfico	47
1.4.2.- Ensayos No Destructivos	47
1.4.2.1.- Inspección Visual	47
1.4.2.2.- Radiografía Industrial	47

CAPÍTULO II

PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL Y RESULTADOS

2.1.- PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL Y RESULTADOS	49
2.1.1.- Caracterización Química del Material Base	50
2.1.2.- Soldadura	50
2.1.3.- Evaluaciones Realizadas a las Juntas Soldadas	54
2.1.4.- Ensayos No Destructivos	54
2.1.4.1.- Inspección Visual	54
2.1.4.2.- Radiografía Industrial	55
2.1.5.- Ensayos Destructivos	60
2.1.5.1.- Metalografía	60
2.1.5.2.- Medición de Ferrita	69
2.1.5.2.1.- Método Químico	69
2.1.5.2.2.- Método Magnético	71
2.1.5.3.- Ensayo de Dureza	73
2.1.5.4.- Ensayo de Tracción	77

CAPÍTULO III

ANÁLISIS DE RESULTADOS

3.1.- Caracterización del Material Base	92
3.2.- Parámetros del Proceso de Soldadura	93
3.3.- Ensayos No Destructivos	96
3.4.- Ensayos Destructivos	96
3.4.1.- Evaluación Metalográfica	96
3.4.2.- Medición de Ferrita	98
3.4.3.- Ensayo de Dureza	100
3.4.4.- Ensayo de Tracción	101

CAPÍTULO IV

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES	104
---------------------------------------	-----

CAPÍTULO V

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	107
-----------------------------------	-----

CAPÍTULO VI

ANEXOS	113
---------------	-----

INDICE DE FIGURAS Y TABLAS

FIGURAS	Pag.
Fig. 1 Diagrama de Schaeffler	8
Fig. 2 Diagrama de DeLong	10
Fig. 3 Sección del diagrama de equilibrio Fe-Cr-Ni (70% Fe)	11
Fig. 4 Morfologías de ferrita delta según el modo primario de solidificación	12
Fig. 5 Modo primario de solidificación para varias relaciones de Cr_{eq}/Ni_{eq}	13
Fig. 6 Terminología de los sopletes de arco de plasma	21
Fig. 7 Comparación de los procesos de soldadura GTAW y PAW	23
Fig. 8 Efecto de la constricción del arco sobre la temperatura y el voltaje	25
Fig. 9 Modalidades de arco transferido y no transferido del arco de plasma	31
Fig. 10 Diagrama esquemático del arco doble	32
Fig. 11 Aspecto superficial del ojo de cerradura	35
Fig. 12 Gráfico espesor vs. intensidad de corriente	38
Fig. 13 Gráfico intensidad de corriente vs. velocidad de avance	40
Fig. 14 Gráfica intensidad de corriente vs. flujo de gas plasma	42
Fig. 15 Equipo típico para soldadura por arco de plasma (PAW)	44
Fig. 16 Figura esquemática del inicio del arco piloto por alta frecuencia	45
Fig. 17 Diagrama de Flujo de las Etapas del Procedimiento Experimental	49
Fig. 18 Montaje de los cupones de prueba	51
Fig. 19 Macrografías de las cuatro condiciones de soldadura	54
Fig. 20 Parte superior de los cupones soldados según las cuatro condiciones seleccionadas	55
Fig. 21 Radiografía observada en el negatoscopio	56
Fig. 22 Mando de Control y Máquina de Rayos X	57
Fig. 23 Radiografías de cada condición de soldadura	59
Fig. 24 Esquema de los cupones de prueba para la elaboración de probetas	60
Fig. 25 Muestra de junta soldada para análisis metalográficos	61
Fig. 26 Pulidoras para pulido de las muestras metalográficas	62

Fig. 27	Microscopio Optico para inspección metalográfica	63
Fig. 28	Evaluación Macrográfica y Micrográfica indicando la fase ferrita (zona oscura) en la matriz austenítica de la junta soldada según la condición 1: A) Interfase izquierda. B) Interfase derecha. C) Cordón	64
Fig. 29	Evaluación Macrográfica y Micrográfica indicando la fase ferrita (zona oscura) en la matriz austenítica de la junta soldada según la condición 2: A) Interfase izquierda. B) Interfase derecha. C) Cordón	65
Fig. 30	Evaluación Macrográfica y Micrográfica indicando la fase ferrita (zona oscura) en la matriz austenítica de la junta soldada según la condición 3: A) Interfase izquierda. B) Interfase derecha. C) Cordón	66
Fig. 31	Evaluación Macrográfica y Micrográfica indicando la fase ferrita (zona oscura) en la matriz austenítica de la junta soldada según la condición 4: A) Interfase izquierda. B) Interfase derecha. C) Cordón	67
Fig. 32	Micrografías del material base AISI 316L indicando la fase ferrita (zona oscura) en la matriz austenítica: 1) Micrografía en el sentido de la laminación. 2) Micrografía perpendicular al sentido de la laminación. 3) Micrografía de la superficie	68
Fig. 33	Contenido de ferrita para el material base según Schaeffler	70
Fig. 34	Contenido de ferrita para el material base según DeLong	70
Fig. 35	Ferritoscopio Fischer MP3C	71
Fig. 36	Esquema de las indentaciones para el ensayo de dureza	73
Fig. 37	Durómetro universal 2CR W-testor	74
Fig. 38	Gráfico de Dureza Vickers para cada condición de soldadura	77
Fig. 39	Dimensiones de la probeta de Tracción en juntas soldadas según AWS B4.0-98	78
Fig. 40	Tiras rectangulares y probeta de tracción para juntas soldadas según AWS B4.0-98	79
Fig. 41	Máquina para Ensayo Universal marca INSTRON 8502	80
Fig. 42	Dimensiones de probeta de Tracción para material base según ASTM A-370	81
Fig. 43	Gráfico de Esfuerzo-Deformación nominal para el material base	85
Fig. 44	Gráfico de Esfuerzo-Deformación nominal para la condición 1	85

Fig. 45	Gráfico de Esfuerzo-Deformación nominal para la condición 2	86
Fig. 46	Gráfico de Esfuerzo-Deformación nominal para la condición 3	86
Fig. 47	Gráfico de Esfuerzo-Deformación nominal para la condición 4	87
Fig. 48	Gráfico de Esfuerzo-Deformación real para el material base	87
Fig. 49	Gráfico de Esfuerzo-Deformación real para la condición 1	88
Fig. 50	Gráfico de Esfuerzo-Deformación real para la condición 2	88
Fig. 51	Gráfico de Esfuerzo-Deformación real para la condición 3	89
Fig. 52	Gráfico de Esfuerzo-Deformación real para la condición 4	89
Fig. 53	Formas de la soldadura obtenida por arco de plasma y calidad de las mismas	115
Fig. 54	Curvas de exposición para aceros, utilizada para determinar los parámetros radiográficos	116

TABLAS		Pag.
Tabla 1	Composición química de los aceros austeníticos	5
Tabla 2	Especificaciones de los metales de aporte según la AWS	26
Tabla 3	Guía de selección de gases para el proceso PAW de corriente alta	28
Tabla 4	Guía de selección de gases para el proceso PAW de corriente baja	29
Tabla 5	Composición química de la lámina de acero inoxidable 316 L (% en peso)	50
Tabla 6	Parámetros de Soldadura para todas las condiciones evaluadas	52
Tabla 7	Condiciones de Soldadura seleccionadas	53
Tabla 8	Valores de ferrita según método químico	69
Tabla 9	Porcentaje de ferrita según método magnético	72
Tabla 10	Valores de dureza para la condición de soldadura 1	75
Tabla 11	Valores de dureza para la condición de soldadura 2	75
Tabla 12	Valores de dureza para la condición de soldadura 3	76
Tabla 13	Valores de dureza para la condición de soldadura 4	76
Tabla 14	Propiedades estáticas obtenidas del ensayo de tracción para el material base	81
Tabla 15	Propiedades estáticas obtenidas del ensayo de tracción para la condición 1	81

Tabla 16	Propiedades estáticas obtenidas del ensayo de tracción para la condición 2	82
Tabla 17	Propiedades estáticas obtenidas del ensayo de tracción para la condición 3	82
Tabla 18	Propiedades estáticas obtenidas del ensayo de tracción para la condición 4	82
Tabla 19	Resumen de las propiedades estáticas obtenidas de los ensayos de tracción	90
Tabla 20	Composición química del gas de protección	114

A mis padres, Mirtha y Ramón, por su amor y comprensión. Además de enseñarme que con esfuerzo, perseverancia y voluntad podemos alcanzar todas nuestras metas. A mis hermanos Erika y Gustavo por apoyarme en todo momento. A todos mis amigos con los cuales compartí y que supieron brindarme su mano amiga hasta en los momentos mas difíciles.

AGRADECIMIENTOS

A Dios todo poderoso, nuestro creador.

A mi familia por su apoyo y sabias palabras de aliento, sobre todo en los momentos difíciles.

Al profesor Vicente Ignoto por darme la oportunidad de poder trabajar en este su proyecto, además de brindarme sus sabios consejos y ayuda durante la ejecución de este trabajo.

A los Ingenieros y amigos Miguel Quintero y Carlos Iglesias, por su desinteresada colaboración y apoyo recibidos en la ejecución de este trabajo.

A mis compañeros y amigos, Omar Pineda, Argelia Oropeza y Gerardo Melo, con los cuales compartí y aprendí el verdadero valor de la amistad. Además de ofrecerme sus sabios consejos y ayuda incondicional.

Al profesor Freddy Fraudita, coordinador del Laboratorio de Ensayos No Destructivos, por su desinteresada colaboración y sabios consejos brindados en todo momento.

A Rómulo Millano y Elio Castro, por la colaboración prestada y por ser grandes compañeros de trabajo.

A Juan Carlos Mestre, Isis y Maribel, por su ayuda y consejos brindados.

A todos los profesores y compañeros de estudio de la escuela de Ingeniería Mecánica, con los cuales curse materias, los cuales contribuyeron en mi formación académica y humana en estos años vividos.

Hernández G., Gabriel J.

SELECCIÓN DE LOS PARÁMETROS DEL PROCESO DE SOLDADURA CON ARCO DE PLASMA PARA UNIONES A TOPE DE ACEROS INOXIDABLES 316 L

Tutor Académico: Prof. Ing. Vicente Ignoto. Tesis. Caracas, U.C.V., Facultad de Ingeniería. Escuela de Mecánica. 2004, n° pag.116.

Palabras Claves: Parámetros, Plasma, Unión a Tope.

Resumen: En este trabajo se utilizó el Proceso de Soldadura por Arco de Plasma (PAW), para unir a tope y en posición plana chapas de Aceros Inoxidables 316 L de 6,4 mm de espesor. Se determinaron las variables o parámetros adecuados para la soldadura; tales como velocidad de trabajo, intensidad de corriente, longitud de arco, siendo estos uno de los objetivos del estudio, para obtener uniones con adecuadas propiedades mecánicas y un correcto balance de fases en toda la junta después de realizado el proceso de soldadura.

Se emplearon además una serie de ensayos tales como: Tracción, Dureza, Radiografía y Metalografía para evaluar las propiedades del depósito de soldadura. Los ensayos mecánicos destructivos y no destructivos se realizaron de acuerdo a las normas para constatar la integridad del cordón y determinar como influye este proceso en las propiedades mecánicas de la junta soldada con respecto al metal base. A través de la metalografía se determinó la distribución de fases en el cordón y zona afectada por el calor con respecto al metal base.

Entre otras conclusiones se obtuvo un proceso adecuado de soldadura por arco de plasma de uniones a tope de aceros inoxidable 316 L. Los estudios sobre estos tipos de Aceros, servirán como punto de partida para futuros trabajos, investigaciones y aplicaciones realizadas con este proceso.

INTRODUCCIÓN

Los aceros inoxidable como cualquier otro tipo de acero, hoy día encuentran un mayor uso en el campo industrial, ofrecen resistencia a la corrosión, una adecuada relación resistencia mecánica-peso, propiedades higiénicas, resistencia a temperaturas elevadas y criogénicas y valor a largo plazo. Son totalmente reciclables y amigables con el medio ambiente; además son ampliamente utilizados en varios sectores, desde la más sofisticada aplicación industrial hasta los utensilios domésticos. Contribuyen, de manera indirecta, a satisfacer las necesidades humanas básicas tales como alimentación, salud, construcción, medio ambiente, transporte y energía.

Estos tipos de aceros son aleaciones complejas en las que intervienen un buen número de elementos químicos. Para conseguir una aceptable soldabilidad, el metal aportado y zonas adyacentes deben presentar unas propiedades lo más semejantes posible a las del material de base, tanto desde el punto de vista mecánico como de resistencia a la corrosión.

Se hará el estudio y caracterización de la soldadura de los aceros inoxidable 316 L obtenida por arco de plasma. Se realizarán soldaduras en un solo pase en juntas dispuestas a tope (cupón de prueba), las cuales correspondan a uniones con la menor modificación posible de su microestructura, que conlleve en la conservación de sus buenas propiedades mecánicas y anticorrosivas.

Una vez conseguida la condición o condiciones adecuadas de soldadura, se realizarán una serie de ensayos destructivos y no destructivos para evaluar las propiedades del depósito de soldadura.

CAPÍTULO I

FUNDAMENTO TEÓRICO

1.1.- ACEROS INOXIDABLES

1.1.1.- Aceros Inoxidables

Los Aceros Inoxidables según Ignoto⁽¹⁾ son una gamma de aleaciones ferrosas (base hierro) complejas, en las que intervienen un conjunto importante de elementos químicos, donde el principal es el Cromo que contienen un mínimo de 11%. El Cromo forma en la superficie del acero una película pasiva, extremadamente delgada, continua y estable. Esta película deja la superficie inerte a las reacciones químicas.

Tienen una resistencia a la corrosión natural que se forma automáticamente, es decir no se adiciona. Poseen una gran resistencia mecánica, de al menos dos veces la del acero al carbono, son resistentes a temperatura elevadas y a temperaturas criogénicas. Son fáciles de transformar en gran variedad de productos y tienen una apariencia estética, que puede variarse sometiendo el acero a diferentes trataminetos superficiales para obtener acabado de espejo, satinado, coloreado, texturizado, etc.

1.1.2.- Aplicaciones de los Aceros Inoxidables

Por ser totalmente reciclables y amigables con el medio ambiente, los aceros inoxidables son ampliamente utilizados en varios sectores, desde la más sofisticada aplicación industrial hasta los utensilios domésticos. Contribuyen, de manera indirecta, a satisfacer las necesidades humanas básicas tales como alimentación, salud, construcción, medio ambiente, transporte y energía.

Algunos ejemplos de productos fabricados con aceros inoxidables son los equipos de procesos químicos y petroquímicos, equipos de proceso de alimentos y bebidas, equipos farmacéuticos, cámaras de combustión, sistemas de escape y filtros automotrices, vagones de ferrocarril, aplicaciones arquitectónicas y estructurales, mobiliario urbano, paneles de aislamineto térmico, intercambiadores de calor, tanques y recipientes, barriles de cerveza, instrumentos quirúrgicos, agujas hipotérmicas, monedas, tarjetas, ollas y sartenes, cubiertos, lavadoras, lava vajillas y utensilios de cocina.

En la industria química y petroquímica, los aceros inoxidable ofrecen elevada resistencia a la corrosión y excelentes propiedades mecánicas así como un bajo costo de mantenimiento. En la industria de alimentos y bebidas y en la industria farmacéutica, proveen excelentes condiciones de higiene además de su resistencia a la corrosión y duración a largo plazo.

1.1.3.- Clasificación de los Aceros Inoxidable

Según Lancaster⁽²⁾, Pickering⁽³⁾ y el manual de soldadura de la ASM⁽⁴⁾, los aceros inoxidable de acuerdo a su microestructura se pueden clasificar en tres tipos comunes y cuatro tipos especiales:

- Aceros Inóxidable Martensíticos.
- Aceros Inóxidable Ferríticos.
- Aceros Inóxidable Austeníticos.
- Tipos Especiales: Endurecidos por Precipitación, Superausteníticos, Superferríticos y Dúplex.

1.1.3.1.- Aceros Inoxidable Martensíticos

Son la primera rama de los aceros inoxidable, llamados simplemente al Cromo y fueron los primeros desarrollados industrialmente (aplicados en cuchillería). Tienen un contenido de Carbono relativamente alto de (0.2 a 1.2)% y de Cromo de (12 a 18)%. Los tipos más comunes son el AISI 410, 420 y 431. Las propiedades básicas son: Elevada dureza (se puede incrementar por tratamiento térmico) y gran facilidad de maquinado, resistencia a la corrosión moderada. Principales aplicaciones: Ejes, flechas, instrumental quirúrgico y cuchillería.

1.1.3.2.- Aceros Inoxidable Ferríticos

También se consideran simplemente al Cromo, su contenido varía de (12 a 18)%, pero el contenido de Carbono es bajo menos de 0.2%. Los tipos más comunes son el AISI 430, 409 y 434. Las propiedades básicas son: Buena resistencia a la corrosión, la dureza no

es muy alta y no pueden incrementarla por tratamiento térmico. Principales aplicaciones: Equipo y utensilios domésticos y en aplicaciones arquitectónicas y decorativas.

1.1.3.3.- Aceros Inoxidables Austeníticos

Los aceros inoxidables austeníticos según Ignoto⁽¹⁾ presentan una gran variedad de propiedades y características como son: estructura cúbica centrada en las caras (estructura gamma), son amagnéticos, presentan excelentes propiedades a la tenacidad, ductilidad, resistencia a la corrosión y excelente soldabilidad. No se endurecen por tratamiento térmico (temple), sino únicamente por deformación en frío o en caliente y tienen una gran estabilidad estructural. Son los más utilizados por su amplia variedad de propiedades, se obtienen agregando Níquel a la aleación, por lo que la estructura cristalina del material se transforma en austenita y de aquí adquieren el nombre. El contenido de Cromo varía de (16 a 28)%, el de Níquel de (3,5 a 22)% y el de Molibdeno (1,5 a 6)%. Los tipos más comunes son el AISI 304, 304L, 316, 316L, 310 y 317. Las propiedades básicas son: Excelente resistencia a la corrosión, excelente factor de higiene-limpieza, fáciles de transformar, excelente soldabilidad, se pueden utilizar tanto a temperaturas criogénicas como a elevadas temperaturas. Principales aplicaciones: Utensilios y equipo para uso doméstico, hospitalario y en la industria alimentaria, tanques, tuberías, etc.

1.1.3.4.- Tipos Especiales

Este grupo de aceros inoxidables han sido creados para aplicaciones específicas, entre los cuales podemos destacar los endurecidos por precipitación y los dúplex, los primeros poseen una composición a la cual se le agregan elementos para endurecimiento por envejecimiento y los segundos presentan una microestructura mixta de granos finos, en fracciones volumétricas aproximadamente iguales (50 y 50), lo que le otorga buenas propiedades mecánicas y anticorrosivas.

1.1.4.- Acero Inoxidable Austenítico 316L

Acero inoxidable austenítico al Cr, Ni, Mo. Estabilizado al carbono, insensibilidad a la corrosión intercrystalina en soldaduras, no necesita tratamientos térmicos post-soldadura. Mejor aptitud a la deformación en frío y obtención de altos grados de pulimento, posee buena resistencia a los ácidos comúnmente empleados en la industria. El Carbono varía para los casos estándares, grado H (Alto Carbono mayor a 0,08%C) y grado L (Bajo Carbono menor a 0,03%C). En la siguiente tabla se indica la composición química de la lámina de acero inoxidable 316 L.

Tabla 1. Composición Química de los Aceros Inoxidables Austeníticos⁽¹⁾.

GRADO	304	304L	316	316L	317	317L	321	400	825	625	C-276	DUPLEX 2205
Designación UNS	S30400	S30403	S31600	S31603	S31700	S31703	S32100	N04400	N08825	N06625	N10276	S31803
CARBONO (C) max.	0,08	0,035*	0,08	0,035*	0,08	0,035*	0,08	0,30	0,05	0,10	0,02	0,03
MANGANESO (Mn) max.	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	1,00	0,50	1,00	2,00
FOSFORO (P) max.	0,04	0,04	0,04	0,04	0,04	0,04	0,04	----	----	0,015	0,04	0,03
AZUFRE (S) max.	0,03	0,03	0,03	0,03	0,03	0,03	0,03	0,024	0,03	0,015	0,03	0,02
SILICIO (Si) max.	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75	0,50	0,50	0,50	0,08	1,00
CROMO (Cr) max.	18,0 a 20,0	18,0 a 20,0	16,0 a 18,0	16,0 a 18,0	18,0 a 20,0	18,0 a 20,0	17,0 a 20,0	----	19,5 a 23,5	20,0 a 23,0	14,5 a 16,5	21,0 a 23,0
NIQUEL (Ni)	8,0 a 11,0	8,0 a 13,0	10,0 a 14,0	10,0 a 15,0	11,0 a 14,0	11,0 a 15,0	9,0 a 13,0	63,0 a 70,0	38,0 a 46,0	Balance	Balance	4,5 a 6,5
MOLIBDENO (Mo)	----	----	2,0 a 3,0	2,0 a 3,0	3,0 a 4,0	3,0 a 4,0	----	----	2,5 a 3,5	8,0 a 10,0	15,0 a 17,0	2,5 a 3,5
OTROS ELEMENTOS	----	----	----	----	----	----	Ti = 5xC min. y 0,70 max.	Cu=Bal. Fe = 2,50 max.	Fe=Bal. Cu = 1,5 a 3,0 Al = 0,2 max. Ti = 0,6 a 1,2	Fe = 5,0 max. Al = 0,40 max. W = 3,00 a 4,50 max. Cb+Ta = 3,15 a 4,15 Co = 1,0 max.	Co = 2,50 max. W = 3,00 a 4,50 max. Fe = 4,00 a 7,00 V = 0,35 max.	N = 0,08 a 0,20

1.1.5.- Influencia de la Composición Química sobre la Estructura

Todos los aceros inoxidables contienen básicamente hierro, carbono y cromo. Los dos primeros porque son elementos intrínsecos de cualquier acero y el Cr porque es el elemento que, por encima de un 12%, les proporciona pasividad frente a medios oxidantes a través de la formación de una película estable de óxido de cromo. Como hemos indicado, también pueden incluir una serie de elementos de aleación como: *Si, Mn, P, S, Ni, Mo, Cu, Ti, Nb, N, B, W, Se, Te*, sobre todo los inoxidables austeníticos.

Ahora bien, todos estos elementos de aleación tienen una influencia más o menos acentuada sobre cada una de las fases cristalinas que nos van a determinar la estructura metalúrgica y, por consiguiente, el tipo de acero inoxidable. Es fundamental, tanto para el acerista como para el técnico en soldadura, que la mezcla de elementos de aleación del material de base y del aportado se realice en las proporciones adecuadas para conseguir la estructura deseada, pues sin un apropiado equilibrio de elementos de aleación es imposible llegar a resultados satisfactorios. Los elementos de aleación presentan una subdivisión básica:

- Los formadores de ferrita, es decir generadores de fase alfa, también denominados alfaenos o ferritizantes, son los siguientes:
Hierro (Fe), Cromo (Cr), Silicio (Si), Titanio (Ti), Niobio (Nb), Molibdeno (Mo), Manganeso (Mn).
- Los formadores de austenita, es decir, generadores de fase γ , también denominados gammagenos o austenizantes son los siguientes:
Carbono (C), Niquel (Ni), Nitrógeno (N), Manganeso (Mn).

Como se observa, el Mn está incluido en los dos grupos. La razón estriba en que este elemento juega un papel doble y contradictorio: por un lado es formador de ferrita especialmente cuando su contenido es alto y, por otro es un estabilizador de la austenita.

Para el técnico en soldadura es importante poder determinar a priori el contenido necesario de elementos de aleación. Existen numerosos trabajos para relacionar este contenido y la estructura que se obtiene. Los estudios han conducido a unos diagramas en

los que intervienen los diferentes elementos de aleación así como su fuerza relativa en pro de la formación de una estructura determinada y las diferentes fases en cuestión.

1.1.6.- Diagrama de Schaeffler y de DeLong

Los diagramas más conocidos y utilizados son el de Schaeffler⁽⁵⁾ y el de DeLong⁽⁶⁾. Ambos tienen los mismos principios de ejecución y uso, aunque difieren en los elementos tomados en consideración para determinar los equivalentes de níquel y de cromo, y también en los coeficientes aplicados a estos elementos.

En el eje de las ordenadas presentan la suma de porcentajes de elementos formadores de austenita, multiplicados por unos coeficientes, función de la influencia austenitizante del elemento de aleación. Esta suma se expresa en forma de *equivalente de níquel*, como elemento más representativo de la formación de austenita.

En el eje de las abscisas tenemos, en cambio, la suma de porcentajes de elementos formadores de ferrita asimismo multiplicados por coeficientes, función de su influencia ferritizante. En este caso la suma se expresa en forma de *equivalente de cromo*, que es el elemento básico formador de ferrita.

1.1.6.1.- Diagrama de Schaeffler

En 1949, Schaeffler⁽⁵⁾ publica su diagrama donde se pueden predecir las microestructuras o fases presentes y el porcentaje de ferrita tanto para el metal base como para el aporte y el cordón de soldadura. El porcentaje de ferrita es determinado por metalografía (ASTM E 562)⁽⁶⁾ y es comparado con lo obtenido por composición química, mediante los denominados Cromo Equivalente que oscila entre (0 – 40)% y Níquel Equivalente que oscila entre (0 – 32)%. Así mismo el diagrama indica que es imprescindible disponer de un porcentaje adecuado de ferrita en el metal de soldadura situado entre 0 y 18% para reducir al mínimo los problemas de fisuración en caliente. Schaeffler determinó el porcentaje de ferrita, utilizando los siguientes modelos empíricos:

$$Cr_{eq} = \%Cr + \%Mo + 1,5 * \%Si + 0,5 * \%Nb \quad [1]$$

$$Ni_{eq} = \%Ni + 30 * \%C + 0,5 * \%Mn \quad [2]$$

El diagrama de Schaeffler no considera los efectos del nitrógeno en la formación de austenita, y es incorrecto en el tratamiento de manganeso. El manganeso no promueve la formación de austenita a altas temperaturas como predice el diagrama, aunque estabiliza a la austenita en su transformación a baja temperatura. La figura 1 presenta el diagrama básico de Schaeffler, el cual posee una precisión de mas o menos 4% de ferrita.

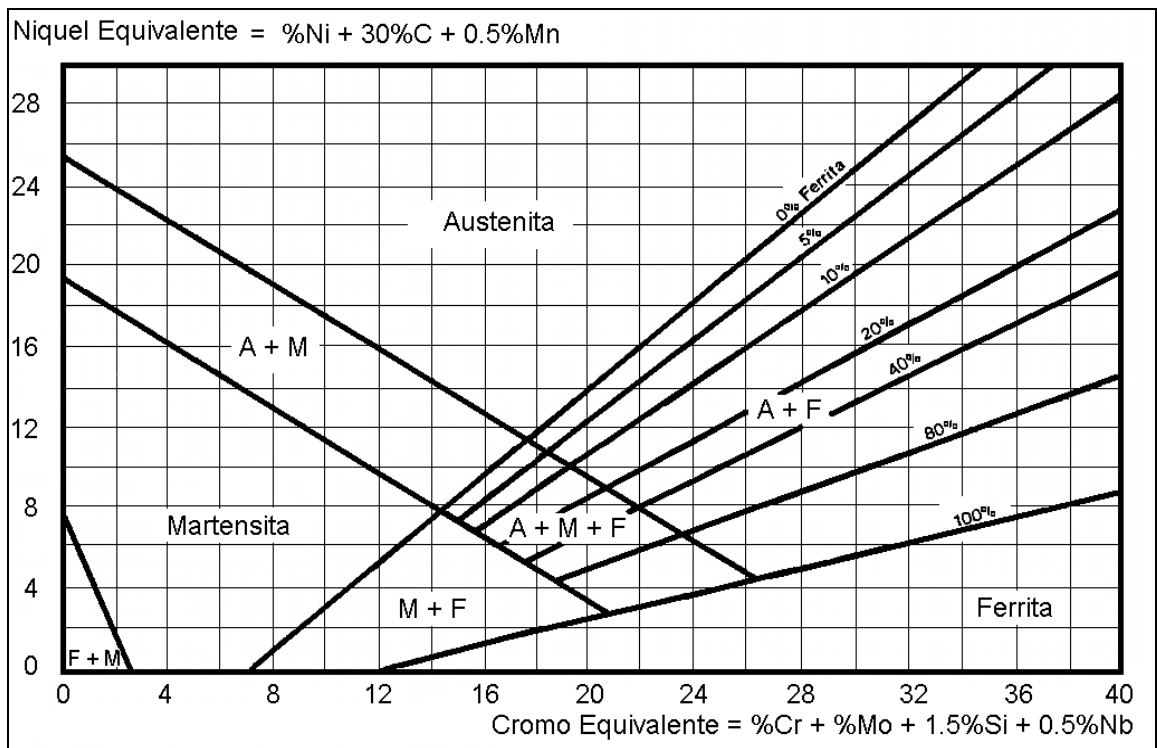


Fig. 1. Diagrama Schaeffler.

1.1.6.2.- Diagrama de DeLong

En 1974, DeLong⁽⁶⁾ publica su diagrama, modifica y afina el diagrama de Schaeffler, introduce un coeficiente para el Nitrógeno en la escala del Níquel Equivalente (Ni_{eq}) y determina su influencia sobre el contenido de ferrita. El Nitrógeno constituye un elemento altamente austenizante, está presente en determinados aceros inoxidable y puede ser absorbido durante la soldadura si la protección gaseosa es inadecuada. DeLong^(6, 7) establece una escala de ferrita llamada FN, que es la utilizada para designar el contenido de ferrita en la soldadura, y que oscila entre 0 y 18 FN, con una precisión de mas o menos 3 FN.

El Cromo y el Níquel equivalentes se calculan de acuerdo a las ecuaciones empíricas indicadas a continuación, y en donde el Nitrógeno y el Carbono tienen un factor de correlación ó índice de 30.

$$Cr_{eq} = \%Cr + \%Mo + 1,5 * \%Si + 0,5 * \%Nb \quad [3]$$

$$Ni_{eq} = \%Ni + 30 * \%C + 30 * N + 0,5 * \%Mn \quad [4]$$

Para niveles bajos de ferrita, menores del 6%, el número de ferrita NF y el porcentaje de ferrita son idénticos. Sin embargo, estos dos valores difieren sustancialmente cuando se presentan grandes cantidades de ferrita en los aceros inoxidable.

La figura 2 muestra el diagrama de DeLong, que tiene la virtud de incorporar la marcada influencia austenizante que tiene el nitrógeno en el equilibrio de fases.

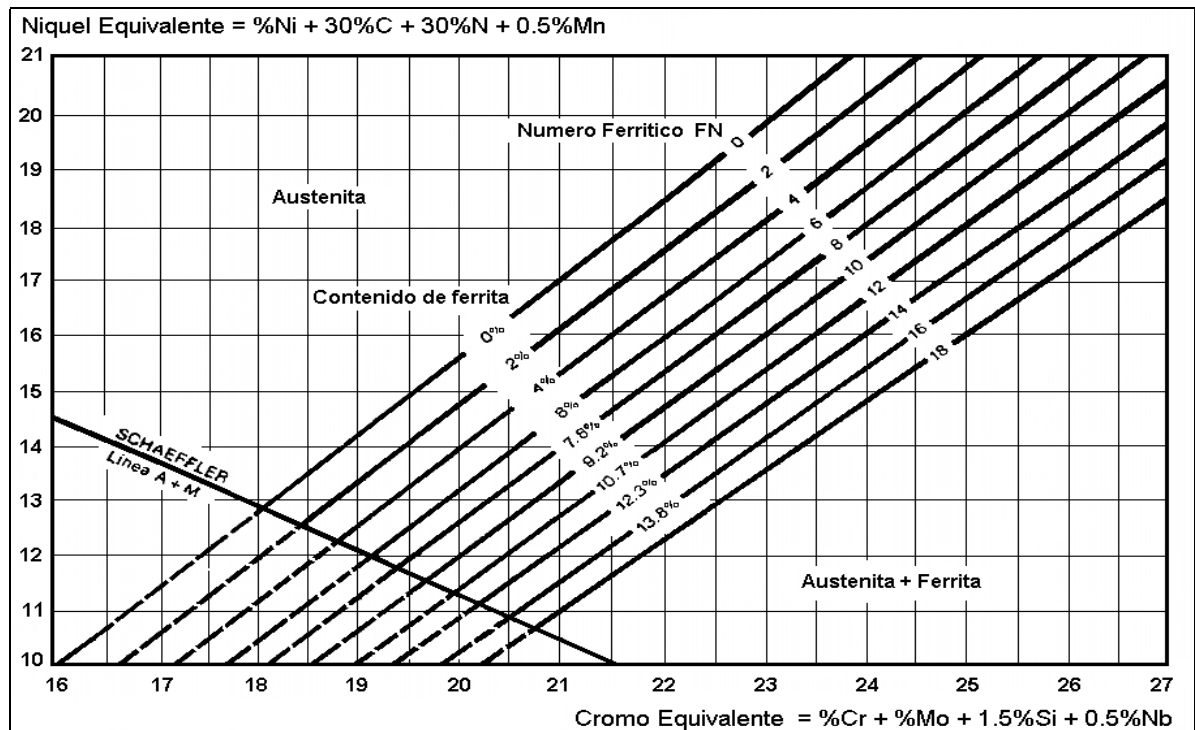


Fig. 2. Diagrama de DeLong.

1.1.7.- Solidificación de los Aceros Inoxidables Austeníticos

En condiciones de enfriamiento en equilibrio, la estructura de los aceros inoxidables austeníticos a temperatura ambiente, corresponde a la predicha por el diagrama de equilibrio figura 3. Durante los procesos normales de solidificación, tales como fundición y soldadura, las velocidades de enfriamiento son tan rápidas que los estados más estables no se pueden alcanzar, por lo tanto a temperatura ambiente las estructuras obtenidas no corresponden a las predichas por el diagrama de equilibrio. La estructura de solidificación del acero inoxidable austenítico, dependiendo de su composición y velocidad de enfriamiento^(8, 9), puede presentar ciertos contenidos y morfologías de ferrita delta⁽¹⁰⁻¹⁴⁾ metaestable a temperatura ambiente debido al efecto de segregación durante la solidificación fuera de equilibrio.

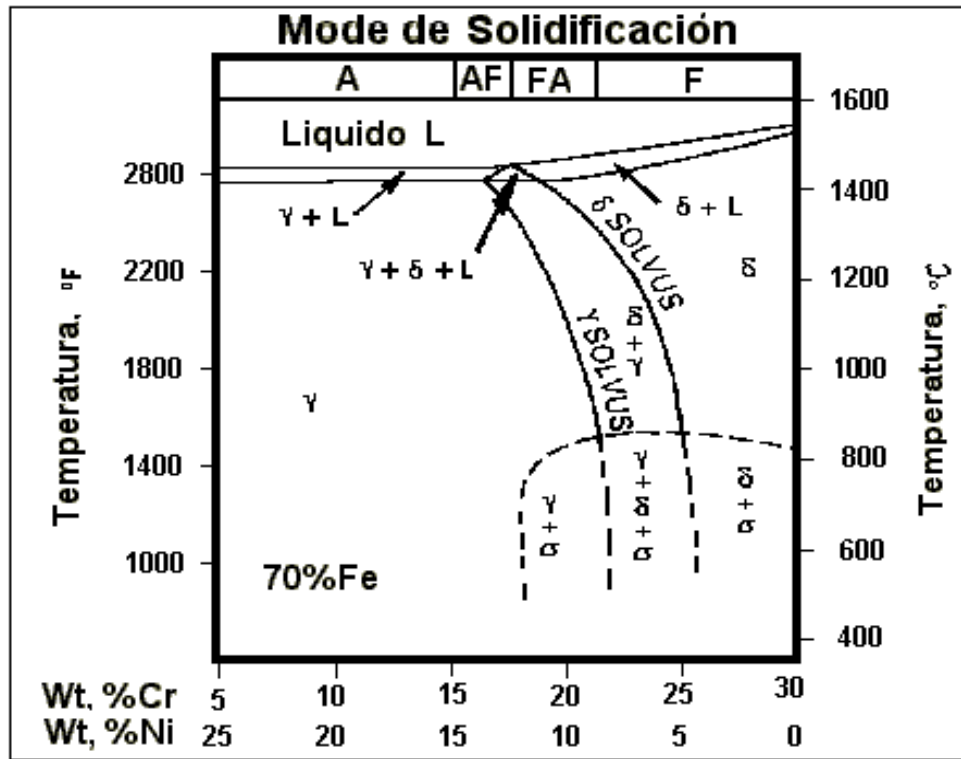


Fig. 3. Sección del diagrama de equilibrio Fe-Cr-Ni, (70% Fe).

Dependiendo de la composición química y del modo primario de solidificación, la solidificación secundaria puede ser austenítica o ferrítica. De esta manera se originan una serie de microestructuras con distintas morfologías de ferrita delta. Algunas de las secuencias posibles de solidificación fueron reportadas por David⁽⁹⁾, Kotecki⁽¹¹⁾, Brooks^(10, 13), Suutala⁽¹⁴⁾ y Lippold⁽¹⁵⁾, las cuales se esquematizan en la figura 4 para un intervalo de composiciones que se expresan en función de las relaciones de Cromo Equivalente (Cr_{eq}) y Níquel Equivalente (Ni_{eq}).

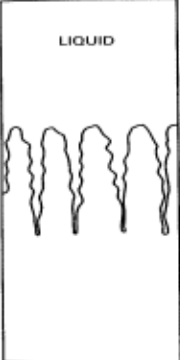
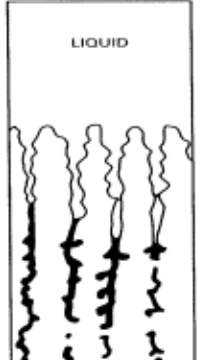
SOLIDIFICACIÓN PRIMARIA AUSTENÍTICA		SOLIDIFICACIÓN PRIMARIA FERRÍTICA		
				
a.- Austenita	b.- Ferrita Eutética	c.- Ferrita Vermicular	d.- Ferrita Lathy	e.- Austenita Widmanstätten

Fig. 4. Morfologías de ferrita delta según el modo primario de solidificación.

1.1.7.1.- Solidificación Primaria Austenítica

Las secuencias de solidificación y transformación en estado sólido de los metales austeníticos, han sido estudiadas por muchos autores entre lo que se encuentran Brooks⁽¹⁰⁾ y Suutala⁽¹⁴⁾ los cuales se esquematizan en la figura 4 en los casos a y b. La ferrita delta solidifica en modos o fase primaria austenítica (A) y Austenítica-Ferrítico (AF) respectivamente; esto se debe a que en el espaciado inter dendrítico, precipita un eutéctico formado por austenita y ferrita delta. Este eutéctico, puede transformarse parcial o totalmente en austenita secundaria durante el enfriamiento, originando una estructura dúplex o totalmente austenítica en el metal de soldadura. La estructura obtenida dependiendo de la relación Cr_{eq}/Ni_{eq} puede ser del tipo celular, globular o de filamentos continuos.

Los aceros inoxidables que tienen una relación Cr_{eq}/Ni_{eq} menor a 1,48 solidifican como austenita, como la fase primaria de solidificación⁽¹²⁾. La figura 5 según Suutala⁽¹⁴⁾ y el gráfico WRC⁽¹⁶⁾ lo indican. El contenido de ferrita en este caso es bajo ($FN \leq 3$).

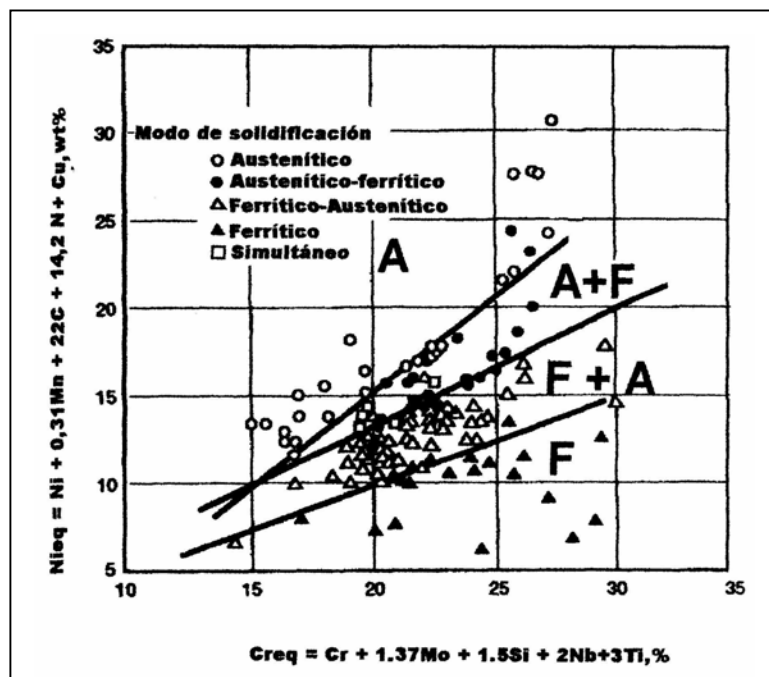


Fig. 5. Modo primario de solidificación para varias relaciones de Cr_{eq}/Ni_{eq} .

1.1.7.2.- Solidificación Primaria Ferrítica

Los Aceros Inoxidables Austeníticos que solidifican en modo o fase primaria ferrita delta, exhiben un intervalo más amplio de morfología que se corresponde con los casos c, d y e como fase Ferrítica-Austenítica (FA) y e como fase Ferrítica (F) de la figura 4. El contenido de ferrita varía de 3 a 20 FN.

Estudios realizados por Brooks⁽¹⁷⁾ y otros, presentan esquemas indicados en la figura 4, que relacionan las diferentes morfologías de la ferrita, a medida que la relación Cr_{eq}/Ni_{eq} se incrementa de 1,55 a 1,8. La morfología vermicular o dendrítica lathy o en placas y otras de tipo acicular o Widmantätten, productos de la temperatura de

transformación, depende de la composición y de la velocidad de solidificación y de una posterior transformación en estado sólido⁽¹³⁾.

1.1.7.3.- Ferrita con Morfología Vermicular

La ferrita con morfología vermicular o dendrítica figura 4c, es una de las más comunes que se presentan en la soldadura de los aceros inoxidable austeníticos, con la presencia de una estructura dúplex, poseen un número ferrítico FN entre 5 y 15. Puede aparecer como una red esquelética alineada o con una forma de curvas suaves. Esta morfología se localiza en las regiones interdendríticas como ferrita delta primaria, formada por un eutéctico compuesto por austenita y ferrita delta. Durante el enfriamiento la austenita del eutéctico crece, consumiendo parte de la ferrita eutéctica de la fase primaria, por medio de una transformación de fases en estado sólido la cual es controlada por la velocidad de enfriamiento.

1.1.7.4.-Ferrita con Morfología Lathy

La ferrita con morfología en placas o Lathy figura 4d, se caracteriza por presentar columnas largas de una red de ferrita entrelazadas, orientada a lo largo de la dirección de crecimiento de una matriz austenítica. Su contenido de ferrita varía entre 13 y 15, se desarrolla para relaciones de Cr_{eq}/Ni_{eq} que oscilan en el intervalo 1,48 a 1,95. Esta morfología, al igual que la Vermicular, resulta de la disolución de la ferrita durante el enfriamiento y puede presentarse algunas veces entrelazadas con ferrita del tipo Vermicular. Esta morfología es típica en métodos de soldadura con elevado contenido de ferrita enfriada rápidamente.

1.1.7.5.- Ferrita con Morfología Acicular ó Widmanstatten

La morfología Acicular o Widmanstatten figura 4e, se caracteriza por un arreglo al azar de agujas de ferrita distribuidas en una matriz austenita, es decir no posee direccionalidad y nuclea enteramente dentro de la ferrita. Es promovida por altas velocidades de enfriamiento; con un FN promedio de 13 y es típica de metales de soldadura con Cr_{eq}/Ni_{eq} mayores de 1,95.

1.1.7.6.- Ferrita con Morfología Globular

La ferrita se presenta en forma de glóbulos distribuidos al azar en una matriz de austenita. La estructura no tiene direccionalidad y no está relacionada con la estructura de solidificación. Esta morfología es usualmente observada en el metal de soldadura con múltiples pasadas que se somete a un ciclo térmico durante la soldadura o fue sometido a un tratamiento térmico después de la soldadura. El origen de esta morfología reside en la inestabilidad de forma de cualquiera de los otros tipos de morfología de ferrita. Como resultado del ciclo térmico durante las pasadas sucesivas, las estructuras Vermicular, Lathy y acicular, tienden a desaparecer dejando pequeños glóbulos desconectados de ferrita.

1.2.- SOLDABILIDAD DE LOS ACEROS INOXIDABLES AUSTENÍTICOS

1.2.1.- Introducción a la Soldabilidad de los Aceros Inoxidables Austeníticos

Se clasifican en la serie 300, de acuerdo con el American Iron and Steel Institute, AISI. Su estado normal de suministro es el de solubilizado, conseguido mediante calentamiento a una temperatura entre 1.050 °C y 1.150 °C, en función de su contenido de carbono y enfriando desde esa temperatura en agua o aire forzado.

La soldabilidad de los aceros inoxidables austeníticos es buena, pues no presentan ninguna transformación de fase desde la temperatura de fusión hasta la temperatura ambiente, incluso en la mayoría de los casos hasta muy bajas temperaturas (p.e. – 200 °C). Ahora bien, para realizar correctamente el soldeo, debe tenerse en cuenta la influencia de los puntos siguientes:

- Propiedades físicas.
- Agrietamiento en caliente del metal austenítico aportado.
- Contenido de Ferrita en el Metal de Soldadura.
- Precalentamiento y tratamiento térmico del conjunto soldado.

1.2.2.- Propiedades Físicas

Cuando se sueldan aceros austeníticos es muy importante tener en cuenta sus particulares propiedades físicas. Los aceros inoxidables austeníticos según Ignoto⁽¹⁾ tienen un coeficiente de dilatación aproximadamente un 50% más elevado que los aceros al carbono, mientras que la conductividad térmica es aproximadamente un 40% inferior.

La contracción de las juntas soldadas será considerablemente mayor, y la soldadura deberá realizarse prestando una atención especial al riesgo de posibles distorsiones o deformaciones del conjunto soldado. Para amortiguar las tensiones es preciso tomar las precauciones siguientes:

- Realizar el soldeo con baja aportación de calor, para lo cual es indispensable seleccionar el método adecuado de soldadura.

- Distribuir el calor de forma equilibrada, lo que se consigue gracias a una planificación previa de las distintas etapas de soldadura y efectuándola lo más simétricamente posible.
- Procurar que el nivel de embridamiento del conjunto soldado sea el más bajo posible.

Por otra parte y a la vista de su baja conductividad térmica, la ZAC será más estrecha que la resultante de la soldadura de otros tipos de aceros.

1.2.3.- Agrietamiento en Caliente de las Soldaduras Austeníticas

El agrietamiento en caliente es un inconveniente típico en la soldadura de los aceros inoxidable austeníticos. Las grietas en los cordones son debidas a una acumulación de impurezas debidas a segregaciones en el metal de aporte último en solidificar. En tales zonas se forman superficies débiles, que pueden romperse y generar grietas bajo la influencia de la propia tensión de contracción de la soldadura.

Existen tres formas de eliminar el agrietamiento en caliente:

- a) Reducir las tensiones mecánicas: Esto se logra tomando en cuenta las recomendaciones expuestas en el punto anterior (propiedades físicas).
- b) Eliminar las impurezas: Las principales impurezas implicadas en el agrietamiento en caliente son azufre (*S*) y fósforo (*P*), aunque existen otros elementos nocivos, como plomo (*Pb*), estaño (*Sn*), antimonio (*Sb*), bismuto (*Bi*), niobio (*Nb*) y en el metal de soldadura completamente austenítico el silicio (*Si*). Como, en general, los metales aportados presentan contenidos menores de estos elementos residuales que los de base, es mejor realizar el soldeo con material de aporte que sin él. En todo caso, cuanto menor sea el contenido de estas impurezas, tanto menor será el riesgo de agrietamiento en caliente, sobre todo si se trata de ejecutar cordones de soldadura con una estructura completamente austenítica.
- c) Disminuir las segregaciones: La manera de disminuir las segregaciones consiste en disponer de una cierta cantidad de ferrita en la matriz austenítica del metal de soldadura. La razón de ello reside en que la ferrita es capaz de disolver elementos tales como azufre y fósforo, que de otro modo se segregarían. Además, la ferrita se

distribuye a lo largo de los granos de austenita y forma una malla plástica que resiste al agrietamiento en caliente mediante una acción similar al grapado de los granos de austenita.

Por último, en el supuesto que sea necesario un material de soldadura completamente austenítico o con un contenido mínimo de ferrita debido a las condiciones de trabajo del conjunto soldado, se puede solucionar el problema del agrietamiento en caliente del cordón completamente austenítico, utilizando un metal de aporte con mayor contenido de Mn (3 a 7%) y con contenidos bajísimos de *S*, *P* y *Si*.

1.2.4.- Contenido de Ferrita en el Metal de Soldadura

Una cierta cantidad de ferrita en el metal aportado tiene una influencia favorable para combatir el agrietamiento en caliente. Su presencia también es positiva al incrementar las características mecánicas del metal de soldadura pero, al mismo tiempo es desfavorable al disminuir la resistencia a la corrosión frente a ácidos oxidantes calientes y permitir la formación de fase zigma, con los inconvenientes mecánicos y químicos que esto conlleva.

Por todo ello, es imprescindible disponer de un contenido adecuado de ferrita en el metal de soldadura. Cuando no se requiera un cordón completamente exento de ferrita como ocurre en plantas de síntesis de urea, Ignoto⁽¹⁾ considera que un contenido situado entre 5 y 10% es el idóneo para beneficiarse de las ventajas de su presencia y para que sus inconvenientes queden reducidos al mínimo. Este porcentaje ideal de ferrita se consigue seleccionando adecuadamente tanto el material de aportación como los parámetros y método de soldadura.

La determinación del contenido de ferrita en un acero inoxidable depositado por soldadura puede llevarse a cabo por métodos magnéticos y metalográficos.

Schaeffler^(1, 5) determina el porcentaje de ferrita utilizando medios metalográficos. Los dispositivos de medición magnéticos son más útiles, pero deben considerarse como procedimientos de medida de carácter auxiliar. Por ello, se ha establecido un número

arbitrario normalizado de ferrita (FN), que es el preferido por DeLong para asignar su contenido. A niveles bajos el número y el porcentaje son idénticos. Sin embargo, estos dos valores difieren sustancialmente cuando se presentan grandes cantidades de ferrita en los aceros inoxidables.

El contenido de ferrita del metal depositado es función de diversos factores, tales como:

- La operatoria del proceso: longitud de arco y contaminación atmosférica, especialmente de N_2 .
- La forma y solape al realizar el depósito.
- La velocidad de enfriamiento del cordón.
- Los parámetros de soldeo.
- El grado de dilución del metal de base en el depositado, que afecta fundamentalmente al contenido en Cr.

Por todo lo anterior, no es extraño que puedan detectarse variaciones significativas en el contenido de ferrita de una soldadura a otra y dentro de ella, entre la raíz y la última capa de la misma. Por ejemplo, en la soldadura de tuberías se ha encontrado que aproximadamente la mitad de las uniones examinadas diferían en 2 FN, como mínimo, de los valores obtenidos durante la cualificación del procedimiento.

En las aplicaciones en las que el contenido de ferrita en el metal aportado es crítico, el procedimiento de soldadura debe controlarse rigurosamente. Las variaciones de N_2 y Cr afectan significativamente al contenido de ferrita. Una técnica inadecuada puede producir contaminaciones por N_2 debidas al exceso de longitud del arco y a la pérdida de Cr por oxidación. El resultado puede ser una unión con bastante menos ferrita que la especificada.

1.2.5.- Pre calentamiento y Tratamiento Térmico de las Juntas Soldadas

Se puede afirmar que ninguna operación de soldadura de aceros inoxidables austeníticos exige un pre calentamiento del material, ni el mantenimiento de la temperatura entre pasadas.

Tras la soldadura, en la mayoría de los casos, tampoco es necesario realizar ningún tratamiento térmico del conjunto soldado. Se efectúa únicamente cuando es exigible un destensionado del material, ya sea por razones mecánicas al tratarse, por ejemplo, de espesores muy gruesos, ya sea por razones químicas al tener que trabajar el material en presencia de un medio en el que exista riesgo de corrosión bajo tensiones.

El tratamiento térmico ideal para el destensionado de los aceros inoxidable austeníticos según Ignoto⁽¹⁾ es el de disolución entre 1.000 y 1.100 °C, seguido de enfriamiento rápido en agua. Ahora bien, en la mayoría de los casos este tratamiento es imposible de realizar por razones prácticas. En los casos en que no sea posible y se requiera un destensionado, éste se efectúa entre 850 y 950° C, eligiendo siempre una temperatura y una duración adecuadas, para que no se originen efectos secundarios nocivos, como precipitación de carburos y formación de fases intermetálicas.

1.3.- SOLDADURA POR ARCO DE PLASMA

1.3.1.- Introducción a la Soldadura por Arco de Plasma

La soldadura por arco de plasma Plasma Arc Welding (PAW), es un proceso de soldadura por arco que produce la coalescencia de metales calentandolos con un arco constreñido. Este proceso de acuerdo a sus características físicas se considera una derivación del proceso de soldadura por arco de tungsteno y gas (gas tungsten arc welding, GTAW), ya que utiliza un electrodo no consumible de tungsteno puro o tungsteno aleado con 2% de torio, que está en contacto con el gas de plasma o gas de orificio, dentro de una cámara constrictora donde se genera el arco. La figura 6 muestra la estructura de un soplete de arco de plasma.

El proceso PAW consiste en hacer incidir el arco de plasma sobre la pieza de trabajo, formando el charco metálico que genera la unión del metal que posteriormente solidifica para formar el cordón de soldadura. Según AWS^(18,19), Craig⁽²⁰⁾ y Raymound⁽²¹⁾ este arco de plasma se forma por el calentamiento del gas inerte, alcanzándose temperaturas entre 10.000 y 17.000 °C hasta ionizarlo logrando conducir electricidad, todo este fenómeno ocurre dentro de la cámara constrictora y luego el arco de plasma es forzado a salir por un orificio reducido, a gran velocidad generándose mayor constricción, mayor direccionalidad y estabilidad.

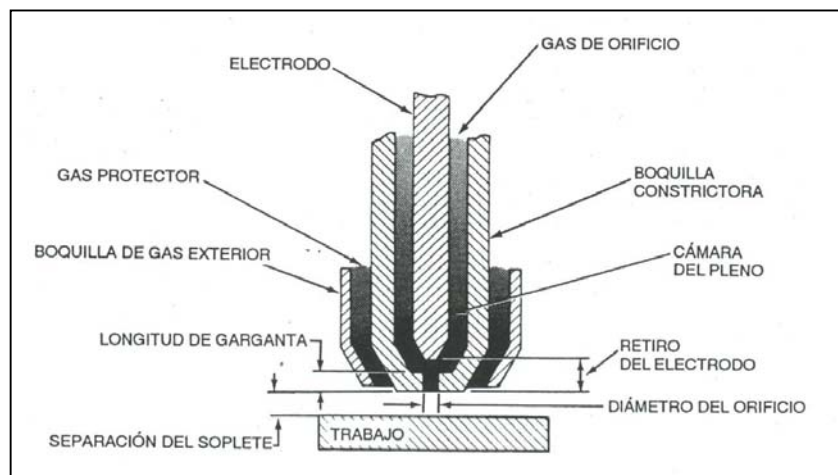


Fig. 6. Terminología de los sopletes de arco de plasma^(18, 19).

La protección generalmente se obtiene del gas caliente ionizado que sale del soplete. Este gas de plasma por lo regular se complementa con una fuente auxiliar de gas protector, el cual puede ser un solo gas inerte o una mezcla de gases inertes. No se aplica presión, y se puede añadir o no metal de aporte.

El gas de orificio es el gas que se hace pasar por el soplete rodeando al electrodo; se ioniza en el arco para formar el plasma, y sale por el orificio de la boquilla del soplete como un chorro de plasma. En la mayor parte de las operaciones, se suministra gas protector auxiliar a través de una copa de gas exterior, similar a la de la soldadura por arco de tungsteno y gas. El propósito de este gas auxiliar es cubrir el área de incidencia del chorro de plasma sobre la pieza de trabajo para que el charco de soldadura no se contamine.

La boquilla constrictora del arco a través de la cual pasa el gas de plasma, tiene dos dimensiones principales: el diámetro de orificio y la longitud de garganta. El orificio puede ser cilíndrico o tener un ahusamiento convergente o divergente.

La distancia que el electrodo está metido dentro del soplete es el retiro del electrodo. La dimensión desde la cara exterior de la boquilla del soplete hasta la pieza de trabajo se conoce como distancia de separación del soplete o longitud de arco.

El pleno o cámara de pleno es el espacio entre la pared interior de la boquilla constrictora y el electrodo. El gas de orificio se dirige a esta cámara y de ahí a través del orificio hacia la pieza de trabajo.

En la figura 7 se muestra la disposición básica de los sistemas tanto de GTAW como de PAW. El electrodo del soplete de GTAW se extiende más allá del extremo de la boquilla de gas protector. El arco de tungsteno y gas no está constreñido y adopta una forma aproximadamente cónica que produce un patrón de calor relativamente ancho en la pieza de trabajo. Para corriente de soldadura dada, el área de incidencia del arco cónico sobre la pieza de trabajo varía con la distancia entre el electrodo y la pieza de trabajo. Así,

un cambio pequeño en la longitud del arco produce un cambio relativamente grande en el aporte de calor por unidad de área.

En contraste, el electrodo del soplete de arco de plasma está metido dentro de la boquilla constrictora. La boquilla colima el arco y lo enfoca sobre un área relativamente pequeña de la pieza de trabajo. Como la forma del arco es en esencia cilíndrica, el área de contacto sobre la pieza de trabajo cambia muy poco cuando se varía la separación del soplete. Por ello, el proceso PAW es menos sensible a las variaciones en la distancia entre el soplete y la pieza de trabajo que el proceso GTAW.

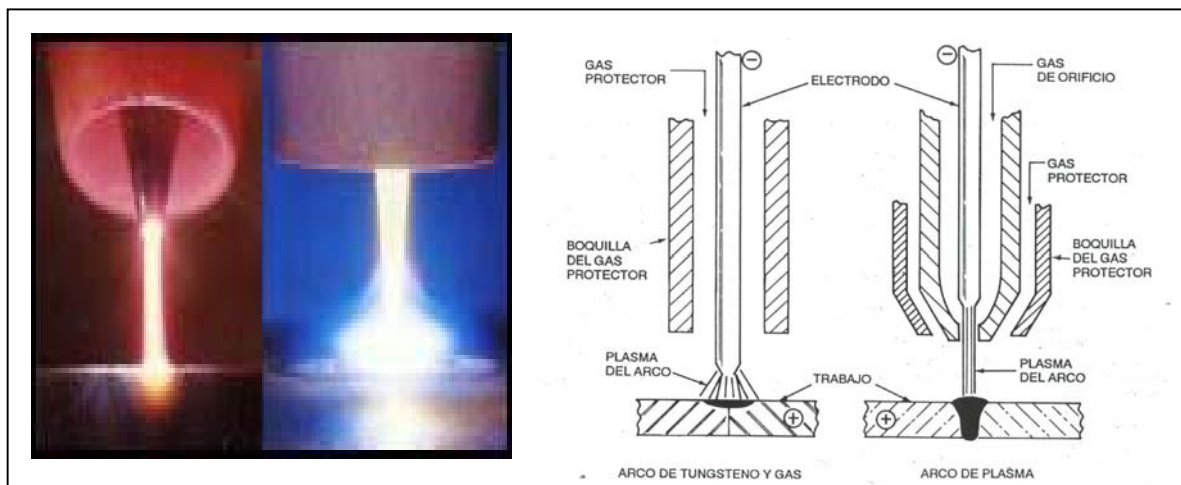


Fig. 7. Comparación de los procesos de soldadura GTAW y PAW.

Como el electrodo del soplete de arco de plasma está metido en la boquilla constrictora del arco, no puede tocar la pieza de trabajo. Esta característica reduce considerablemente la posibilidad de contaminar la soldadura con metal del electrodo.

Conforme el gas de orificio pasa por la cámara de pleno del soplete de arco de plasma, es calentado por el arco, se expande y sale por el orificio constrictor a alta velocidad. Dado que un chorro de gas demasiado fuerte puede causar turbulencia en el charco de soldadura, las tasas de flujo de gas por el orificio según AWS⁽¹⁹⁾, Craig⁽²⁰⁾ y

otros⁽²²⁾ generalmente se mantienen dentro del intervalo de 0,25 a 5 l/min (0,5 a 10 pies³/h). En general, el gas de orificio por si solo no basta para proteger el charco de soldadura contra la contaminación por gases atmosféricos. Por tanto, hay que suministrar gas protector auxiliar a través de una boquilla exterior. Las tasas de flujo de gas protector típicas según AWS⁽¹⁹⁾, Craig⁽²⁰⁾ y otros⁽²²⁾ son del orden de 10 a 30 l/min (20 a 60 pies³/h).

1.3.2.- Propósitos de la Constricción del Arco

Es posible mejorar en varios sentidos el rendimiento respecto a la operación de arco abierto (GTAW) si se hace pasar el arco de plasma por un orificio pequeño; la mejora más notable es la estabilidad direccional del chorro de plasma. El arco constreñido es mucho más efectivo que un arco abierto para calentar el gas que se usará en una operación determinada. Cuando el gas pasa directamente a través de un arco constreñido, queda expuesto a concentraciones de energía más altas que cuando pasa a los lados de un arco de tungsteno y gas convencional, como se aprecia en la figura 8.

La constricción del arco puede producir altas densidades de corriente y una concentración de energía elevada. Las densidades de corriente altas producen temperaturas más elevadas en el arco de plasma.

La mayor temperatura del arco constreñido no es su principal ventaja, ya que la temperatura en el arco de tungsteno y gas excede por mucho los puntos de fusión de los metales que normalmente se sueldan con ese proceso. Las ventajas principales del arco de plasma son su estabilidad direccional, el efecto de enfoque que tiene la constricción del arco y la relativa falta de sensibilidad del arco a las variaciones en la distancia de separación del soplete.

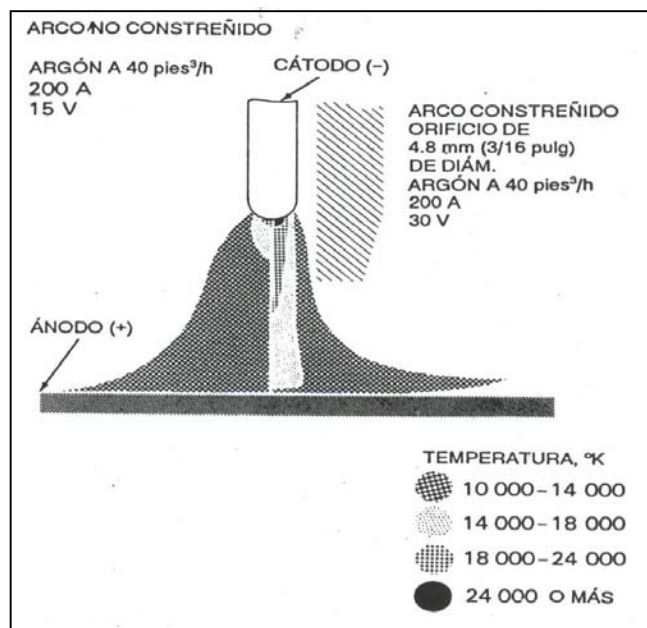


Fig. 8. Efecto de la constricción del arco sobre la temperatura y el voltaje^(18, 19).

1.3.3.- Materiales Bases

El proceso de soldadura por arco de plasma (PAW) según AWS⁽¹⁹⁾ y ASM⁽²³⁾ puede servir para unir todos los metales que pueden soldarse con el proceso GTAW. Es posible soldar la mayor parte de los materiales con espesores entre 0,3 y 6,4 mm (0,01 y 0,25 pulg) en una sola pasada de un arco transferido. AWS^(18, 19) y Craig⁽²⁰⁾ establecen que todos los metales excepto aluminio y magnesio y sus aleaciones se sueldan con corriente continua y electrodo negativo (CCEN). Cuando se suelda aluminio o magnesio se usa corriente alterna (CA) de onda cuadrada tal como lo establece Craig⁽²⁰⁾ y Fuerschbach⁽²⁴⁾, para eliminar efectivamente los óxidos refractarios de estos metales. La soldadura con CA reducirá la capacidad de corriente del electrodo a menos que la fuente de potencia pueda minimizar la duración del ciclo con electrodo positivo. Se pueden hacer soldaduras por la técnica de keyhole en una sola pasada en aleaciones de aluminio de hasta 12,7 mm (1/2 pulg) de espesor.

Los efectos metalúrgicos del calor de los procesos de soldadura por arco de plasma y por arco de tungsteno y gas son similares, excepto que el arco de plasma, al tener menor diámetro, generalmente funde menos metal base, de modo que la penetración es más

angosta y profunda. Los procedimientos de precalentamiento, poscalentamiento y protección con gas son similares para ambos procesos. Cada uno de los materiales base tiene requisitos propios que maximizan la calidad de las soldaduras.

1.3.4.- Materiales de Aporte

Los materiales de aporte que se usan para soldar los materiales base son los mismos que se emplean en los procesos GTAW y GMAW. Se añaden en forma de varillas cuando la soldadura es manual o en forma de alambre cuando es mecanizada. En la tabla 2 se presentan las especificaciones de la AWS⁽¹⁹⁾ para los metales de aporte apropiados.

Tabla 2. Especificaciones de los metales de aporte según la AWS⁽¹⁹⁾.

Especificación de la AWS	Metales de Aporte
A5.7	Varillas de soldadura de cobre y de aleación de cobre.
A5.9	Electrodos desnudos de acero al cromo y al cromo-níquel resistentes a la corrosión.
A5.10	Varillas de soldadura y electrodos desnudos de aluminio y de aleación de aluminio.
A5.14	Varillas de soldadura y electrodos desnudos de níquel y de aleación de níquel.
A5.16	Varillas de soldadura y electrodos desnudos de titanio y de aleación de titanio.
A5.18	Electrodos de acero dulce para soldadura por arco de metal y gas.
A5.19	Varillas de soldadura y electrodos desnudos de magnesio.
A5.24	Varillas de soldadura y electrodos desnudos de zirconio y de aleación de zirconio.

1.3.5.- Electrodos

El electrodo es el mismo que se usa para la soldadura por arco de tungsteno y gas. Para la soldadura con CCEN se pueden usar varillas de tungsteno puro o de tungsteno con pequeñas adiciones de toria, zirconia o ceria. Los electrodos se fabrican de acuerdo con *ANSI/AWS A5.2*, Especificación de electrodos para soldadura por arco de tungsteno. Cuando se va a soldar con CA generalmente se escogen electrodos de tungsteno puro.

La soldadura con corriente continua y electrodo positivo (CCEP) no se practica ampliamente con el proceso de soldadura por arco de plasma debido al intenso calentamiento del electrodo y a la reducida capacidad de corriente. El extremo de arco del electrodo se amuela para darle forma de cono con ángulo de vértice entre 20 y 60 grados tal como lo establecen AWS⁽¹⁹⁾, Thermal Dynamics⁽²²⁾, Quintero⁽²⁵⁾ y Azpiroz⁽²⁶⁾. Es indispensable que el electrodo tenga una forma concéntrica lisa. El mandril debe sostener el electrodo en el centro exacto del orificio de la boquilla. Por lo regular se especifica un calibre para fijar la posición axial del electrodo. Si no se toman estas precauciones, la consistencia de las soldaduras sufrirá menoscabo y habrá un deterioro excesivo de la boquilla constrictora.

Cuando se suelda con CA de onda cuadrada, el electrodo por lo regular se prepara con un extremo en bola o plano. Las formas recomendadas ayudan a evitar el sobrecalentamiento del electrodo y aumentan la capacidad de transporte de corriente.

1.3.6.- Gases

La elección del gas que se usará para soldar por arco de plasma depende del metal que se va a soldar. En muchas aplicaciones de PAW, el gas protector a menudo es el mismo que el gas de orificio. En la tabla 3 se indican los gases típicos que se usan para soldar diversos metales.

El gas de orificio debe ser inerte con respecto al electrodo de tungsteno a fin de evitar un deterioro rápido del electrodo. Los gases protectores generalmente son inertes. Es posible usar un gas protector activo si no afecta de manera adversa las propiedades de la soldadura.

El argón, según AWS⁽¹⁹⁾ y Raymond⁽²¹⁾ es el gas de orificio preferido para la soldadura por arco de plasma de baja corriente porque su bajo potencial de ionización asegura un arco piloto estable y un encendido de arco confiable. Como el arco piloto sólo sirve para mantener la ionización en la cámara de pleno, la corriente del arco piloto no es crítica; puede mantenerse fija para una amplia variedad de condiciones de operación. Las

tasas de flujo del gas de orificio recomendadas suelen ser menores de 0,5 l/min tal como lo establecen AWS⁽¹⁹⁾ y Craig⁽²⁰⁾, y la corriente del arco piloto puede fijarse en 5 A.

Tabla 3. Guía de selección de gases para el proceso PAW de corriente alta⁽¹⁹⁾.

Metal		Espesor		Técnica de soldadura ^a	
		pulg	mm	Ojo de cerradura	Fusión en surco
Acero al carbono (matado con aluminio)	menos de	1/8	3,2	Ar	Ar
	más de	1/8	3,2	Ar	75% He-25% Ar
Acero de baja aleación	menos de	1/8	3,2	Ar	Ar
	más de	1/8	3,2	Ar	75% He-25% Ar
Acero inoxidable	menos de	1/8	3,2	Ar, 92.5% Ar-7.5% H ₂	Ar
	más de	1/8	3,2	Ar, 95% Ar-5% H ₂	75% He-25% Ar
Cobre	menos de	3/32	2,8	Ar	75% He-25% Ar
	más de	3/32	2,8	No se recomienda ^b	He
Aleaciones de níquel	menos de	1/8	3,2	Ar, 92.5% Ar-7.5% H ₂	Ar
	más de	1/8	3,2	Ar, 95% Ar-5% H ₂	75% He-25% Ar
Metales reactivos	menos de	1/4	6,4	Ar	Ar
	más de	1/4	6,4	Ar-He (50 a 75% He)	75% He-25% Ar

a. Los gases recomendados son tanto para orificio como para protección.

b. La franja inferior no tendrá la forma correcta. Esta técnica sólo puede usarse con aleaciones cobre-zinc.

En la tabla 4 se presentan los gases protectores típicos para soldadura de baja corriente. Se usa argón para soldar acero al carbono, aceros de alta resistencia mecánica y metales reactivos como titanio, tantalio y aleaciones de zirconio.

Con frecuencia se usan mezclas argón-hidrógeno como gas de orificio y protector para realizar soldaduras por ojo de cerradura o keyhole en acero inoxidable, aleaciones con base de níquel y aleaciones cobre-níquel. Los porcentajes permisibles de hidrógeno según AWS⁽¹⁹⁾ y Raymound⁽²¹⁾ varían, desde el 5 % que se usa con acero inoxidable de 6,4 mm (1/4 pulg) de espesor hasta el 15 % que se emplea para las velocidades de soldadura más altas en tubos inoxidables con paredes de 3,8 mm (0,150 pulg) de espesor o más delgadas. En general, cuanto más delgada sea la pieza de trabajo, mayor será el porcentaje permisible de hidrógeno en la mezcla de gases, hasta un máximo del 15%. No obstante, si se emplean mezclas argon-hidrógeno como gas de orificio, la especificación de diámetro de orificio

para una corriente de soldadura dada por lo regular se reducirá debido a que la temperatura del arco es más alta.

Tabla 4. Guía de selección de gases para el proceso PAW de corriente baja⁽¹⁹⁾.

Metal		Espesor		Técnica de soldadura *	
		pulg	mm	Ojo de cerradura	Fusión en surco
Aluminio	menos de	1/16	1,6	No se recomienda	Ar, He
	más de	1/16	1,6	He	He
Acero al carbono	menos de	1/16	1,6	No se recomienda	Ar, 25% He-75% Ar
	más de	1/16	1,6	Ar, 75% He-25% Ar	Ar, 75% He-25% Ar
Acero de baja aleación	menos de	1/16	1,6	No se recomienda	Ar, He Ar-(1-5%) H ₂
	más de	1/16	1,6	75% He-25% Ar, Ar-H ₂ (1-5% H ₂)	Ar, He Ar-(1-5%) H ₂
Acero inoxidable		Todos		75% He-25% Ar, Ar-H ₂ (1-5% H ₂)	Ar, He Ar-(1-5%) H ₂
Cobre	menos de	1/16	1,6	No se recomienda	25% He-75% Ar 75% He-25% Ar, He
	más de	1/16	1,6	75% He-25% Ar, He	He
Aleaciones de níquel		Todos		Ar, 75% He-25% Ar, Ar-H ₂ (1-5% H ₂)	Ar, He Ar-(1-5%) H ₂
Metales reactivos	menos de	1/16	1,6	Ar, 75% He-25% Ar, He	Ar
	más de	1/16	1,6	Ar, 75% He-25% Ar, He	Ar, 75% He-25% Ar

* Los gases recomendados son para protección. El gas de orificio en todos los casos es argón.

Las adiciones de hidrógeno al argón producen un arco más caliente y una transferencia más eficiente de calor a la pieza de trabajo. Esto permite alcanzar velocidades de soldadura más altas con una corriente de arco dada. La cantidad de hidrógeno que puede usarse en la mezcla es limitada porque el exceso de este gas tiende a causar porosidad o agrietamiento en la franja de soldadura. Si se usa la técnica de keyhole, es posible soldar un espesor de metal dado con mayor porcentaje de hidrógeno que con el proceso de soldadura por arco de tungsteno y gas. La posibilidad de usar mayores proporciones de hidrógeno sin inducir porosidad puede estar asociada al efecto de keyhole y al singular patrón de solidificación que produce.

Las adiciones de helio al argón producen un arco más caliente para una corriente de arco dada. La mezcla debe contener por lo menos 40% de helio antes de que pueda observarse un cambio significativo en el calor; las mezclas que contienen más del 75% de

helio se comportan casi igual que el helio puro. Las mezclas argón-helio con un contenido de helio entre 50 y 75% generalmente se usan para producir soldaduras por keyhole en secciones gruesas de titanio y aluminio, y para pasadas de relleno en todos los metales en los casos en que resulta deseable el calor adicional y el patrón de calentamiento más ancho.

El gas protector que se suministra a través de la boquilla de escudo de gas y alrededor de la boquilla del arco puede ser argón, una mezcla argón-hidrógeno o una mezcla argón-helio, dependiendo de la aplicación. Las tasas de flujo de gas protector por lo regular son del orden de 10 a 15 l/min (20 a 30 pies³/h) para aplicaciones de baja corriente; en la soldadura de alta corriente se emplean tasas de flujo de 15 a 30 l/min (30 a 60 pies³/h).

El empleo de helio como gas de orificio incrementa la carga térmica sobre la boquilla del soplete y reduce su vida útil y su capacidad de corriente. En virtud de la menor masa del helio resulta difícil, con tasas de flujo razonables, obtener una condición de ojo de cerradura con este gas. Por tanto, el helio solo se usa para realizar soldaduras de fusión en surco.

Como el gas protector no entra en contacto con el electrodo de tungsteno, hay ocasiones en que es posible usar gases reactivos como dióxido de carbono (CO₂). Las tasas de flujo de CO₂ son del orden de 10-15 l/min (20 a 30 pies³/h). Cuando se sueldan por arco de plasma laminas a tope a menudo se usa 75 % Ar - 25 % CO₂ como gas protector.

Si es preciso variar el flujo de gas y la corriente durante la soldadura, o al principio o al final de una soldadura de keyhole, se emplea un sistema de control electrónico de gas programable.

1.3.7.- Modalidades de Arco

En la soldadura por arco de plasma se usan dos modalidades de arco, tal como lo establecen AWS^(18, 19) y Craig⁽²⁰⁾, el arco transferido y el arco no transferido:

1.3.7.1.- Arco transferido

Con un arco transferido, el arco "se transfiere" del electrodo a la pieza de trabajo. Esta última forma parte del circuito eléctrico, y se obtiene calor tanto del punto anódico en la pieza de trabajo como del chorro del plasma.

1.3.7.2.- Arco no transferido

Con un arco no transferido, el arco se establece y mantiene entre el electrodo y el orificio constrictor. El arco de plasma sale por el orificio impulsado por la fuerza del gas de plasma. La pieza de trabajo no queda dentro del circuito del arco, y el calor útil se deriva únicamente del chorro de plasma. La figura 9 ilustra las dos modalidades.

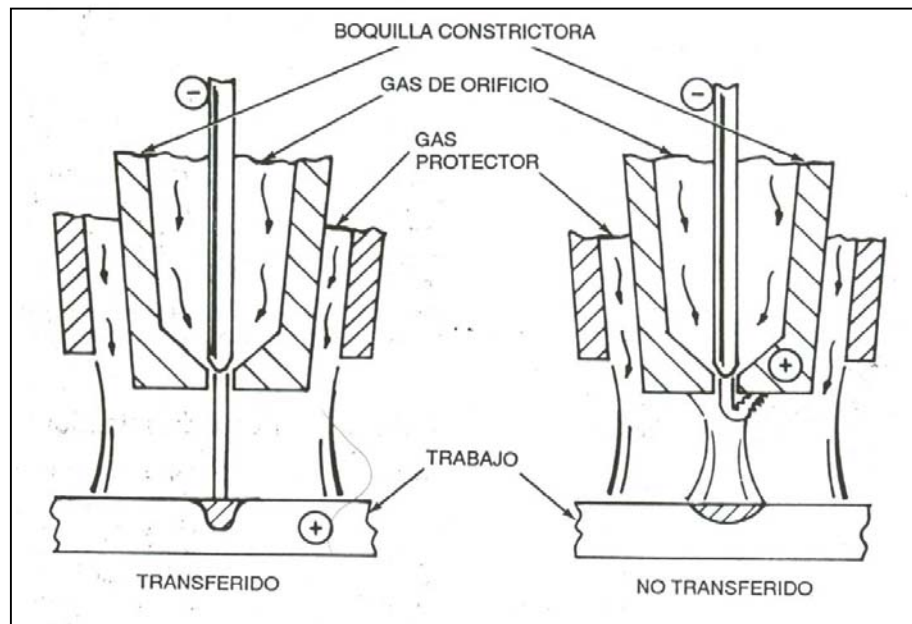


Fig. 9. Modalidades de arco transferido y no transferido del arco de plasma⁽¹⁸⁻²⁰⁾.

Los arcos transferidos tienen la ventaja de que hay una mayor transferencia de energía a la pieza de trabajo, y ésta es la modalidad que se usa generalmente para soldar. Los arcos no transferidos son útiles para cortar y unir piezas de trabajo no conductoras o para aplicaciones en las que se desea una concentración de energía baja.

Si el flujo de gas de orificio es insuficiente o la corriente de arco es excesiva para una geometría de boquilla dada, o si la boquilla toca la pieza de trabajo, esta puede sufrir daños a causa de un fenómeno conocido como *arco doble*. En esta situación, la boquilla metálica del soplete forma parte del trayecto de la corriente desde el electrodo y de vuelta a la fuente de potencia. En esencia, se forman dos arcos, como se muestra en la figura 10. El primero va del electrodo a la boquilla, y el segundo va de la boquilla a la pieza de trabajo. El calor generado en los puntos catódico y anódico, que se forma en el punto donde los dos arcos tocan la boquilla irremediablemente la perjudican.

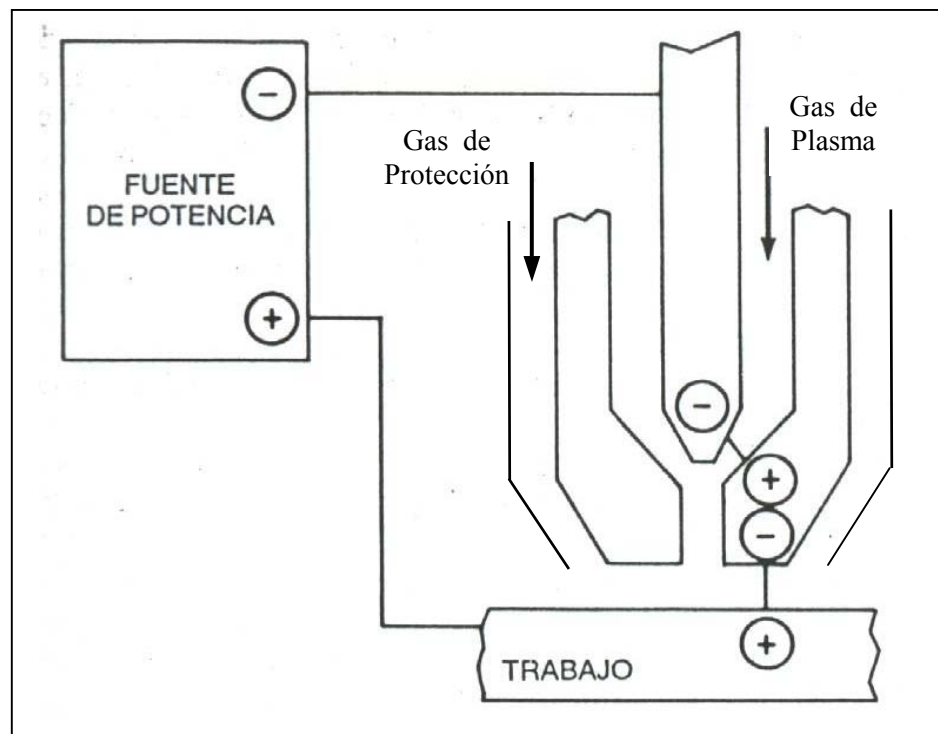


Fig. 10. Diagrama esquemático del arco doble⁽¹⁹⁾.

1.3.8.- Ventajas del Proceso de Soldadura PAW

1. Se obtiene una mayor concentración de energía por el carácter puntual del arco de plasma.
2. Se logra una mayor relación profundidad/ancho en la pieza de trabajo, en comparación con la lograda por el proceso GTAW.
3. La distancia antorcha-pieza de trabajo es menos crítica que para el proceso GTAW.
4. Se reduce la posibilidad de contaminación del electrodo.
5. No se requiere de la preparación o diseño de juntas, para materiales ferrosos y no ferrosos con espesores hasta 12 mm, los cuales se pueden soldar en un solo pase.
6. Se elimina en la soldadura la existencia de defectos como impurezas, poros o gases.
7. La alta constricción del arco y los niveles adecuados de corriente garantizan un control adecuado de la entrada de calor y un menor cambio microestructural de la pieza de trabajo.
8. Se pueden realizar soldaduras en un solo pase, en aluminio para espesores hasta 12,7 mm.
9. Se obtienen soldaduras de alta calidad, en un tiempo corto, resultando en una reducción de costos.
10. Se puede realizar de manera automática y manual. En la operación manual se tiene la libertad de observar y controlar el proceso.
11. Se consigue consistente calidad radiográfica.
12. Se puede utilizar o no material de aporte.
13. Se puede soldar en cualquier posición.

1.3.9.- Limitaciones del Proceso de Soldadura PAW

1. Como principal limitación, se tiene el elevado costo del equipo o unidad de plasma.
2. La antorcha debe recibir un mantenimiento adecuado y periódico para su buen funcionamiento.
3. No se puede aplicar “in situ”. No es portátil.
4. Se requiere el amplio conocimiento del operador para optimizar el funcionamiento del equipo y obtener el mayor rendimiento.
5. Se debe trabajar por debajo de los 250 A para reducir el deterioro del electrodo.

6. Se requiere un equipo o unidad de arco piloto para iniciar el arco de plasma.
7. No se tolera la falta de alineación en la junta.

1.3.10.- Técnicas de Soldadura

Las técnicas de soldadura según Vergara⁽²⁷⁾, Harris⁽²⁸⁾ y Paula⁽²⁹⁾ que pueden ser aplicadas por arco de plasma son: Ojo de Cerradura o Keyhole, Microplasma y Fusión en Surco.

1.3.10.1.- Técnica de Ojo de Cerradura (keyhole)

La técnica “Ojo de Cerradura”, consiste en lograr iniciar, estabilizar y finalizar un arco de plasma con el cual se logra formar un charco metálico, penetrando completamente la pieza de trabajo, generándose un orificio llamado ojo de cerradura el cual va avanzado con el movimiento de la antorcha y el charco metálico va solidificando gradualmente hasta formar el cordón de soldadura.

Esta característica de soldabilidad depende principalmente de los parámetros o variables que tienen mayor influencia sobre el proceso, tales como: la intensidad de corriente, la velocidad de soldadura, el flujo de gas de plasma y el equilibrio de fuerzas de presión del arco sobre el charco metálico, lográndose una relación profundidad/ancho elevada por su carácter puntual, obteniéndose soldaduras de alta calidad, es decir soldaduras, con ZAC bien reducidas, buen aspecto superficial, buen refuerzo de raíz, en un solo pase con o sin material de aporte, para casi todos los materiales con espesores hasta 12mm, en todas las posiciones. En la siguiente figura se ilustra el ojo de cerradura y la uniformidad de la soldadura obtenida a través de esta técnica de soldadura por arco de plasma.

Los valores de intensidad de corriente que se emplean para esta técnica son mayores a 100 A y menores a 300 A, estos niveles de corriente permiten disminuir el deterioro del electrodo, ya que el nivel de corriente de soldadura empleada depende del espesor del material. La inestabilidad del arco de plasma puede producir discontinuidades tales como:

socavadura, falta o exceso de penetración en la pieza, generándose soldaduras de mala calidad.

La abertura del orificio generada sobre la pieza de trabajo (ojo de cerradura)^(27, 29-31) se ilustra en la figura 11, sirve como vía de escape de las impurezas, poros o gases generados durante la soldadura. Esta particularidad hace que sea difícil conseguir cordones con estos defectos.

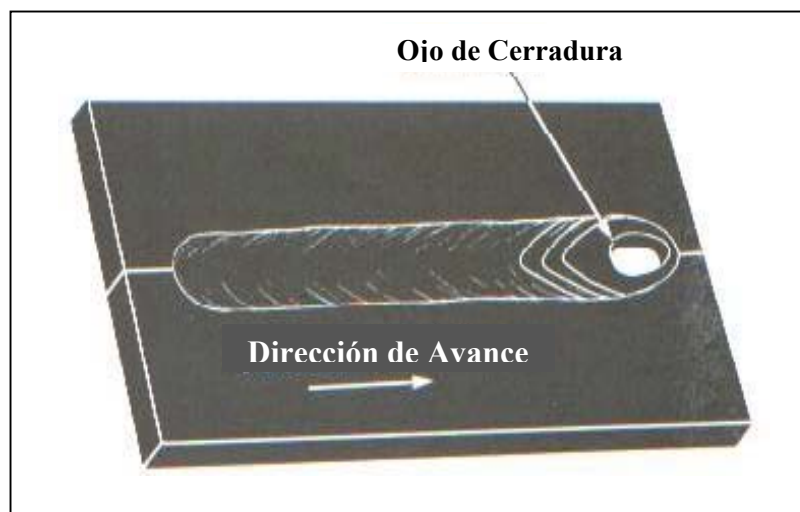


Fig. 11. Aspecto superficial del ojo de cerradura^(18, 19).

En síntesis, las ventajas y limitaciones de la soldadura por arco de plasma con la técnica de keyhole, en comparación con GTAW, son:

Ventajas:

1. El gas de plasma que penetra en el agujero calado ayuda a eliminar gases que en otras circunstancias, quedarían atrapados en el metal fundido y causarían porosidad.
2. La zona de fusión simétrica de la soldadura por agujero calado reduce la tendencia a la distorsión transversal.
3. La mayor penetración en la unión permite reducir el número de pasadas que se requieren para una unión dada. Muchas soldaduras pueden completarse con una sola pasada.

4. Generalmente se usan uniones a tope cuadradas, con lo que se reducen los costos de preparación y maquinado de las uniones.

Limitaciones:

1. En los procedimientos de soldadura intervienen más variables de proceso que pueden determinar intervalos de operación estrechos.
2. Para la operación manual, se requiere más habilidad por parte del operador, sobre todo al soldar materiales gruesos.
3. Excepto en aleaciones de aluminio, la técnica de soldadura con plasma por agujero calado se restringe en su mayor parte a la posición 1G (aunque puede usarse en cualquier posición).
4. El soplete de plasma debe recibir un buen mantenimiento para que trabaje en forma consistente.

1.3.10.2.- Técnica de microplasma

Se aplica para piezas de espesores reducidos ($0,1 < e < 1,5$) mm, donde se utilizan bajos niveles de corriente ($I < 25$ A), obteniéndose uniones de poca penetración; ya que, el plasma se usa como fuente de calor. La soldadura por microplasma se utiliza ampliamente en la fabricación de mobiliarios de oficina, artículos domésticos, componentes electrónicos y aeroespaciales, termocuplas y tubos de pared delgada.

1.3.10.3.- Técnica por fusión en surco

La soldadura por fusión se logra con un arco de plasma más suave, menos restringido y con bajo flujo de gas de plasma, que el requerido para la técnica “Ojo de Cerradura”. La intensidad de corriente puede variar desde 25 a 200 A. Se puede utilizar o no material de aporte. Se puede soldar en todas las posiciones, lográndose altos volúmenes de producción, es repetitivo, de alto ciclo y se opera de manera manual pudiéndose controlar la forma, acabado superficial y ancho de la soldadura.

1.3.11.- Influencia de los Parámetros o Variables de Soldadura por Arco de Plasma

Para poder iniciar, estabilizar y finalizar el arco de plasma que genere el ojo de cerradura sobre la pieza de trabajo y lograr una soldadura adecuada, se debe conocer como influye cada parámetro o variable en el proceso. Existen variables o parámetros que ejercen poca influencia sobre el proceso de soldadura, tal como lo establecen Termal Dynamics⁽²²⁾, Quintero⁽²⁵⁾ y Vergara⁽²⁷⁾, por lo que se pueden considerar constantes, estos son: la punta del electrodo^(22, 25, 26) dispuesta a 30°, el flujo de gas de protección y la distancia antorcha-pieza de trabajo^(25, 32).

Por otro lado las variables o parámetros que tienen fuerte influencia sobre este proceso de soldadura por la técnica “Ojo de Cerradura” son:

1.3.11.1.- Corriente de soldadura

La soldadura por arco de plasma por la técnica “Ojo de Cerradura”, depende no solo de la intensidad de corriente empleada, sino también de la velocidad de soldadura y el flujo de gas de plasma. Estas variables no se pueden evaluar por separado; ya que no tienen un efecto significativo en la soldadura. Como se mostrará en las siguientes figuras donde se relacionan estas variables.

Para aumentos excesivos de corriente se produce un colapso de la parte fundida, generándose uniones soldadas con excesiva penetración o en algunos casos corte de la pieza de trabajo, además de causar deterioros en el electrodo y la boquilla constrictora, debido a la formación de un arco doble, es decir uno entre el electrodo y la boquilla constrictora y otro entre la boquilla constrictora y la pieza de trabajo.

Para niveles de corriente de soldadura reducidos, no se logra estabilizar completamente el arco de plasma, disminuyendo las fuerzas que se generan para formar el charco metálico, obteniendo soldaduras de baja calidad por la falta de penetración y un acabado superficial basto.

El nivel de intensidad de corriente seleccionado depende directamente del espesor de la pieza de trabajo, este nivel de soldadura, influye en la calidad de la soldadura por las fuerzas de presión generadas en el charco metálico y la temperatura de arco alcanzada. En la siguiente figura se observa como es la variación de la intensidad de corriente en función del espesor de la pieza de trabajo.

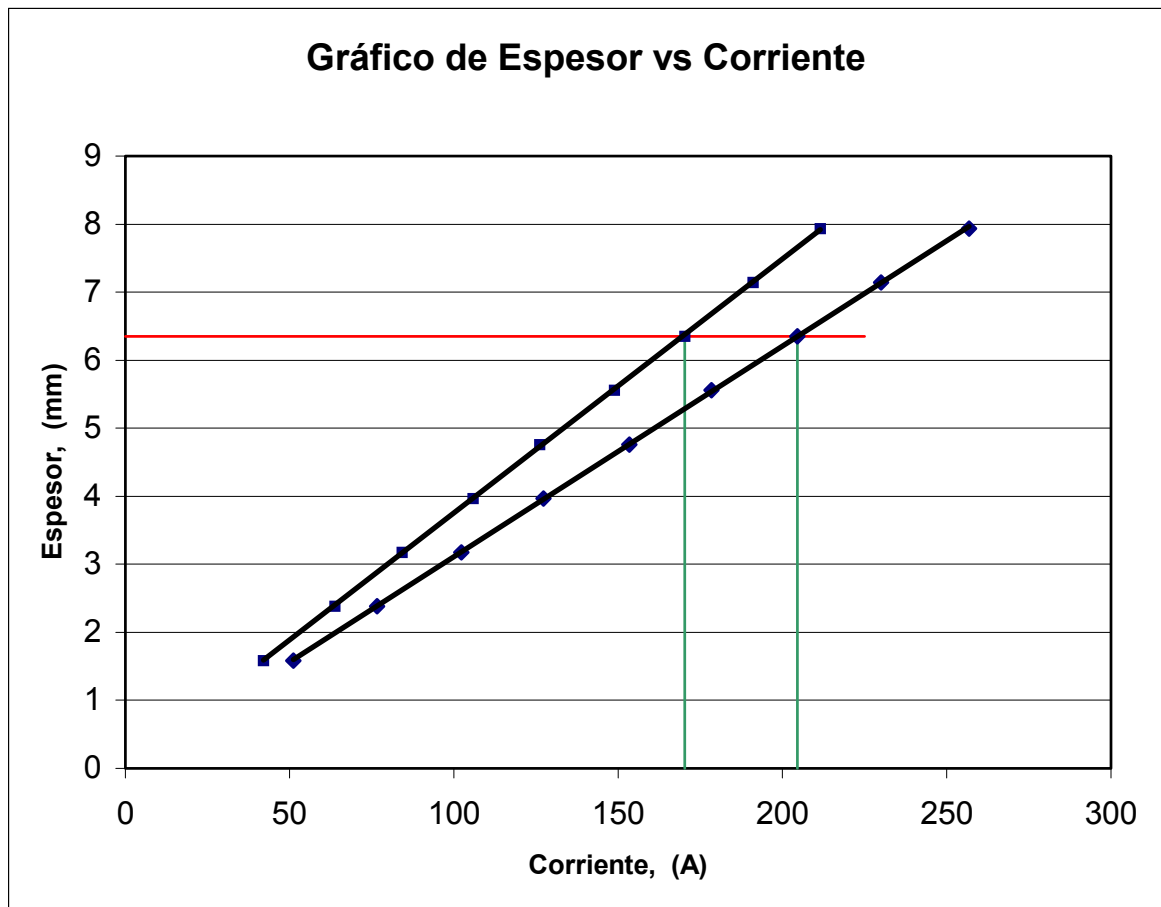


Fig. 12. Gráfica espesor (mm) vs intensidad de corriente (A)⁽²²⁾.

De acuerdo con esta grafica los niveles de intensidad de corriente aumentan en función del aumento del espesor del material.

El modo de operación de corriente continua en electrodo negativo (CCEN) es el más utilizado, donde la mayor parte de la energía se suministra a la pieza de trabajo y el deterioro del electrodo es reducido, cuando se trabaja con intensidades de corriente por debajo de 200 A.

Por la técnica “Ojo de Cerradura”, se pueden soldar casi todos los metales en CCEN y en todas las posiciones, sin necesidad del diseño de juntas cuando se emplean materiales con espesores hasta 12 mm, en un solo pase, con o sin material de aporte, a excepción del aluminio y sus aleaciones que se unen según AWS⁽¹⁹⁾ y otros investigadores^(24, 25) por polaridad variable (CPV) y polaridad continua de electrodo positivo (CCEP). La modalidad de CCEP genera elevado calentamiento del electrodo, acelerando su deterioro. La mayor aplicación con este modo de trabajo (CCEP) según Azpiroz⁽²⁶⁾, es para soldar aluminio y sus aleaciones.

En corriente continua pulsada (CCP), se varía la amplitud entre un valor mínimo llamado corriente de base (I_b) y un valor máximo llamado corriente de pico (I_p). Paula Jr y Lucas⁽²⁹⁾ lograron conseguir mejor estabilidad del ojo de cerradura por CCP; determinando que las variaciones de CCP son función del espesor y composición del material a soldar.

El modo de corriente continua de polaridad inversa (CCPI), se utiliza para eliminar la cascarilla de óxido que se forma sobre la superficie del metal. Se acelera el deterioro del electrodo por la elevada distribución de calor entre la pieza de trabajo y el electrodo; es decir, la pieza de trabajo actúa como polo negativo disipando cerca del 30% de calor y el electrodo que es el polo positivo disipa el 70% restante. Para el modo de corriente de polaridad variable (CPV), la soldadura por la técnica “Ojo de Cerradura” se realiza en un solo pase, en juntas de raíz cuadrada, con penetración total para espesores hasta 12,7 mm en aluminio. Para espesores mayores se requiere el diseño de juntas y varios pases de relleno.

1.3.11.2.- Velocidad de soldadura

Influye de forma significativa en la calidad de la soldadura, ya que esta directamente relacionada con la cantidad de calor suministrada a la pieza de trabajo por

unidad de tiempo. Es decir, para velocidades elevadas de soldadura, no se puede llegar a estabilizar el arco de plasma que facilite la formación del ojo de cerradura, produciéndose falta de penetración y la formación de defectos tales como mordeduras, imperfecciones superficiales, las cuales son detectadas por inspección visual.

Las bajas velocidades de soldadura forman un excesivo ojo de cerradura, causando un colapso en el charco metálico, debido al desequilibrio de fuerzas para mantener la estabilidad del arco de plasma, generándose un aspecto superficial basto y en muchos casos corte de la pieza de trabajo. La siguiente grafica, indica como es la variación de la velocidad de soldadura en función de los niveles de corriente empleados.

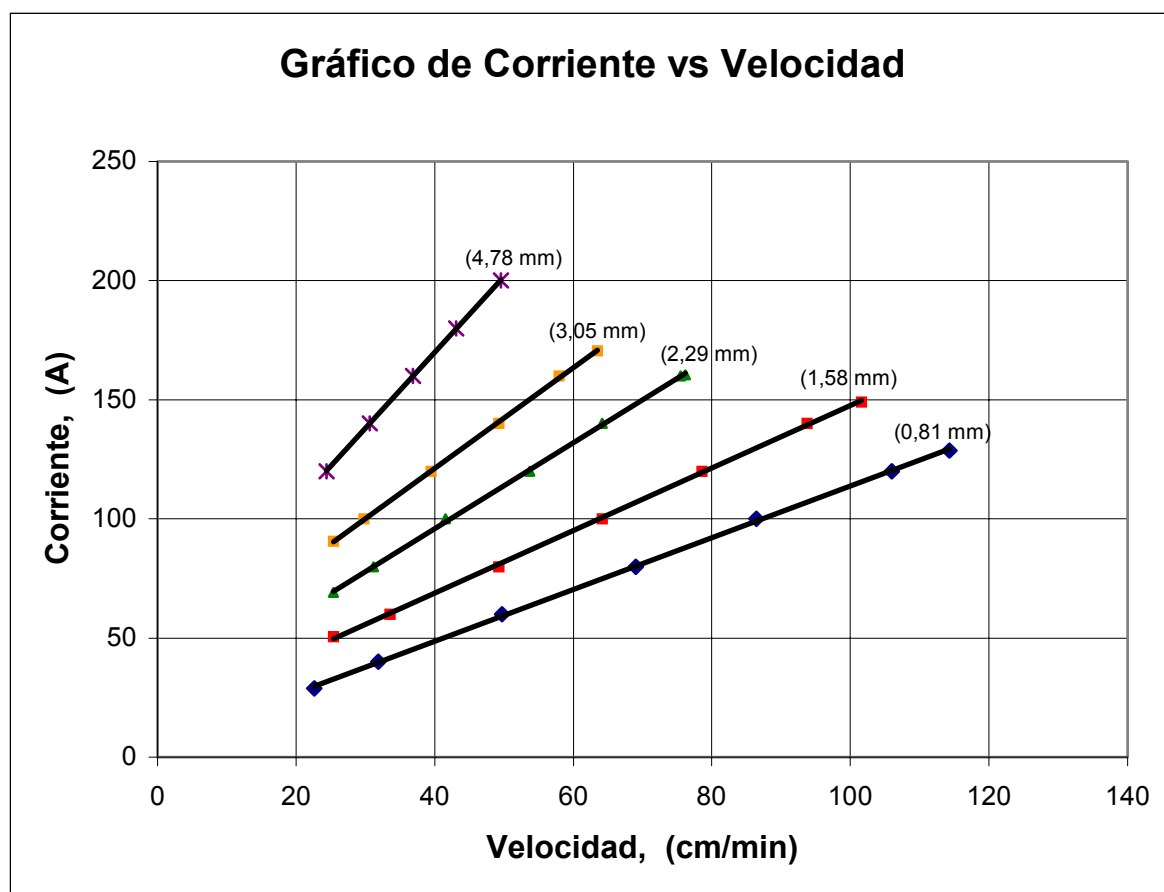


Fig. 13. Gráfica intensidad de corriente (A) vs velocidad de avance (cm/min)⁽²²⁾.

1.3.11.3.- Flujo de gas de plasma

La tasa de flujo de gas de plasma tiene un efecto significativo en la formación y estabilidad del arco de plasma para la formación del charco metálico y obtener un cordón de soldadura de buena calidad.

Un aumento en el flujo de gas de plasma resulta en un incremento de la velocidad de emisión del arco de plasma desde la cámara constrictora, aumentando la presión sobre el charco metálico, con lo cual se logra desplazar mayor cantidad de metal fundido, mejorándose las condiciones para la formación del ojo de cerradura. Es decir, a medida que se aumentan los niveles de flujo de gas de plasma, aumenta la relación profundidad/ancho del cordón, consiguiéndose los niveles de penetración adecuados.

Para flujos excesivos de gas de plasma se produce una expulsión pronunciada del metal fundido, por la alta velocidad de emisión del arco de plasma desde la boquilla constrictora generándose exceso de penetración, socavadura y en algunos casos corte de la pieza, además se genera un elevado deterioro en el electrodo y la boquilla constrictora.

Para bajos flujos de gas de plasma, el arco de plasma que se logra formar no posee la fuerza suficiente para generar el ojo de cerradura en el charco metálico, ya que este es emitido con una baja velocidad desde la boquilla constrictora generándose penetración incompleta y un cordón con aspecto superficial irregular una vez solidificado (ver anexo, figura 53). La figura siguiente corresponde a la variación del flujo de gas de plasma en función de la intensidad de corriente.

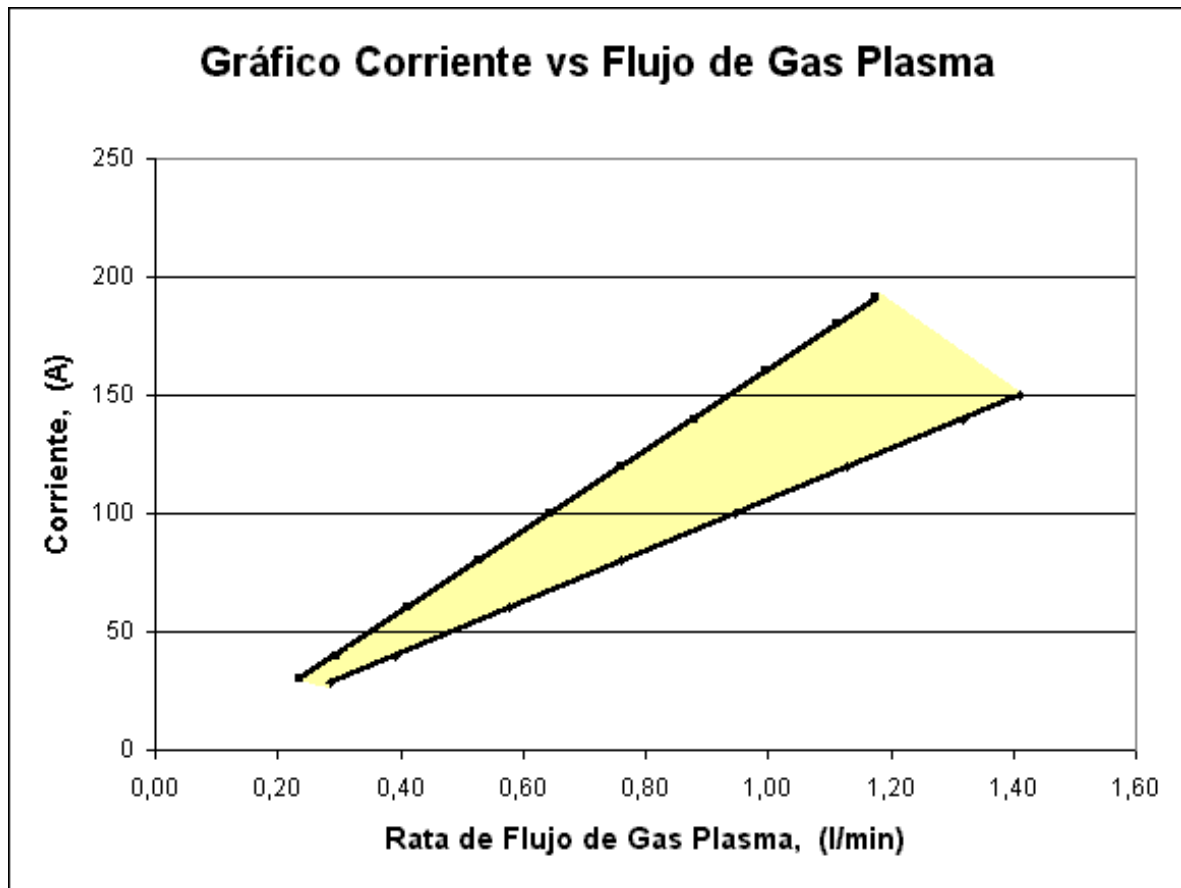


Fig. 14. Gráfica intensidad de corriente (A) vs flujo de gas de plasma (l/min)⁽²²⁾.

De la gráfica anterior, se tiene que para elevados niveles de corriente aumenta el flujo de gas de plasma lo cual permite lograr una mejor relación profundidad/ancho, lográndose soldaduras adecuadas.

Todas estas graficas relacionan las tres variables más influyentes sobre el proceso de soldadura por arco de plasma (ver anexo, figura 53). Estas variables no se pueden evaluar por separado; ya que no tienen un efecto significativo, como se pudo observar en estas graficas.

1.3.12.- Equipo

El equipo de soldadura por arco de plasma (PAW) varía de un fabricante a otro; consta de:

- a. Una fuente de poder AC / DC.
- b. Antorcha de soldadura, la cual es más compleja que la utilizada en el proceso GTAW. Todas las antorchas para soldadura por plasma son enfriadas con agua o refrigerante, incluso las de baja corriente. Las antorchas pueden ser manuales o automáticas y de varios tamaños dependiendo de los valores de intensidad de corriente utilizados 100-300 A.
- c. Utiliza un electrodo de tungsteno o tungsteno-(2%) torio, el cual esta ubicado dentro de la antorcha (cámara constrictora) para generar el arco con mayor constricción y evitar la contaminación con el medio.
- d. Una consola de control, la cual consta de una fuente de poder llamada unidad de alta frecuencia, que se usa para iniciar el arco piloto, válvulas de gas y agua, un circuito de protección para la antorcha y un amperímetro.
- e. Cilindros, los cuales contienen los diferentes gases de plasma y protección utilizados para la formación y protección del arco, estos se conectan a los medidores para registrar el flujo de gas. Cuando se emplea material de aporte se utiliza la unidad mecánica o automática con velocidad constante.

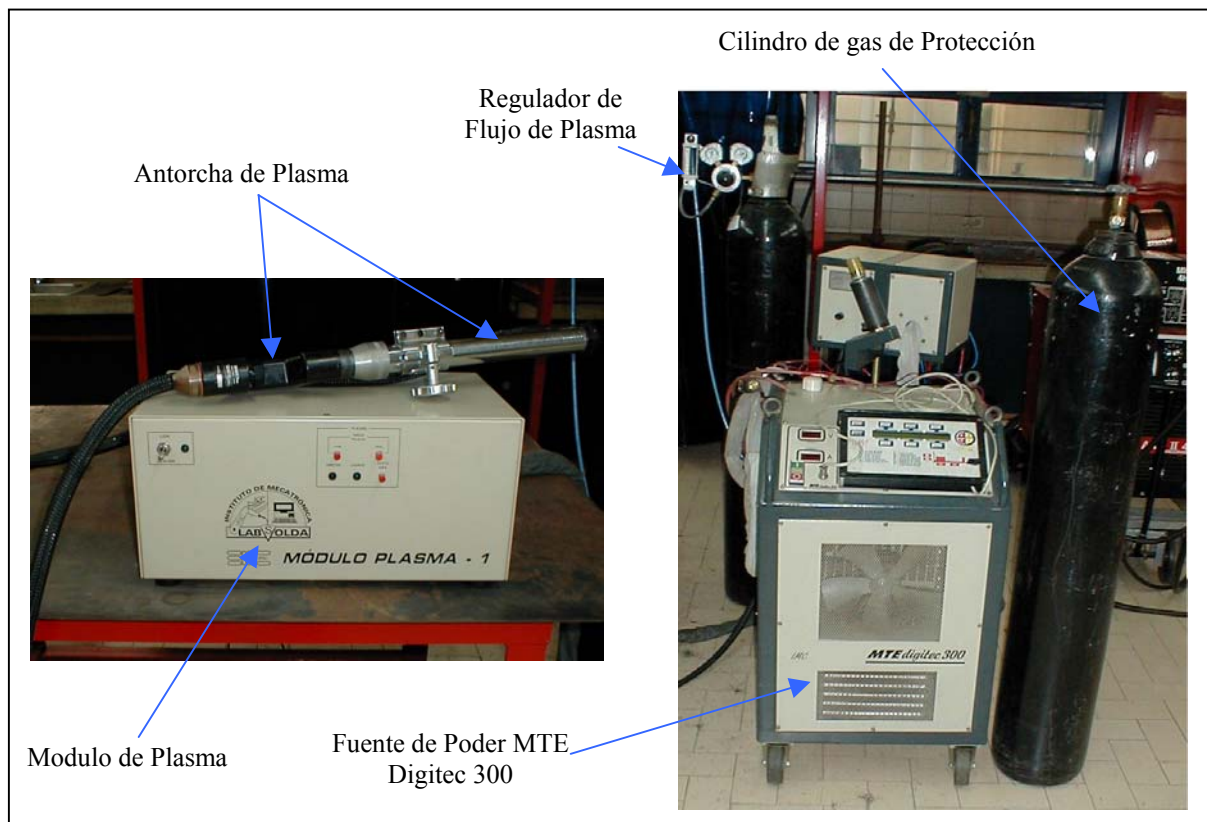


Fig. 15. Equipo típico para soldadura por arco de plasma (PAW).

1.3.13.- Iniciación del Arco

El arco de plasma no puede iniciarse con las técnicas normales que se emplean en la soldadura por arco de tungsteno y gas. Como el electrodo está metido en la boquilla constrictora, no se puede tocar con él la pieza de trabajo para encender el arco. Primero es necesario encender un arco piloto^(19, 21) de baja corriente entre el electrodo y la boquilla constrictora. La potencia para el arco piloto normalmente proviene de una fuente de potencia aparte situada dentro de la consola de control o bien de la fuente de potencia de soldadura misma. Por lo regular, el arco piloto se inicia empleando potencia de corriente alterna (CA) de alta frecuencia o un pulso de alto voltaje superpuesto al circuito de soldadura. Estos métodos ayudan a disociar las moléculas presentes en el espacio del arco e ionizar el gas de orificio para que conduzca la corriente del arco piloto.

Los circuitos básicos para un sistema de soldadura por arco de plasma con generador de alta frecuencia se muestran en la figura 16. La boquilla constrictora se conecta a el terminal positivo de la fuente de potencia por medio de un resistor limitador de la corriente. El generador de alta frecuencia inicia un arco piloto de baja corriente entre el electrodo y la boquilla. El circuito eléctrico se completa a través del resistor. El gas ionizado del arco piloto forma un camino de baja resistencia; entre el electrodo y la pieza de trabajo. En el momento en que se energiza la fuente de potencia, se enciende el arco principal entre el electrodo y la pieza de trabajo. El arco piloto sólo sirve para facilitar el encendido del arco principal. Una vez iniciado el arco principal el arco piloto puede extinguirse.

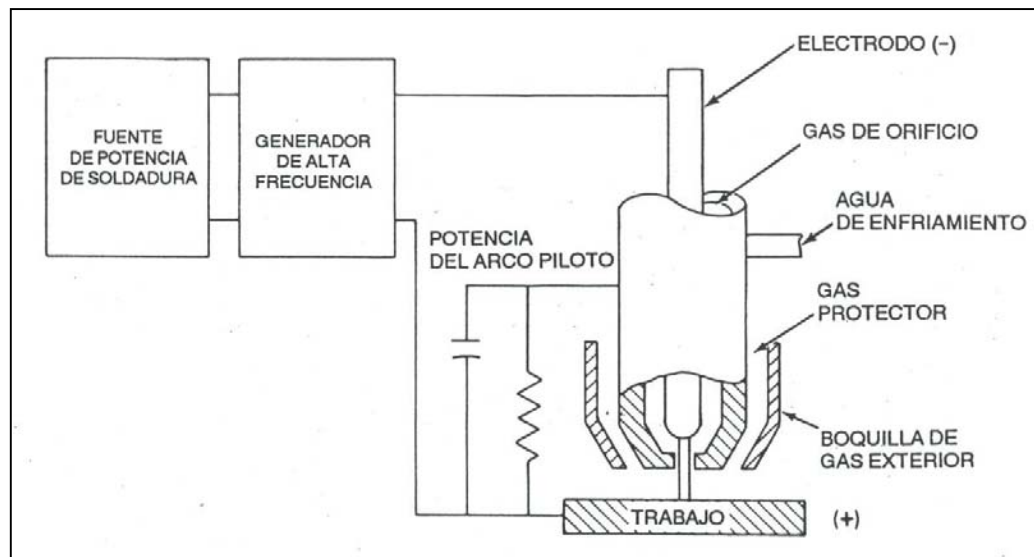


Fig. 16. Figura esquemática del inicio del arco piloto por alta frecuencia.

1.4.- ENSAYOS DESTRUCTIVOS Y NO DESTRUCTIVOS

1.4.1.- Ensayos Destructivos

Son aquellos ensayos que originan la destrucción de la pieza o por lo menos de una parte de ella. Su función es comprobar la aptitud de los materiales para su empleo; es decir, que sus propiedades mecánicas o químicas, cumplen con los requisitos establecidos para el servicio a que serán sometidos.

Son utilizados para calificar los procedimientos de soldadura, soldadores y operadores de máquinas de soldar, así como para determinar las propiedades mecánicas y metalúrgicas tanto del material base como del material de aporte (soldadura).

A continuación se presentará una descripción general de los ensayos destructivos utilizados en el presente trabajo.

1.4.1.1.- Ensayo de Tracción

Es un ensayo de tensión uniaxial que sirve para determinar propiedades mecánicas de los materiales, entre ellas están esfuerzo máximo de ruptura, esfuerzo de fluencia y ductilidad de manera directa y es posible de obtener de manera indirecta otras propiedades como tenacidad, coeficiente de endurecimiento por deformación (n) y módulo de Young. En soldadura es importante para determinar la resistencia máxima de juntas soldadas y la resistencia a lo largo del cordón, también la ductilidad de la unión y para certificar procedimientos de soldadura y calificar soldadores.

1.4.1.2.- Ensayo de Dureza

Este ensayo permite medir la resistencia que el material presenta a ser penetrado por un indentador. Con este ensayo se logra medir la resistencia de los cordones de soldadura y poder determinar la existencia de heterogeneidades a lo largo de la misma. Este se realiza de forma transversal al cordón de soldadura.

1.4.1.3.- Ensayo Metalográfico

Consiste en determinar con la ayuda del microscopio las características estructurales de un metal o una aleación. Mediante este ensayo se pueden reconocer el tamaño de grano: así como el tamaño, forma y distribución de varias fases e inclusiones que tienen gran efecto sobre las propiedades mecánicas del metal.

1.4.2.- Ensayos No Destructivos

Son métodos de inspección y evaluación que se realizan a piezas y equipos puestos en servicio, con la finalidad de determinar la existencia de defectos, discontinuidades que influyen en sus propiedades mecánicas, sin que se destruya o desactive la pieza. Con estas evaluaciones se logra determinar el tamaño, forma, dimensión, ubicación y tipo de discontinuidad interna o externa de la pieza. Entre estos ensayos tenemos:

1.4.2.1.- Inspección Visual

Con esta técnica, se comprueba el aspecto superficial e integridad de la soldadura, además de detectarse discontinuidades abiertas con una profundidad no menor a 3mm, que son perceptibles al ojo humano. Los diferentes defectos que se pueden detectar son grietas, socavaduras, exceso o falta de penetración.

1.4.2.2.- Radiografía Industrial

Esta evaluación se realiza a las piezas soldadas para detectar discontinuidades internas y externas en el material, tales como poros, grietas, falta de fusión, impurezas, gases atrapados que no se distinguen a simple vista o no son reveladas por las otras evaluaciones no destructivas. Esta técnica es ampliamente utilizada en la evaluación de piezas soldadas; ya que, se logran definir y ubicar con mayor claridad y exactitud los defectos sin necesidad de realizar las otras evaluaciones no destructivas, disminuyéndose los costos.

CAPÍTULO II

PROCEDIMIENTO
EXPERIMENTAL

Y

RESULTADOS

2.1.- PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL Y RESULTADOS

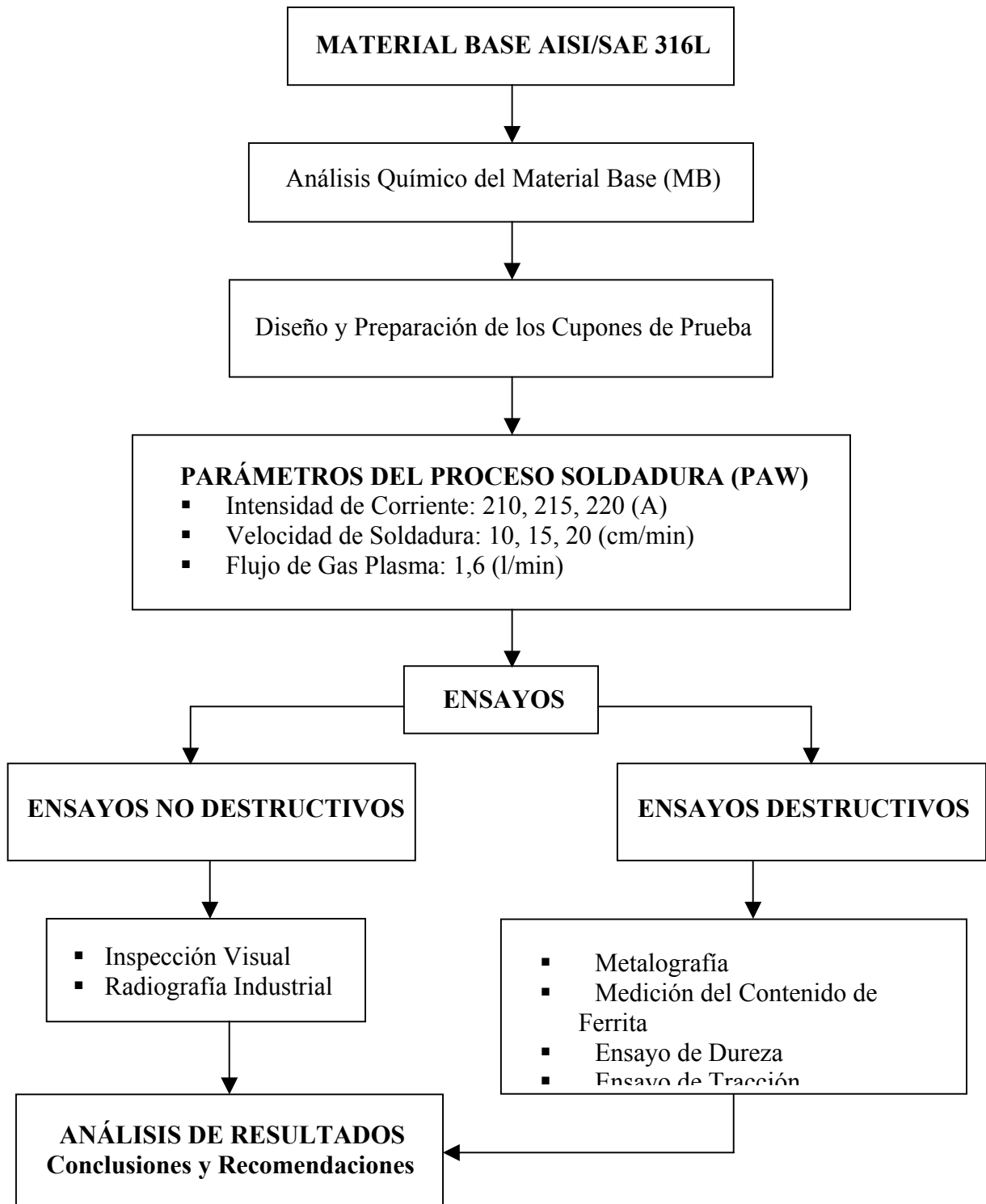


Fig. 17. Diagrama de Flujo de las Etapas del Procedimiento Experimental.

El esquema anterior corresponde a el procedimiento experimental que se seguirá para la realización de este estudio. A continuación se especifica con mayor detalle cada una de las etapas a desarrollar.

2.1.1.- Caracterización Química del Material Base

La caracterización química del material base se realizó por el método de Espectroscopia de Absorción Atómica, determinándose los porcentajes en peso de los siguientes elementos Si, Mn, Ni, Cr, Mo, Cu y P. Por el método Gasométrico se determinó el porcentaje en peso del C y S. Para realizar estos análisis, se extrajeron virutas del material base (chapa AISI/SAE 316L) con un taladro de banco. Los respectivos análisis químico, tomados del promedio de tres muestras, fueron realizados en la Escuela de Ingeniería Metalúrgica UCV, sus resultados se indican en la tabla 5 con una precisión de mas o menos 0,01%. Se comprobó que el material base cumple con las especificaciones químicas indicadas en la norma AISI/SAE.

Tabla 5. Composición química de la lámina de acero inoxidable 316 L (%en peso).

Material Base	% C	% Si	% Mn	% Ni	% Cr	% Cu	% Mo	% S	% P
316L	0,017	0,42	1,27	11,22	16,80	0,16	2,21	0,004	0,024
AISI/SAE	≤ 0,035	≤ 0,75	≤ 2,00	10 - 15	16 - 18	-	2 - 3	≤ 0,03	≤ 0,04

2.1.2.- Soldadura

Para aplicar este proceso de soldadura fue necesario establecer ciertos parámetros como constantes, entre los cuales tenemos la punta del electrodo dispuesta a 30° con respecto a la horizontal^(22, 25, 26), el flujo de gas de protección⁽²⁵⁾ fue fijado en 6 l/min, y la distancia antorcha pieza de trabajo^(25, 29-32) establecida en 4 mm; estas variables tienen poca influencia en el proceso de soldadura. El gas seleccionado para plasma es Argón UAP y el de protección será Argón puro (ver anexo tabla 20, composición de argón puro); ya que este gas es inerte y se ioniza fácilmente.

Partiendo de valores correspondientes a los parámetros o variables de soldadura establecidos en trabajos previos^(25, 27-31), que son lo que ejercen mayor influencia sobre este proceso de soldadura. Se conseguirán los valores adecuados de estas variables como son: velocidad de soldadura, intensidad de corriente, flujo de gas de plasma para producir soldaduras adecuadas. Estos parámetros estarán acotados dentro de los siguientes rangos:

- Velocidad de Soldadura: 10, 15, 20 (cm/min).
- Intensidad de Corriente: 210, 215, 220 (A).
- Flujo de Gas Plasma: 1,6 (l/min).

La soldadura se realizará en posición plana (1G) y un solo pase, en modo de CCEN sin material de aporte, a través de la técnica “Ojo de Cerradura”, sobre láminas de acero inoxidable 316L, con dimensiones de 250x125x6,35 mm, que estarán dispuestas a tope, denominadas cupones de prueba (figura 18).

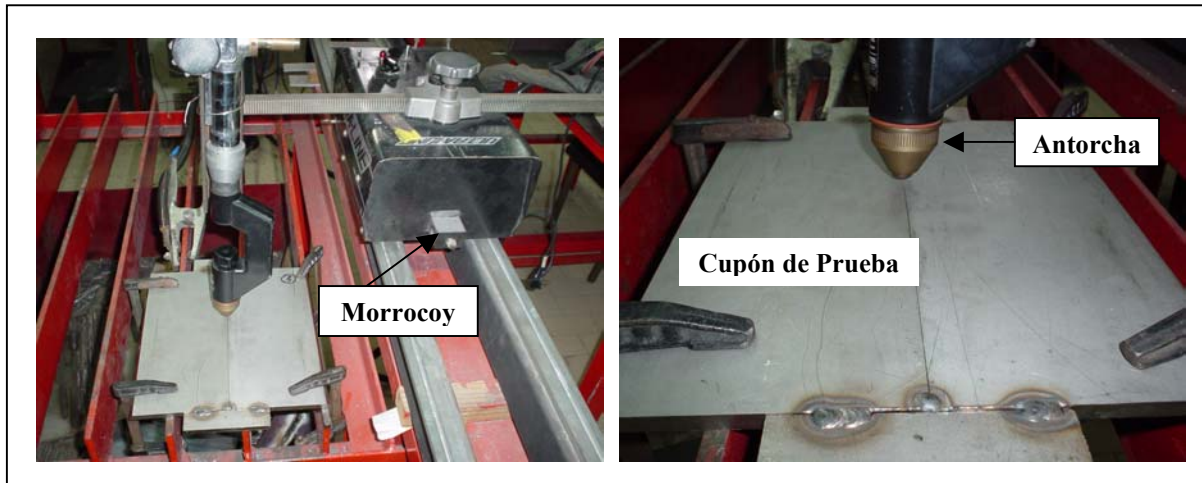


Fig. 18. Montaje de los cupones de prueba.

A todos los cupones de prueba empleados para la soldadura, fue necesario soldarle en los extremos láminas de acero, las cuales permitieron iniciar y finalizar el ojo de cerradura, una vez estabilizado el arco de plasma y de acuerdo al código ASME sección IX⁽³⁴⁾, estos extremos fueron removidos; ya que no suministran algún tipo de información

importante para el estudio en cuestión. Se realizaron nueve cordones de soldadura sobre cupones de prueba, variando los parámetros previamente establecidos dentro de los respectivos valores fijados, tal como se muestra en la tabla 6.

Tabla 6. Parámetros de Soldadura para todas las condiciones evaluadas.

Cupones de Prueba	Flujo de Gas Plasma (l/min)	Flujo de Gas Protección (l/min)	Corriente (A)	Voltaje (V)	Velocidad de Soldadura (cm/min)	Longitud de Arco (mm)	Comentarios
1	1,6	6,0	210	22,9	≈ 10	4	Buen acabado, falta penetración y refuerzo de raíz
2	1,6	6,0	210	22,2	≈ 15	4	Buen acabado, escasa penetración y refuerzo de raíz
3	1,6	6,0	210	23,0	≈ 20	4	Buen acabado, no existe penetración ni refuerzo de raíz
4	1,6	6,0	215	23,3	≈ 10	4	Buen acabado, buena penetración, refuerzo de raíz escaso
5	1,6	6,0	215	23,7	≈ 15	4	Buen acabado, existe penetración pero falta refuerzo de raíz
6	1,6	6,0	215	23,4	≈ 20	4	Buen acabado, escasa penetración y refuerzo de raíz
7	1,6	6,0	220	24,9	≈ 10	4	Mal acabado, exceso de penetración
8	1,6	6,0	220	24,4	≈ 15	4	Acabado regular, existe penetración y refuerzo de raíz
9	1,6	6,0	220	24,7	≈ 20	4	Buen acabado, buena penetración y buen refuerzo de raíz

A partir de estos nueve cupones soldados, se determinaron por pura inspección visual los cuatro (4) mejores cordones, los cuales he denominado “*condiciones de soldadura*”, en función del menor calor suministrado a la pieza de trabajo, buen aspecto superficial, buen refuerzo de raíz y penetración total, con lo cual se buscará garantizar el menor cambio microestructural, específicamente en la ZAC y ZF, en función de mantener el balance de fases y así evitar cambios relevantes en las propiedades mecánicas. Estas condiciones seleccionadas se muestran en la tabla 7.

La siguiente ecuación permitió determinar el valor de aporte calórico, para cada condición de soldadura establecida como adecuada^(30, 31, 36).

$$\text{Aporte Calórico (AC)} = \frac{V * I * 60}{v * 10000} \frac{KJ}{mm} \quad [5]$$

Esta ecuación de acuerdo a los parámetros que involucra es una función directa del proceso de soldadura. Es decir, el valor de aporte calórico depende de la intensidad de corriente (A), el voltaje (V), la velocidad de soldadura (cm/min), espesor de la pieza de trabajo, etc. En la tabla 6 se detallan las 4 mejores condiciones de trabajo establecidas y los valores de cada variable, así como el valor de aporte calórico. En la figura 19 se ilustran dichas condiciones.

Tabla 7. Condiciones de Soldadura seleccionadas.

Condición de Soldadura	Corriente (A)	Voltaje (V)	Velocidad de Soldadura (cm/min)	Longitud de Arco (mm)	Flujo de Gas Plasma (l/min)	Flujo de Gas Protección (l/min)	Aporte Calórico (KJ/mm)
1	215	23,3	10	4	1,6	6	3,006
2	215	23,7	15	4	1,6	6	2,038
3	220	24,4	15	4	1,6	6	2,147
4	220	24,7	20	4	1,6	6	1,630

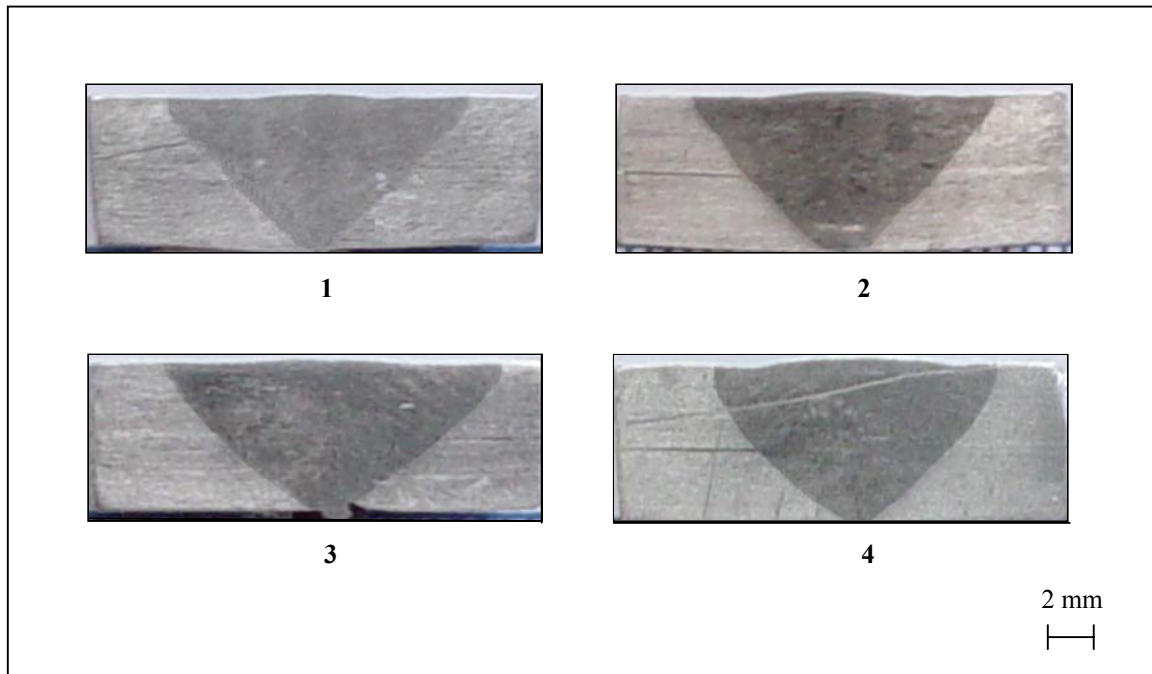


Fig. 19. Macrografías de las cuatro condiciones de soldadura.

2.1.3.- Evaluaciones Realizadas a las Juntas Soldadas

Se realizaron una serie de evaluaciones tanto destructivas como no destructivas de acuerdo al código ASME sección IX⁽³⁴⁾, sobre los cupones de prueba para determinar como influye el proceso de soldadura en las propiedades mecánicas de la junta soldada con respecto al metal base.

2.1.4.- Ensayos No Destructivos

2.1.4.1.- Inspección Visual

Se realizó durante la ejecución de la soldadura y después de haber finalizado la soldadura de los cupones; se toma en cuenta la forma del cordón, acabado superficial, penetración y posibles grietas visibles que se generaron durante el proceso. De los nueve cordones realizados se tomaron los cuatro mejores, los cuales he denominado “*condiciones de soldadura*”.

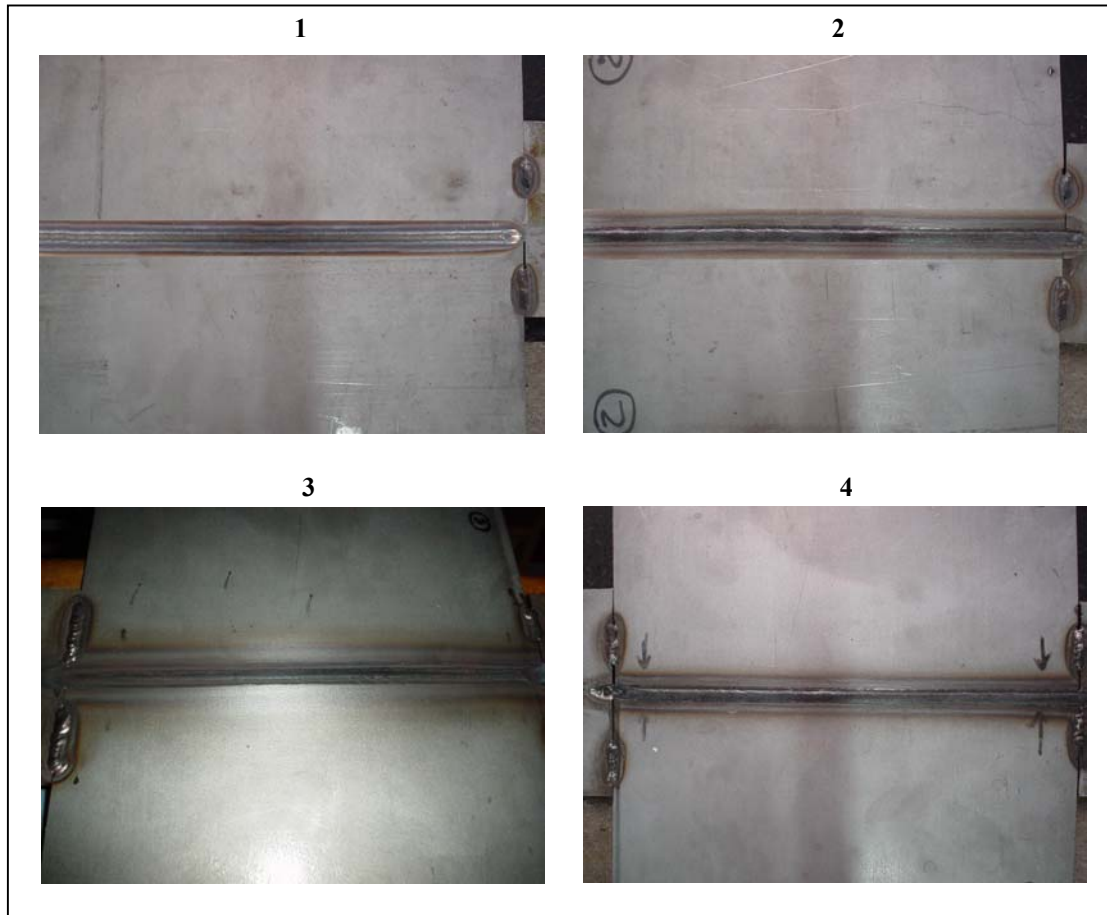


Fig. 20. Parte superior de los cupones soldados según las cuatro condiciones seleccionadas.

2.1.4.2.- Radiografía Industrial

Para la evaluación radiográfica se trabajará con un gráfico que relaciona el espesor del cordón de soldadura, el voltaje (Kv) y la intensidad de corriente por tiempo (mA*min), de donde se podrá determinar el tiempo de exposición y la corriente necesaria para realizar la radiografía. La película se colocará a lo largo del cordón de soldadura dentro de una funda negra. Se realizará la exposición y posteriormente se procederá a revelar la película similar a un revelado fotográfico. La radiografía se analizará en el negatoscopio el cual posee una luz blanca de alta intensidad (figura 21).



Fig. 21. Radiografía observada en el negatoscopio.

Primeramente fue medido el espesor del cordón de soldadura en cada cupón de prueba para determinar el tipo de película radiográfica a utilizar. Esta película resultó ser una película AGFA tipo D4. Posteriormente fue determinado el voltaje de trabajo, la intensidad de corriente y el tiempo de exposición de acuerdo con la figura 54 del anexo. Los valores establecidos se muestran a continuación:

$$\left. \begin{array}{l} \text{Voltaje} = 140 \text{ KV} \\ \text{Espesor} = 7,5 \text{ mm} \end{array} \right\} E = 7 \text{ mA.min} \left\{ \begin{array}{l} \text{Tiempo de exposición} = 3,5 \text{ min} \\ \text{Intensidad de corriente} = 2 \text{ mA} \end{array} \right.$$

El tiempo seleccionado fue sobrestimado en razón a que los controles (voltaje e intensidad de corriente) del equipo utilizado son mecánicos, y que las películas radiográficas han perdido sus propiedades originales de revelado. La película radiográfica fue colocada dentro de una funda negra y esta fue colocada debajo del cupón de prueba a lo largo del cordón de soldadura. Luego fue tomada la radiografía en el cuarto oscuro.



Fig. 22. Mando de Control y Máquina de Rayos X.

Las películas radiográficas utilizadas, son reveladas en un cuarto oscuro donde existe una luz roja, para evitar que una vez sacadas de la funda estas sean veladas. El proceso de revelado se describe a continuación:

1. Revelador: Las cuatro películas tomadas, son sumergidas en una bandeja que contiene una solución de Agua-Revelador AGFA según la concentración descrita en el producto, el tiempo de exposición depende del grado de concentración de la mezcla y está especificado por el fabricante del producto revelador. Si el tiempo es escaso la película revelada se tornará muy tenue, y si por el contrario el tiempo es excesivo la película se tornará muy oscura.
2. Agua: Posteriormente las películas son sumergidas simultáneamente en una bandeja con agua, con la finalidad de limpiarlas y frenar los efectos de la solución reveladora.
3. Fijador: Las cuatro películas una vez limpiadas son pasadas a la etapa de fijado, en esta etapa existe una bandeja con una solución Agua-Fijador AGFA, según la concentración descrita en el producto. El tiempo de exposición es el especificado por el fabricante del producto fijador, el cual es el adecuado para fijar o detener el proceso de revelado.

4. Agua: Una vez culminada la etapa anterior, las cuatro películas son sumergidas simultáneamente en una bandeja con agua para limpiarlas y eliminarles el exceso de fijador.
5. Secado: Al tener las películas limpias, estas son llevadas a un horno secador para garantizar un secado uniforme, evitando así que se manchen por los efectos de la manipulación.

Terminado el proceso de revelado de las películas, estas fueron analizadas en el negatoscopio. Las radiografías examinadas no mostraron defectos a lo largo del cordón de soldadura en los cuatro cupones de prueba. Se observaron al principio y final de la soldadura un poro y falta de fusión, esto no es importante ya que corresponden con el inicio y finalización del ojo de cerradura, los cuales serán removidos de acuerdo al Código ASME sección IX⁽³⁴⁾. La soldadura fue uniforme con penetración total y buen aspecto superficial. A continuación se muestran las radiografías reveladas para cada condición de soldadura.

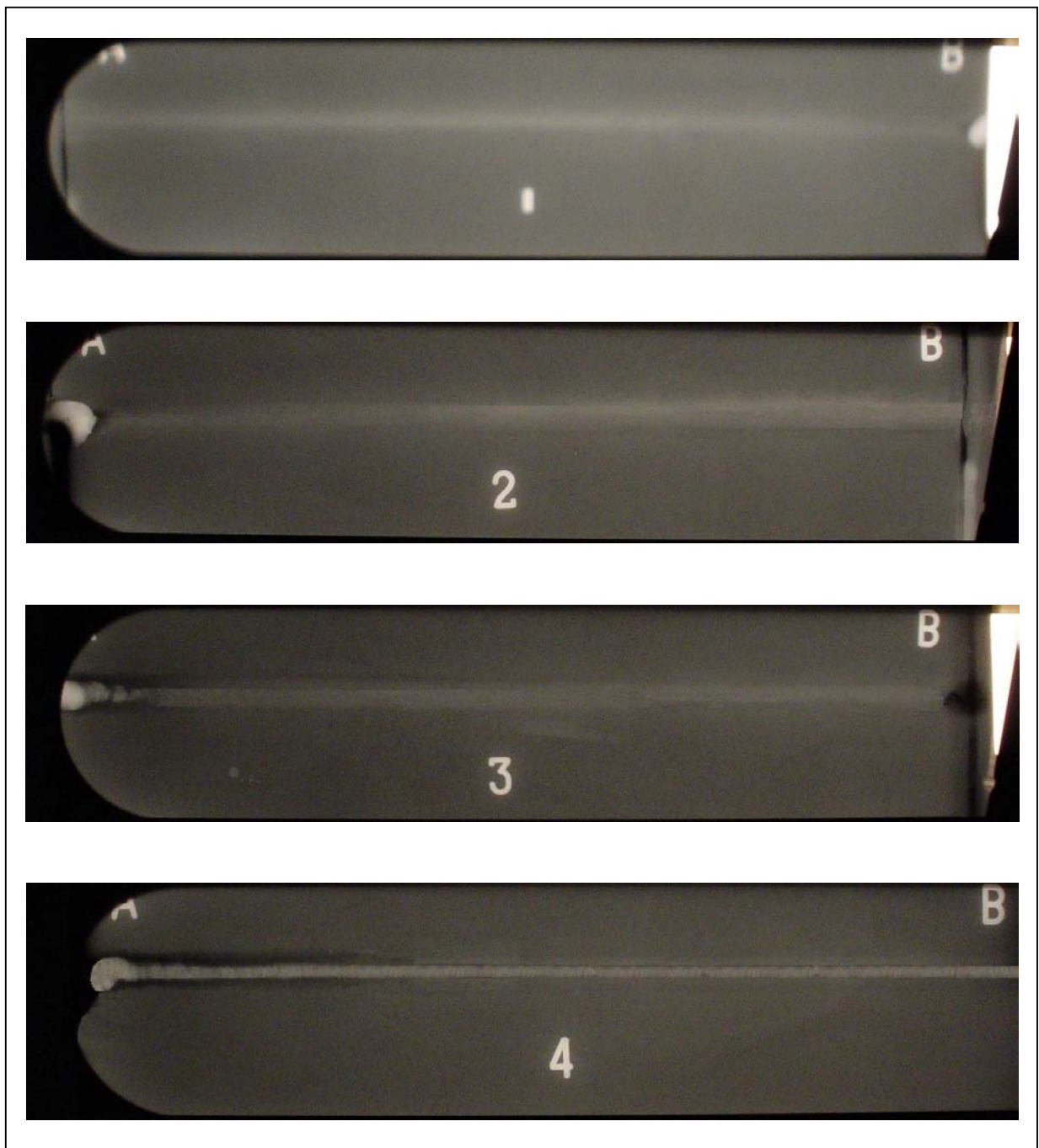


Fig. 23. Radiografías de cada condición de soldadura.

De acuerdo a los resultados obtenidos de las evaluaciones mecánicas no destructivas realizadas sobre los cuatro cupones de prueba, el proceso de soldadura es adecuado, ya que no se logró detectar algún defecto interno o externo sobre la soldadura.

2.1.5.- Ensayos Destructivos

Finalizada la etapa de soldadura se realizarán cortes transversales sobre los cupones de prueba (figura 24), para obtener las probetas que se emplearán para cada ensayo destructivo.

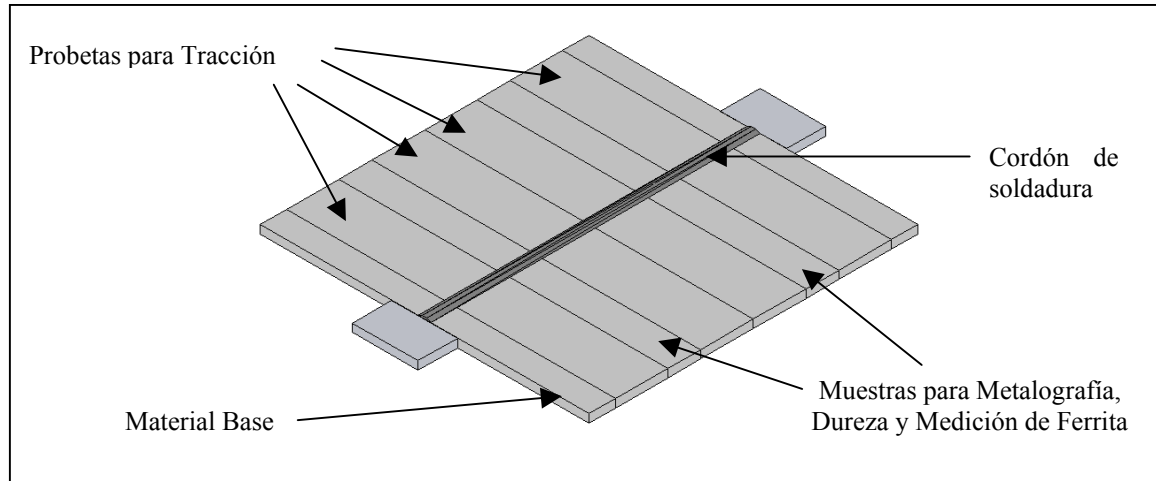


Fig. 24. Esquema de los cupones de prueba para la elaboración de probetas.

2.1.5.1.- Metalografía

La secuencia seguida para la preparación metalográfica constará de un desbaste grosero, intermedio, fino, pulido y ataque. El ataque electrolítico se realizará con una solución de 10 gr de ácido oxálico ($C_2H_2O_4$)⁽³³⁾ en 100 ml de agua destilada (H_2O), durante 1 minuto aproximadamente, para revelar la microestructura en el cordón de soldadura y el material base y así poder ser observados en el microscopio óptico, con esto se determinará de forma macro la distribución de fases en el cordón y zona afectada por el calor con respecto al material base, donde se tomarán una serie de fotografías a aumentos de 500X.

Una vez soldado los cuatro cupones de prueba, fueron tomadas dos probetas de cada condición, como se muestra en la figura 25. Se realizaron cortes transversales con la sierra para cada cupón de prueba a fin de obtener dichas probetas y luego se desbastaron en dirección perpendicular con respecto al corte y posteriormente con respecto a la dirección de desbaste con la siguiente secuencia.

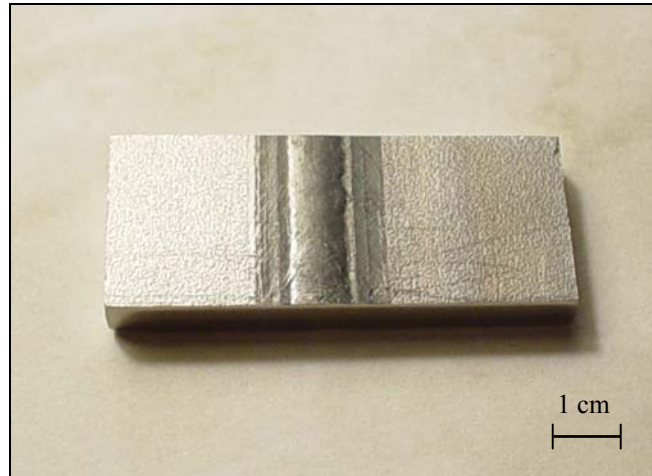


Fig. 25. Muestra de junta soldada para análisis metalográficos.

1. *Desbaste grueso*: Este fue realizado con una lija N° 80 de manera manual, con la cual se logra un desbaste que permite eliminar las rayas producidas por el corte de la sierra.
2. *Desbaste intermedio*: De manera manual se desbastó cada una de las probetas con la siguiente secuencia de lijas N° 120, 220, 320 y 400 en dirección perpendicular con respecto a la dirección de desbaste anterior. En esta etapa de la preparación metalográfica, las nuevas rayas generadas fueron de menor tamaño y profundidad.
3. *Desbaste fino*: Para esta etapa del desbaste, fueron utilizadas una serie de lijas N° 500, 600, 1200 y 1500, lográndose un aspecto superficial lo menos rayado posible, prosiguiendo con la etapa del pulido.
4. *Pulido*: En esta etapa fue utilizado un paño grueso o lona y alúmina N° 0,5 μm colocado en la pulidora la cual estuvo girando a una velocidad moderada lográndose eliminar las rayas dejadas de la etapa de desbaste fino, el siguiente paso correspondió con el uso de un paño rojo y alúmina N° 0,3 μm , eliminándose las rayas anteriores, con dirección perpendicular con respecto a la dirección de pulido anterior y luego fue empleando un paño marrón y alúmina N° 0,05 μm con la cual se obtuvo una superficie completamente especular y libre de rayas.



Fig. 26. Pulidoras para pulido de las muestras metalográficas.

5. *Ataque:* Las probetas completamente especulares y libres de rayas, fueron atacadas por separado con una solución de 10 gr de ácido oxálico ($C_2H_2O_4$)⁽³³⁾ en 100 ml de agua destilada (H_2O), tal como se indica a continuación: Las probetas fueron conectadas al polo positivo de la fuente o ánodo, y se utilizó como cátodo un plato de acero inoxidable, el cual contenía la solución de Acido Oxálico en las proporciones anteriormente descritas. Utilizando una tensión de 6 voltios, y una separación de 25 mm entre la probeta y el plato de acero inoxidable, se procedió a sumergir cada probeta en dicha solución durante un tiempo de 60 segundos. A partir de los primeros 15 segundos se ponen de manifiesto los carburos y al minuto se revela la estructura en general. Luego de culminada esta etapa, se procedió a examinar en el microscopio óptico (figura 27) todas las muestras atacadas, y a su vez se tomaron una serie de fotografías a aumentos de 500X en el material base (MB) y en el cordón, apreciándose la interfase MB/ZAC/ZF.



Fig. 27. Microscopio Optico para inspección metalográfica.

Las micrografías tomadas a cada condición de soldadura y al material base están representadas en las figuras comprendidas entre la 28 y la 32, en ellas se pueden observar las fases presentes en el cordón de soldadura siendo la fase oscura la *Ferrita* y la fase clara la matriz *Austenita*.

Según los modos de solidificación de estos aceros, se puede constatar que la ferrita delta, con un contenido mayor en el cordón de soldadura, presenta una morfología del tipo Vermicular, esto concuerda con lo reportado por varios investigadores como Brooks^(10, 13), Kotecki⁽¹¹⁾ y Castner⁽¹²⁾, para los aceros inoxidables austeníticos que han sido sometidos a un proceso de soldadura.

Cabe resaltar además la influencia que tiene por si solo este proceso de soldadura, ya que sin el uso de material de aporte es posible modificar la microestructura de la chapa de acero inoxidable AISI 316L, debido a las elevadas temperaturas alcanzadas durante este proceso y con lo cual se incrementa el contenido de ferrita delta.

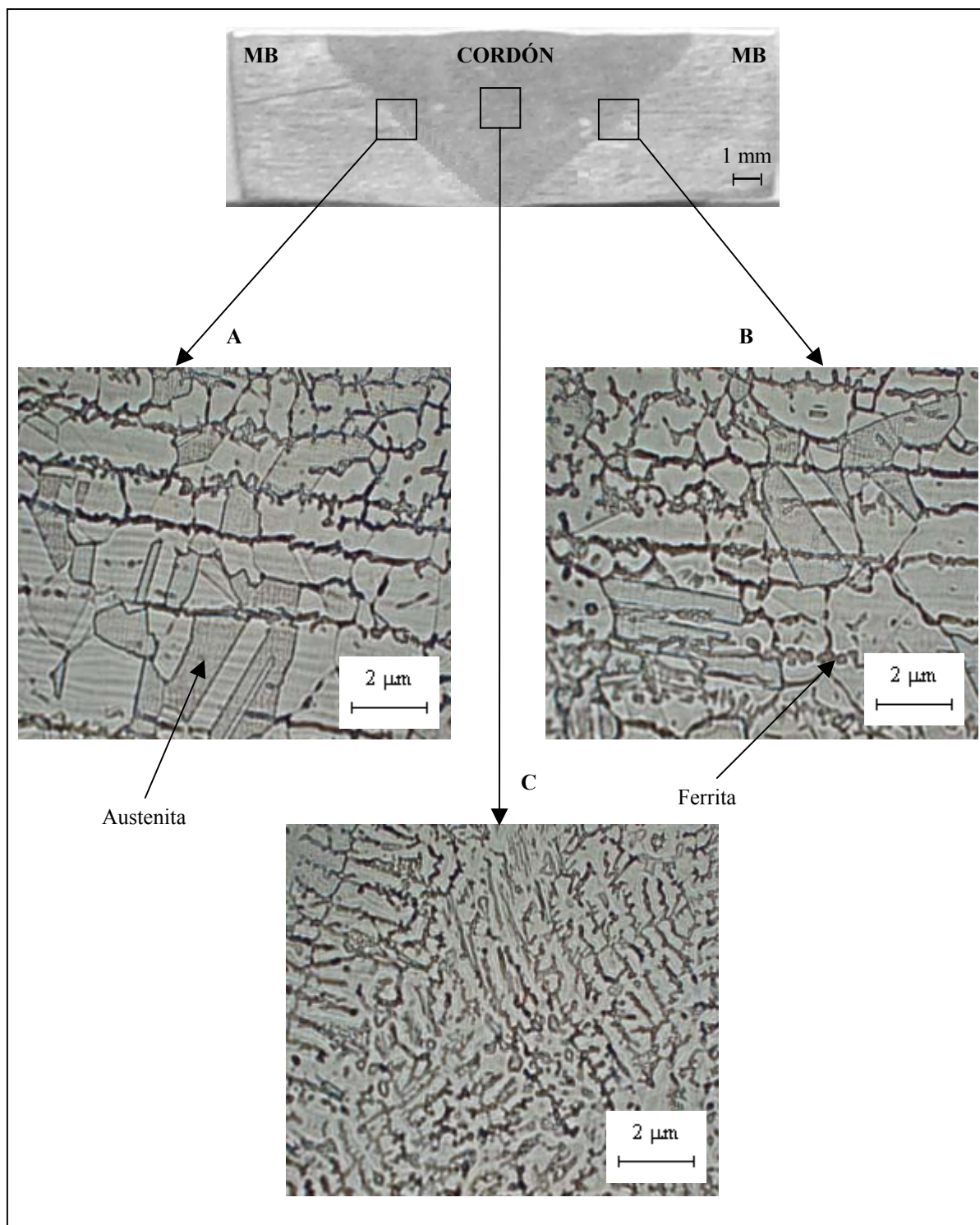


Fig. 28. Evaluación Macrográfica y Micrográfica indicando la fase ferrita (zona oscura) en la matriz austenítica de la junta soldada según la condición 1: A) Interfase izquierda. B) Interfase derecha. C) Cordon.

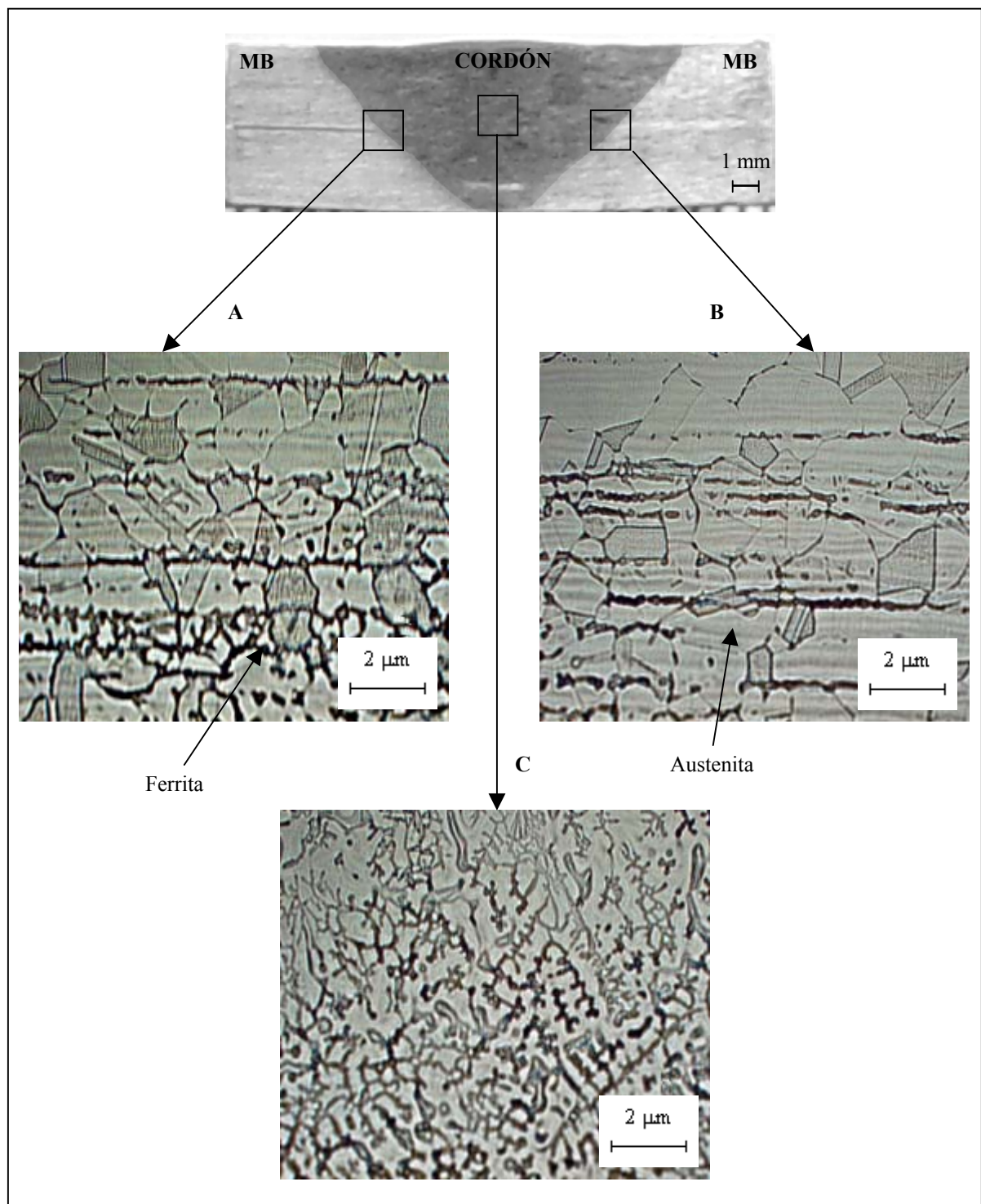


Fig. 29. Evaluación Macrográfica y Micrográfica indicando la fase ferrita (zona oscura) en la matriz austenítica de la junta soldada según la condición 2: A) Interfase izquierda. B) Interfase derecha. C) Cordón.

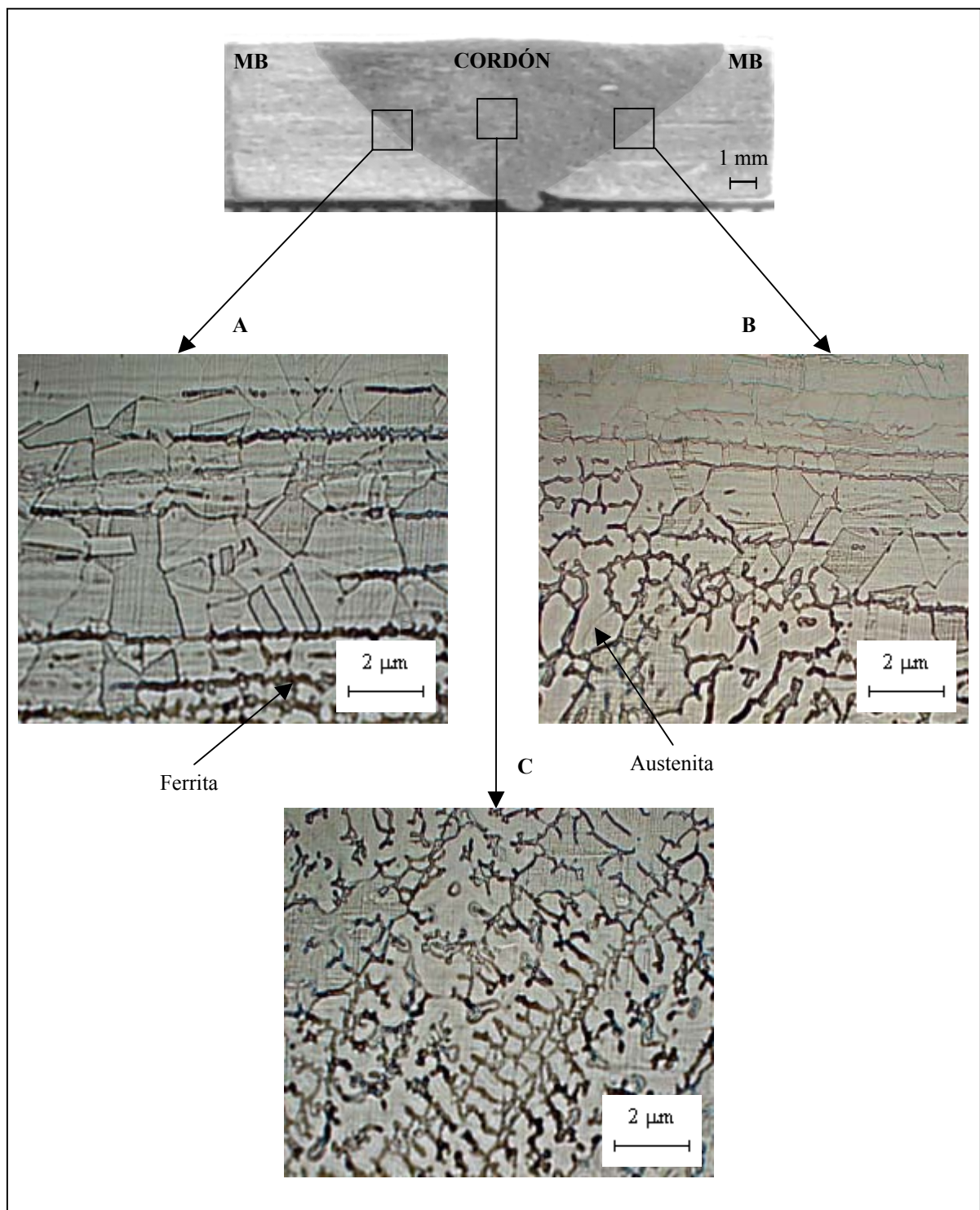


Fig. 30. Evaluación Macrográfica y Micrográfica indicando la fase ferrita (zona oscura) en la matriz austenítica de la junta soldada según la condición 3: A) Interfase izquierda. B) Interfase derecha. C) Cordón.

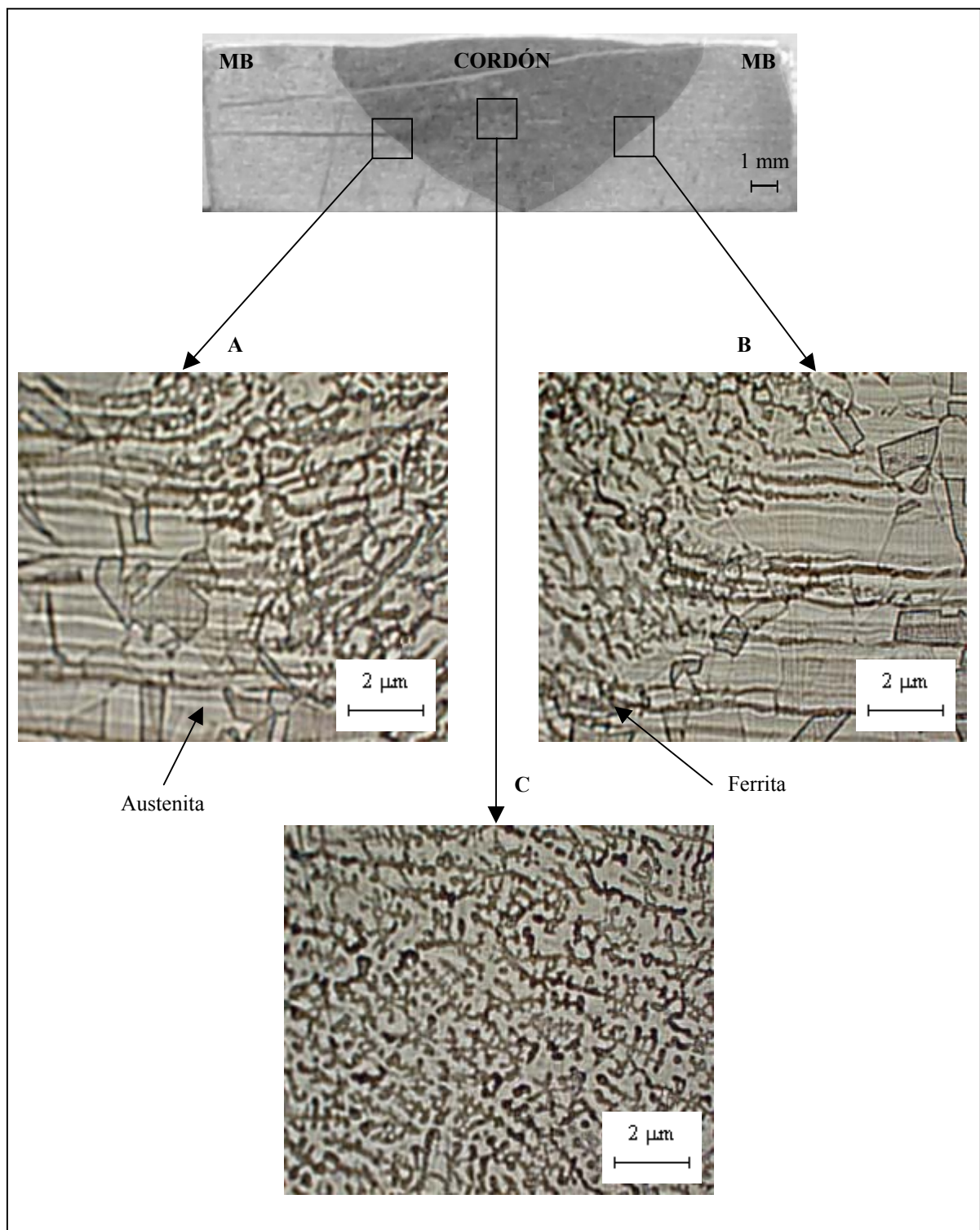


Fig. 31. Evaluación Macrográfica y Micrográfica indicando la fase ferrita (zona oscura) en la matriz austenítica de la junta soldada según la condición 4: A) Interfase izquierda. B) Interfase derecha. C) Cordón.

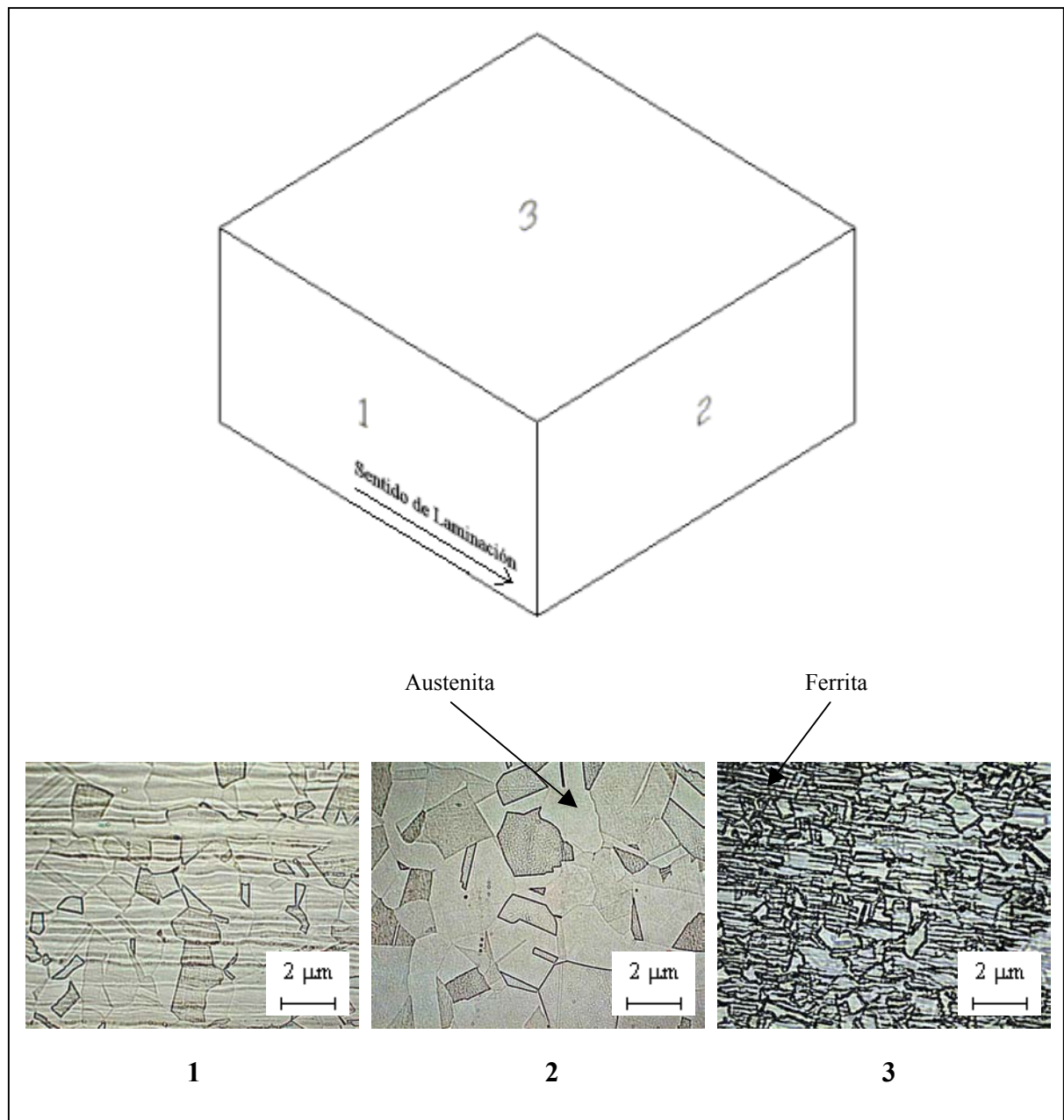


Fig. 32. Micrografías del material base AISI 316L indicando la fase ferrita (zona oscura) en la matriz austenítica: 1) Micrografía en el sentido de la laminación. 2) Micrografía perpendicular al sentido de la laminación. 3) Micrografía de la superficie.

2.1.5.2.- Medición de Ferrita

2.1.5.2.1.- Método Químico

Mediante el uso de las ecuaciones empíricas (ecuación 1, 2, 3 y 4) expuestas por Schaeffler⁽⁵⁾ y DeLong⁽⁶⁾ respectivamente, y sabiendo la composición química de la chapa de acero inoxidable AISI/SAE 316L (tabla 5), se estimaron los valores de ferrita por el método químico.

Con el primer diagrama (figura 33, Diagrama de Schaeffler) se calculó el porcentaje de ferrita, y con el segundo diagrama (figura 34, Diagrama de DeLong) se calculó el número de ferrita (FN) para la chapa de acero inoxidable AISI/SAE 316L. Los resultados obtenidos están representados en la tabla 8.

Tabla 8. Valores de ferrita según método químico.

Condición	Schaeffler			DeLong			
	% Cr _{eq}	% Ni _{eq}	% Ferrita	% Cr _{eq}	% Ni _{eq}	% Cr _{eq} / %Ni _{eq}	FN
MB	20,6	12,5	5	20,6	12,8	1,6	10

Según el diagrama de DeLong⁽⁶⁾ para el material base AISI 316L tenemos un porcentaje de ferrita entre 7,8 y 9,2% (FN 8 y 10); por otra parte según el diagrama de Schaeffler⁽⁵⁾ el porcentaje de ferrita se encuentra entre 5 y 10%. Entre ambos diagramas el que nos otorga una mayor exactitud es el de DeLong, debido a que éste muestra en detalle la zona Austenítica-Ferrita, lo que nos permite acotar aún más los porcentajes de ferrita en función de la composición química del material, además cabe señalar que también toma en consideración la introducción del Nitrógeno como elemento altamente austenitizante.

El método químico tiene poca reproducibilidad, es un ensayo destructivo poco indicado para evaluar el contenido de ferrita en juntas soldadas, pero puede considerarse como procedimiento de carácter auxiliar a la medición magnética.

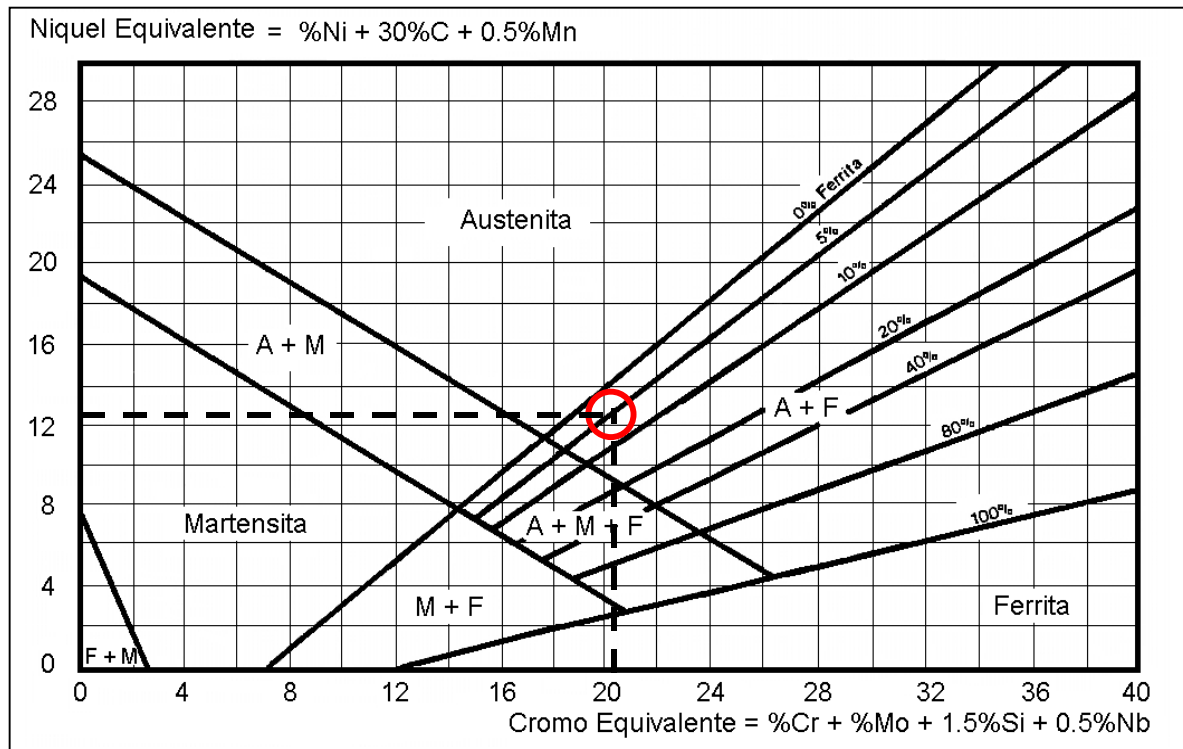


Fig. 33. Contenido de ferrita para el material base según Schaeffler.

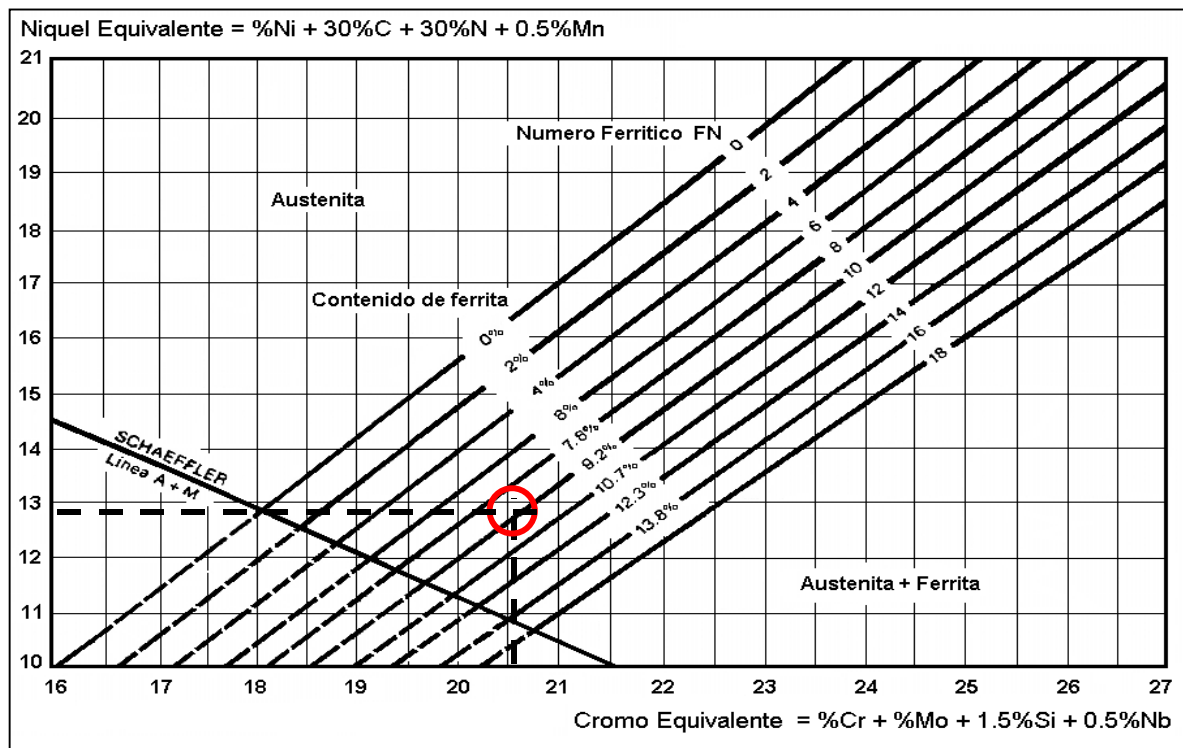


Fig. 34. Contenido de ferrita para el material base según DeLong.

2.1.5.2.2.- Método Magnético

Debido a que la ferrita es una fase magnética, esta puede ser estimada por medio de un instrumento que mide la permeabilidad magnética en los aceros que contienen esta fase. Para ello se empleó un ferritoscopio marca Fischer modelo MP3C (figura 39), el cual tiene una precisión de mas o menos 0,1% de ferrita y que fue calibrado según los patrones suministrados por el fabricante.



Fig. 35. Ferritoscopio Fischer MP3C.

Con el palpador del ferritoscopio se midieron una serie puntos, tanto para el material base (AISI 316L) como para cada condición de soldadura, tomándose para estas últimas las zonas del depósito de soldadura, y cuyos resultados están expuestos en la tabla 9 con sus respectivas desviación estándar.

Tabla 9. Porcentaje de ferrita según método magnético.

Ferritoscopio Fischer MP3C							
i	Condición 1	Condición 2	Condición 3	Condición 4	M. Base 1	M. Base 2	M. Base 3
1	8,27	7,67	8,13	7,56	0,81	0,88	0,8
2	7,7	7,54	8,06	6,95	0,86	0,98	0,86
3	6,61	7,76	8,27	7,45	0,79	0,76	0,83
4	7,97	7,74	8,21	7,09	0,89	0,96	0,83
5	7,06	7,8	8,15	7,55	0,95	0,79	0,86
6	7,26	7,78	8,19	7,39	0,98	0,83	0,84
7	7,91	7,8	7,94	7,71	0,76	0,83	0,81
8	6,96	7,73	8,06	7,35	0,82	0,78	0,86
9	8,09	7,77	8,35	7,37	0,88	0,77	0,79
10	6,21	7,79	8,1	7,47	0,87	0,78	0,89
min.	6,21	7,54	7,94	6,95	0,76	0,76	0,79
Prom.	7,4	7,74	8,15	7,39	0,86	0,84	0,84
max.	8,27	7,8	8,35	7,71	0,98	0,98	0,89
D.Estand.=	0,689	0,08	0,117	0,224	0,069	0,079	0,031

Una cierta cantidad de ferrita en el metal depositado tiene una influencia favorable para combatir el agrietamiento en caliente e incrementar las características mecánicas, al mismo tiempo es desfavorable al disminuir la resistencia a la corrosión frente a ácidos oxidantes calientes y permitir la formación de la fase zigma, con los inconvenientes mecánicos y químicos que esto conlleva; por tales motivos se requiere certificar el contenido de ferrita en el metal de soldadura. De acuerdo con Lefebvre^(7, 37) y otros^(16, 38) establecen que el rango de ferrita idóneo para beneficiarse de las ventajas de su presencia, y reducir al mínimo sus inconvenientes es entre 4 y 15% de ferrita, por otra parte existen otros investigadores⁽¹⁾ que sugieren un rango entre 5 y 10% de ferrita.

Como puede observarse en la tabla anterior (tabla 9), los porcentajes de ferrita para los cordones de soldadura oscilan entre 7,4 y 8,15%, lo cual es aceptable según Lefebvre^(7, 37) y otros^(16, 38) porque nos encontramos dentro del rango establecido como ideal, lo que permite otorgarle a las juntas soldadas unas buenas propiedades mecánicas y químicas sin alterar significativamente las propiedades anticorrosivas del acero.

Por otra parte también puede apreciarse en la misma tabla, que los valores de ferrita para el material base (AISI 316L) son bajísimos, esto es de esperarse debido a que los aceros austeníticos según Pickering⁽³⁾ y ASM⁽⁴⁾ están compuestos fundamentalmente por una microestructura austenítica, estabilizada por varios elementos de aleación ganmágenos tales como Ni, Mn, C y N, pero en muchos casos también contienen algo de ferrita por la presencia de elementos alfégenos como el Cr, Mo y Si.

2.1.5.3.- Ensayo de Dureza

Se realizarán una serie de huellas en cada zona apreciable de la muestra, es decir se tomarán puntos del material base (MB), zona afectada por el calor (ZAF) y zona de fusión (ZF) con la finalidad de determinar un promedio de cada zona y verificar la existencia de heterogeneidades en la soldadura. La probeta para el ensayo de dureza corresponderá a la utilizada para metalografía, presentará una disposición de huellas de dureza como se indica en la figura 36.

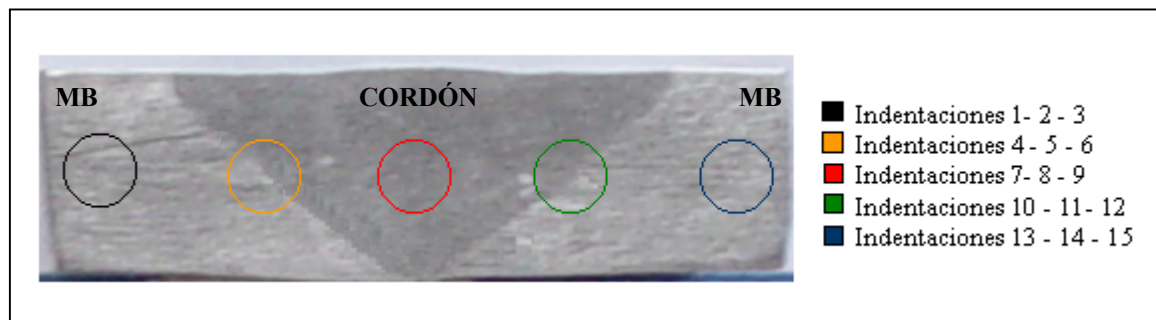


Fig. 36. Esquema de las indentaciones para el ensayo de dureza.

Utilizando un durómetro universal 2CR W-testor marca Otto Wolpert-Werke como el mostrado en la figura 37, con un indentador Vickers y aplicando una carga de 10 Kgf durante un tiempo estimado de 15 segundos, se determinó el perfil de dureza de las cuatro condiciones soldadas, según el esquema mostrado en la figura 36.



Fig. 37. Durómetro universal 2CR W-testor.

El valor de dureza Vickers se determinó a partir de las diagonales de las huellas dejadas por el indentador, estos valores de las diagonales fueron promediados, para luego en las tablas estandarizadas en función de la carga aplicada obtener finalmente la dureza de cada punto tomado.

Se realizó por condición de soldadura un barrido aproximado de quince puntos, los cuales comprendían el material base (MB), la zona afectada por el calor (ZAC) y la zona fundida (ZF). Los resultados obtenidos se reportan en la tablas 10, 11, 12 y 13, y la tendencia de las curvas de dureza se ilustra en la figura 38.

Tabla 10. Valores de dureza para la condición de soldadura 1.

CONDICIÓN 1							
i	D1	D2	D promedio	HV	Zona	Promedio	D.Estandar
1	0,34	0,34	0,340	160,0	MB	157,1	4,97
2	0,35	0,35	0,350	151,4			
3	0,34	0,34	0,340	160,0			
4	0,34	0,34	0,340	160,0	ZAC	157,3	2,31
5	0,34	0,35	0,345	156,0			
6	0,34	0,35	0,345	156,0			
7	0,34	0,34	0,340	160,0	ZF	158,7	2,31
8	0,34	0,35	0,345	156,0			
9	0,35	0,34	0,345	160,0			
10	0,35	0,34	0,345	156,0	ZAC	157,3	2,31
11	0,34	0,35	0,345	156,0			
12	0,34	0,34	0,340	160,0			
13	0,34	0,35	0,345	156,0	MB	155,8	4,30
14	0,35	0,35	0,350	151,4			
15	0,34	0,34	0,340	160,0			

Tabla 11. Valores de dureza para la condición de soldadura 2.

CONDICIÓN 2							
i	D1	D2	D promedio	HV	Zona	Promedio	D.Estandar
1	0,35	0,35	0,350	151,4	MB	154,5	2,66
2	0,35	0,34	0,345	156,0			
3	0,35	0,34	0,345	156,0			
4	0,35	0,34	0,345	156,0	ZAC	156,0	0,00
5	0,36	0,33	0,345	156,0			
6	0,35	0,34	0,345	156,0			
7	0,34	0,34	0,340	160,0	ZF	157,3	2,31
8	0,34	0,35	0,345	156,0			
9	0,34	0,35	0,345	156,0			
10	0,34	0,34	0,340	160,0	ZAC	155,8	4,30
11	0,36	0,34	0,350	151,4			
12	0,35	0,34	0,345	156,0			
13	0,35	0,34	0,345	156,0	MB	154,5	2,66
14	0,35	0,35	0,350	151,4			
15	0,35	0,34	0,345	156,0			

Tabla 12. Valores de dureza para la condición de soldadura 3.

CONDICIÓN 3							
i	D1	D2	D promedio	HV	Zona	Promedio	D.Estandar
1	0,34	0,35	0,345	156,0	MB	156,0	0,00
2	0,34	0,35	0,345	156,0			
3	0,35	0,34	0,345	156,0			
4	0,34	0,35	0,345	156,0	ZAC	157,3	2,31
5	0,34	0,34	0,340	160,0			
6	0,34	0,35	0,345	156,0			
7	0,35	0,34	0,345	156,0	ZF	159,0	2,00
8	0,34	0,34	0,340	160,0			
9	0,33	0,35	0,340	160,0			
10	0,34	0,34	0,340	160,0	ZAC	157,3	2,31
11	0,34	0,35	0,345	156,0			
12	0,35	0,34	0,345	156,0			
13	0,34	0,34	0,340	160,0	MB	157,3	2,31
14	0,34	0,35	0,345	156,0			
15	0,34	0,35	0,345	156,0			
16	0,34	0,34	0,340	160,0			

Tabla 13. Valores de dureza para la condición de soldadura 4.

CONDICIÓN 4							
i	D1	D2	D promedio	HV	Zona	Promedio	D.Estandar
1	0,34	0,35	0,345	156,0	MB	154,5	2,66
2	0,35	0,35	0,350	151,4			
3	0,34	0,35	0,345	156,0			
4	0,34	0,34	0,340	160,0	ZAC	155,8	4,30
5	0,35	0,35	0,350	151,4			
6	0,34	0,35	0,345	156,0			
7	0,34	0,34	0,340	160,0	ZF	158,7	2,31
8	0,34	0,34	0,340	160,0			
9	0,34	0,35	0,345	156,0			
10	0,34	0,34	0,340	160,0	ZAC	157,3	2,31
11	0,34	0,35	0,345	156,0			
12	0,34	0,35	0,345	156,0			
13	0,34	0,35	0,345	156,0	MB	155,8	4,30
14	0,35	0,35	0,350	151,4			
15	0,34	0,34	0,340	160,0			

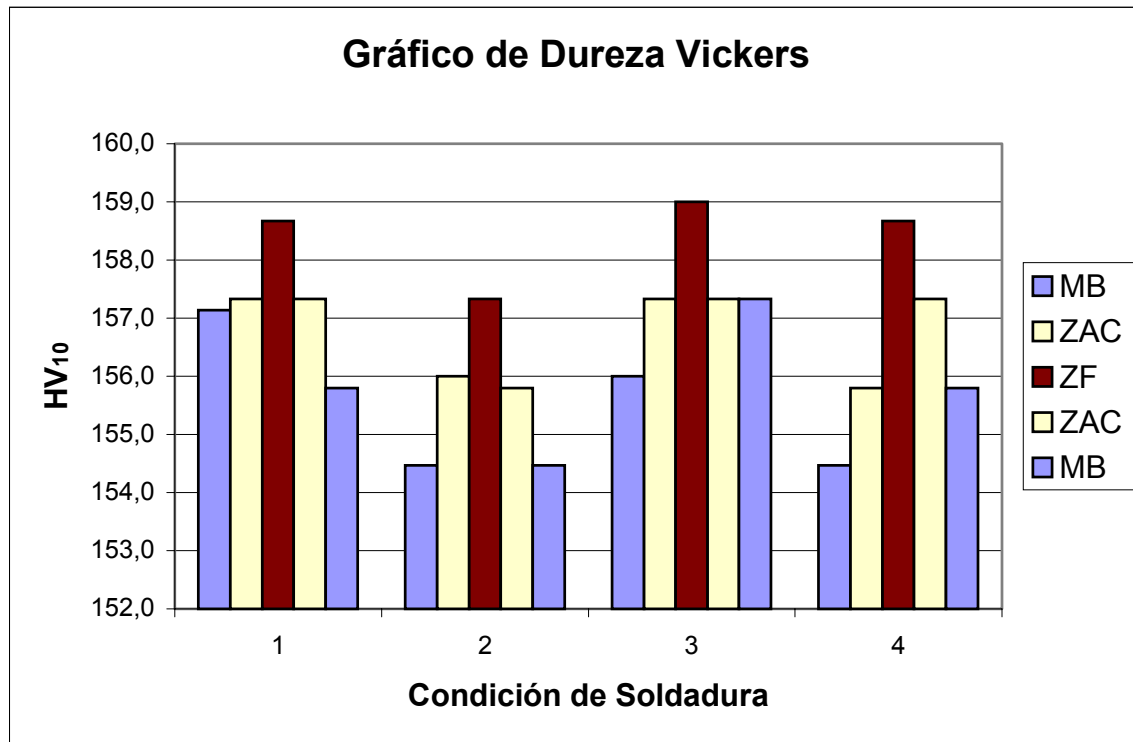


Fig. 38. Gráfico de Dureza Vickers para cada condición de soldadura.

En líneas generales se observa que los valores de dureza en el cordón (ZF), son similares o ligeramente mayores que los obtenidos para el material base (MB), este hecho es de esperarse en virtud de los efectos metalúrgicos, tales como la pérdida de elementos aleantes derivados como consecuencia del proceso de soldadura. Las condiciones de soldadura 3 y 4 son las más favorecidas con este efecto, ya que la diferencia entre la zona de fusión y el material base son más notoria, es decir que sus valores de dureza se incrementan entre un 2 y 3%.

2.1.5.4.- Ensayo de Tracción

Para realizar los ensayos de tracción fueron mecanizadas tres probetas por cada condición de soldadura, el número de probetas está de acuerdo con el código ASME sección IX⁽³⁴⁾. Las dimensiones y acabado de las mismas (Probetas) están según la norma ANSI/AWS B4.0-98⁽³⁵⁾ y su geometría se muestra a continuación:

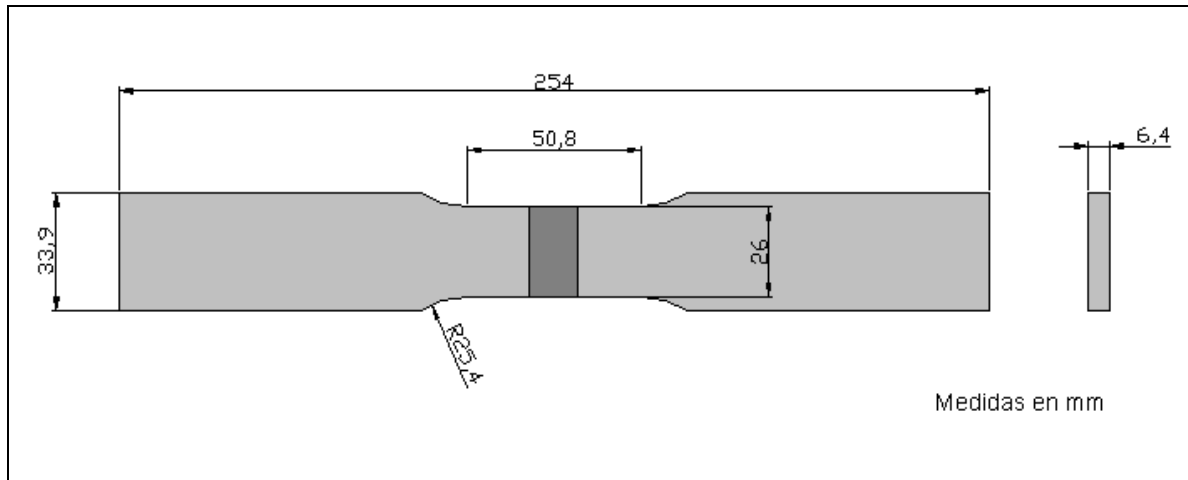


Fig. 39. Dimensiones de la probeta de Tracción en juntas soldadas según AWS B4.0-98.

Mediante el uso de una sierra, se picaron tres tiras rectangulares de 250x40 mm para cada condición de soldadura, estas tiras fueron mecanizadas hasta obtener la geometría que se muestra en la figura 40 y el exceso en el refuerzo del cordón y el de raíz también fueron eliminados. Este diseño de probeta se corresponde con un subtamaño descrito en la norma ANSI-AWS B4.0-98⁽³⁵⁾, para ensayos de tracción en especímenes rectangulares con cordones dispuestos transversalmente, y que se ilustra en la figura 39. Una vez maquinado las doce probetas a ensayar, estas fueron lijadas en el sentido de laminación hasta la lija 500, con el fin de eliminar posibles concentradores de esfuerzos imperceptibles a simple vista. Por otra parte se efectuó la medición de las respectivas áreas transversales de cada probeta, área inicial (A_0) y área final (A_f) con la ayuda de un vernier digital.

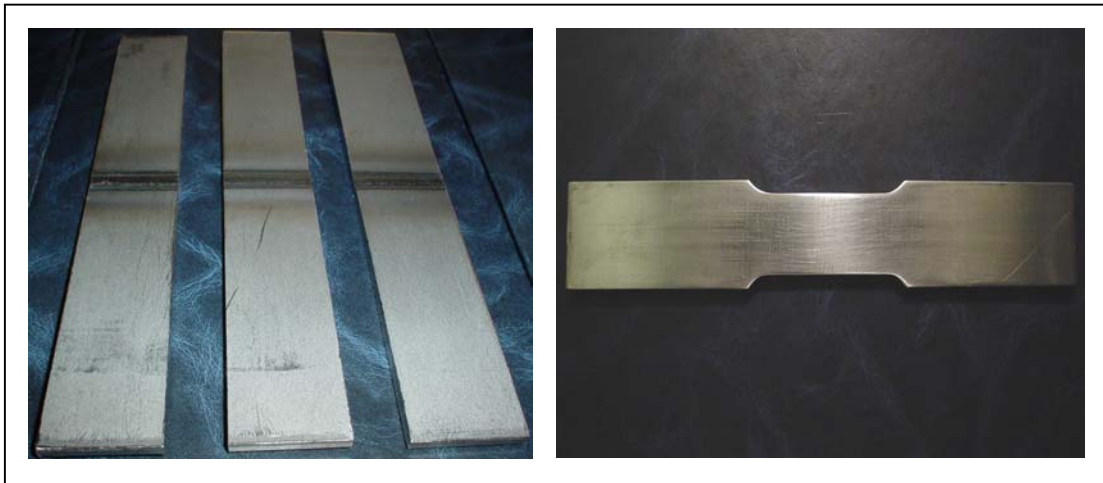


Fig. 40. Tiras rectangulares y probeta de tracción para juntas soldadas según AWS B4.0-98.

El objetivo de este ensayo es determinar el esfuerzo real fluencia (σ_y) a 0,002 mm/mm de deformación, esfuerzo nominal a carga máxima o resistencia a la tracción (σ_u^N), esfuerzo real a carga máxima (σ_u^R) y la deformación real a carga máxima (ϵ_u^R), y compararlos a su vez con los resultados obtenidos por el material base AISI 316L, determinando así la influencia del depósito de soldadura en las propiedades mecánicas de dicho acero.

Las probetas de tracción fueron ensayadas en el laboratorio nacional de referencia para la evaluación de propiedades mecánicas, desgaste y corrosión de materiales de la Universidad Central de Venezuela. Y para tal ensayo se utilizó la máquina de ensayo universal marca INSTRON modelo 8502 como la mostrada en la figura 41.



Fig. 41. Máquina para Ensayo Universal marca INSTRON 8502.

El diseño de las probetas de tracción para el material base se corresponde con lo establecido en la norma ASTM A-370⁽³⁹⁾. Estas probetas fueron maquinadas a partir de tiras rectangulares de 100x15 mm hasta obtener la geometría especificada en la norma anterior y como la que se muestra en la figura 42.

Los resultados obtenidos tanto para el material base AISI 316L como para las cuatro condiciones de soldadura estudiadas, se presentan en las tablas 14,15,16,17 y 18 con sus respectivas desviación estándar.

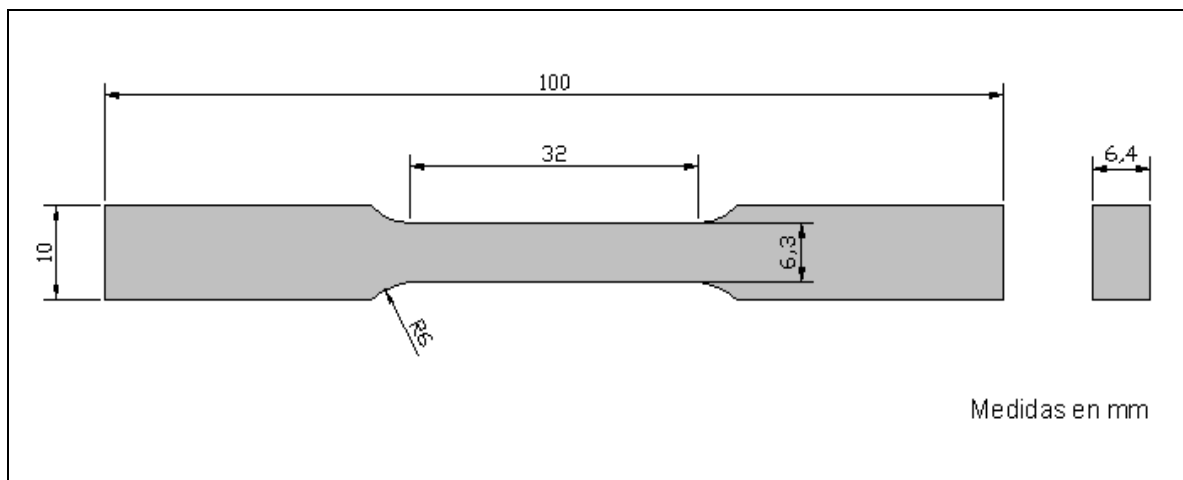


Fig. 42. Dimensiones de probeta de Tracción para material base según ASTM A-370.

Tabla 14. Propiedades estáticas obtenidas del ensayo de tracción para el material base.

MATERIAL BASE				
#	σ_y (MPa)	σ_u^N (MPa)	σ_u^R (MPa)	ε_u^R (mm/mm)
A	256,76	559,58	915,75	0,49
B	264,24	552,09	936,81	0,53
Prom.	260,50	555,84	926,28	0,51
D.Estand.	5,29	5,30	14,89	0,03

Tabla 15. Propiedades estáticas obtenidas del ensayo de tracción para la condición 1.

CONDICIÓN 1				
#	σ_y (MPa)	σ_u^N (MPa)	σ_u^R (MPa)	ε_u^R (mm/mm)
1A	242,6	528,85	867,72	0,50
1B	247,3	464,68	614,07	0,28
1C	243,1	507,12	773,34	0,42
Prom.	244,33	500,22	751,71	0,40
D.Estand.	2,58	32,64	128,20	0,11

Tabla 16. Propiedades estáticas obtenidas del ensayo de tracción para la condición 2.

CONDICIÓN 2				
#	σ_y (MPa)	σ_u^N (MPa)	σ_u^R (MPa)	ε_u^R (mm/mm)
2A	249,5	510,99	748,43	0,43
2B	246,4	507,87	776,95	0,43
2C	231,4	530,91	895,18	0,52
Prom.	242,43	516,59	818,86	0,46
D.Estand.	9,68	12,50	66,20	0,06

Tabla 17. Propiedades estáticas obtenidas del ensayo de tracción para la condición 3.

CONDICIÓN 3				
#	σ_y (MPa)	σ_u^N (MPa)	σ_u^R (MPa)	ε_u^R (mm/mm)
3A	226,3	532,31	870,18	0,49
3B	248,3	534,91	886,42	0,51
3C	238,7	545,98	955,92	0,56
Prom.	237,77	537,73	904,17	0,52
D.Estand.	11,03	7,26	45,55	0,04

Tabla 18. Propiedades estáticas obtenidas del ensayo de tracción para la condición 4.

CONDICIÓN 4				
#	σ_y (MPa)	σ_u^N (MPa)	σ_u^R (MPa)	ε_u^R (mm/mm)
4A	234,2	531,59	909,14	0,54
4B	226,2	540,82	948,57	0,56
4C	258,7	518,75	833,23	0,47
Prom.	239,70	530,39	896,98	0,52
D.Estand.	16,93	11,09	58,62	0,05

El esfuerzo normal es la carga aplicada por unidad de área transversal de la probeta. El esfuerzo nominal o ingenieril (σ^N) es aquel que viene expresado en función del área transversal inicial de la probeta (A_0).

$$\sigma^N = \frac{F_i}{A_0}$$

Como no existe pérdida de material en el ensayo, sino una deformación hasta la ruptura, podemos decir que el volumen no varía, por tanto tenemos:

$$A_0 * l_0 = A_i * l_i \quad \longrightarrow \quad A_i = \frac{A_0 * l_0}{l_i} \quad [7]$$

La deformación según Shigley y Mischke⁽⁴⁰⁾ es el alargamiento producido por unidad de longitud inicial de la probeta. La deformación nominal (ϵ^N) viene expresada entonces como:

$$\epsilon^N = \frac{\Delta l_i}{l_0} = \frac{l_i - l_0}{l_0} \quad [8]$$

De la ecuación 8 podemos decir que:

$$\epsilon^N = \frac{l_i}{l_0} - 1 \quad \longrightarrow \quad \frac{l_i}{l_0} = \epsilon^N + 1 \quad [9]$$

Debido a que la deformación real o verdadera (ϵ^R) según Shigley y Mischke⁽⁴⁰⁾, se evalúa como la suma de los alargamientos diferenciales dividida entre la longitud de la fibra o filamento, tenemos:

$$\epsilon^R = \int_{l_0}^{l_i} \frac{dl}{l} = Ln(l_i) - Ln(l_0) = Ln\left(\frac{l_i}{l_0}\right) \quad [10]$$

Sustituyendo la ecuación 9 en 10, tenemos entonces que la deformación real viene expresada por:

$$\epsilon^R = Ln(\epsilon^N + 1) \quad [11]$$

El esfuerzo real o verdadero (σ^R) se emplea para indicar el resultado obtenido cuando el valor de carga utilizado en un ensayo a tensión se divide entre el valor real o verdadero del área transversal (A_i) de la probeta. Esto significa que la carga y el área deben ser medidos simultáneamente durante la prueba. Por consiguiente:

$$\sigma^R = \frac{F_i}{A_i} \quad [12]$$

Sustituyendo la ecuación 7 en 12 y resolviendo hasta obtener términos conocidos, podemos decir entonces que el esfuerzo real viene determinado por:

$$\sigma^R = \frac{F_i * l_i}{A_0 * l_0} = \frac{F_i}{A_0} * \frac{l_i}{l_0} = \sigma^N * (\epsilon^N + 1) \quad [13]$$

Aplicando las ecuaciones 6, 8, 11 y 13 obtenemos las curvas esfuerzo-deformación nominales y reales, tanto para el material base AISI 316L como para las cuatro condiciones de soldadura. La forma aproximada de estas curvas se ilustran en las figuras comprendidas entre la 43 y la 52.

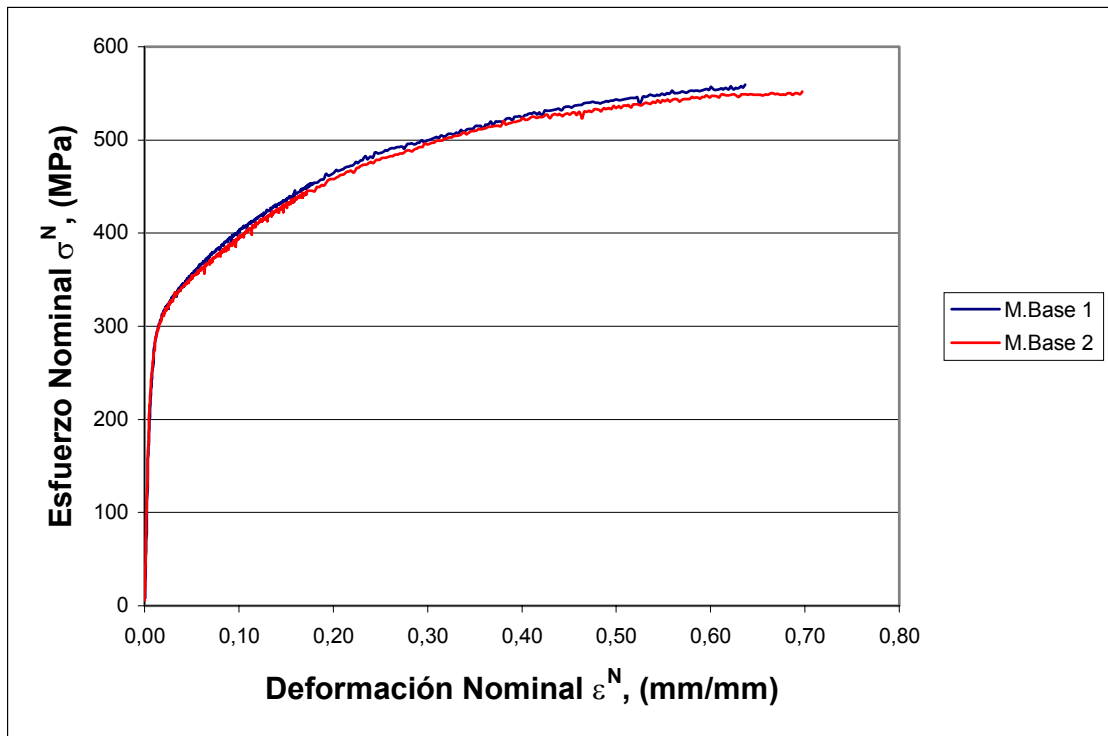


Fig. 43. Gráficos de Esfuerzo-Deformación Nominal para el Material Base.

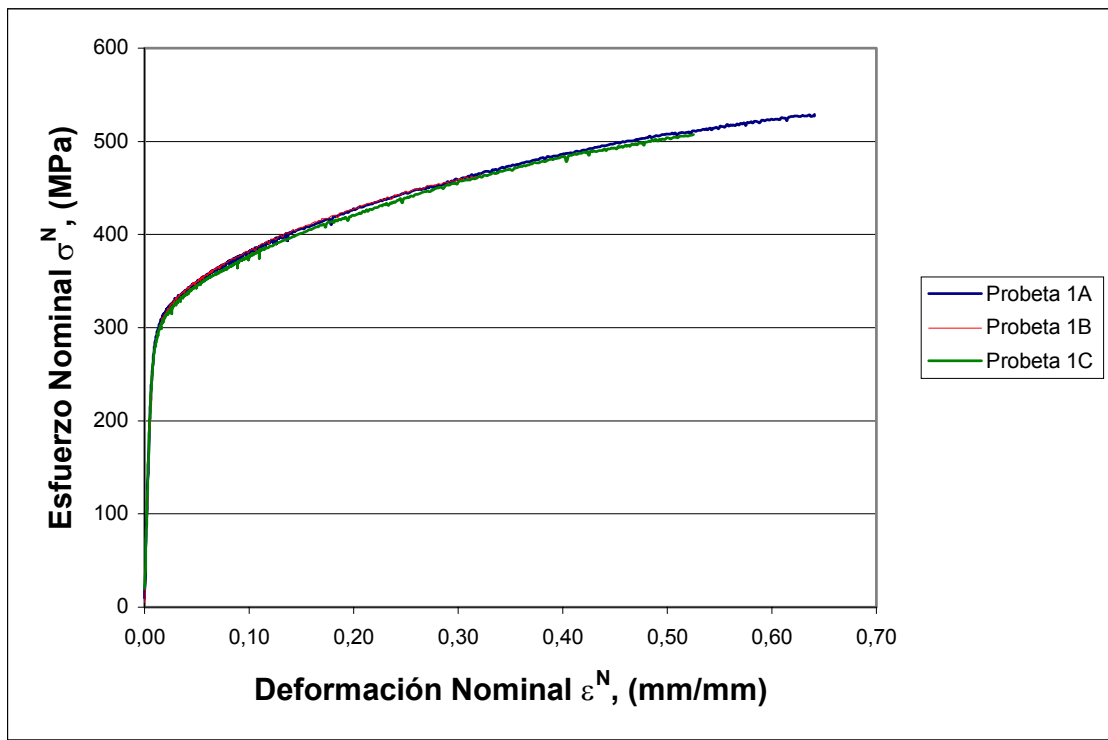


Fig. 44. Gráficos de Esfuerzo-Deformación Nominal para la Condición 1.

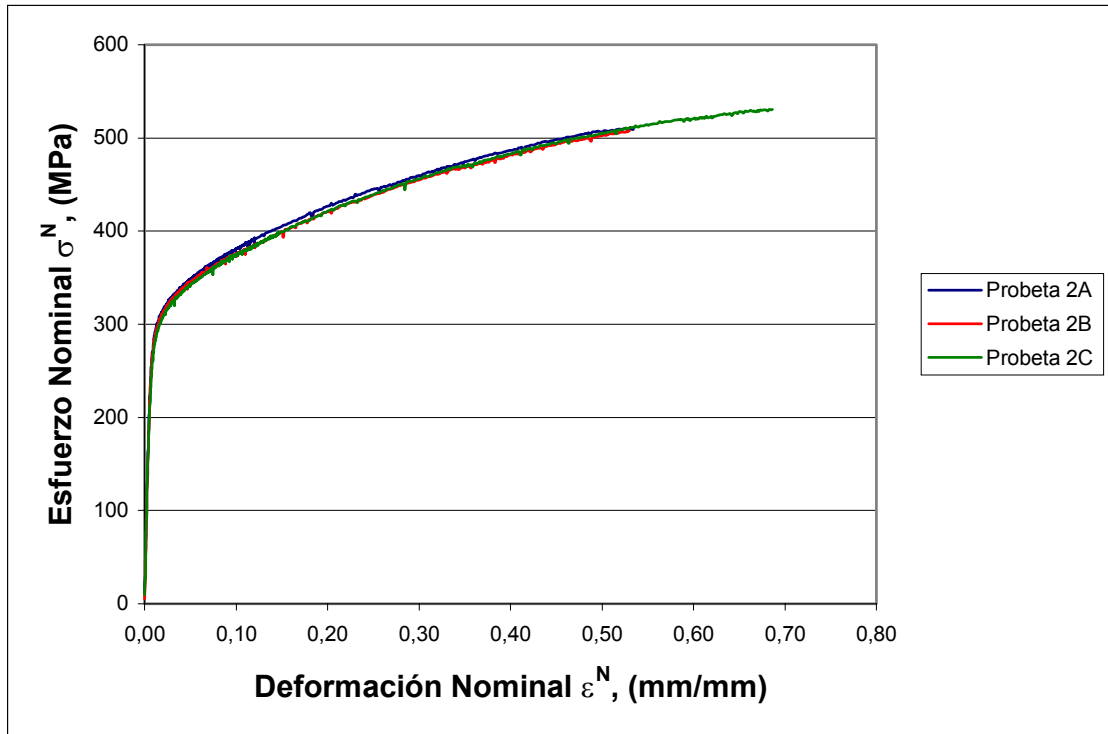


Fig. 45. Gráficos de Esfuerzo-Deformación Nominal para Condición 2.

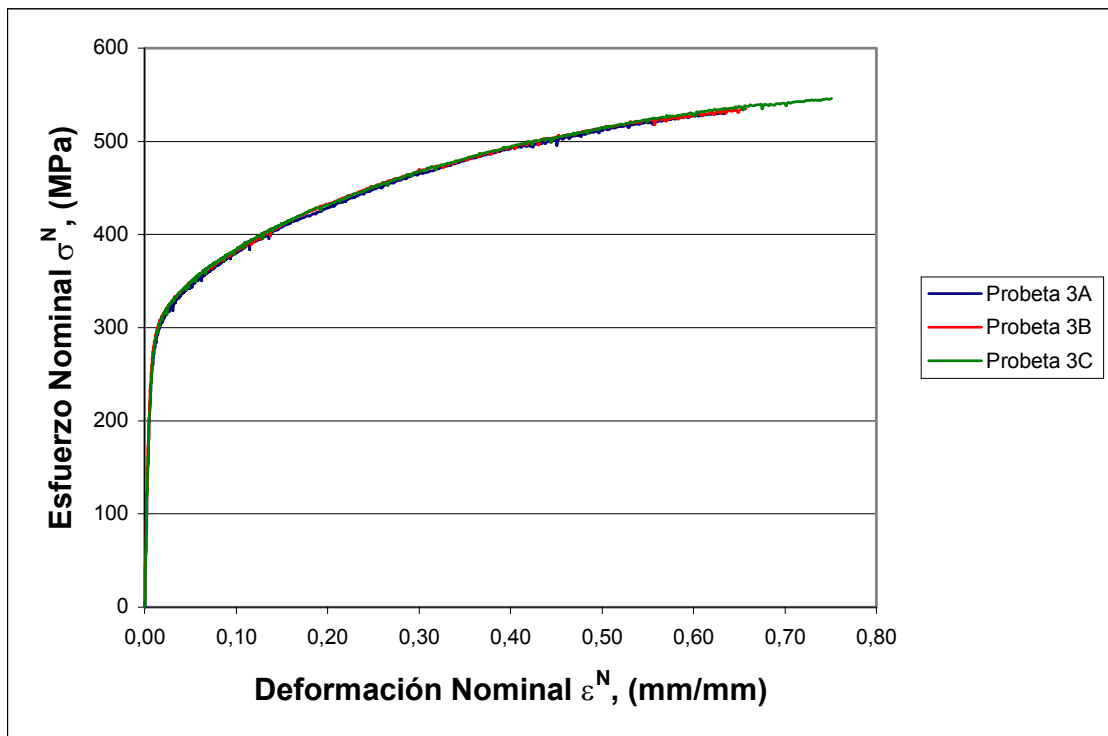


Fig. 46. Gráficos de Esfuerzo-Deformación Nominal para la Condición 3.

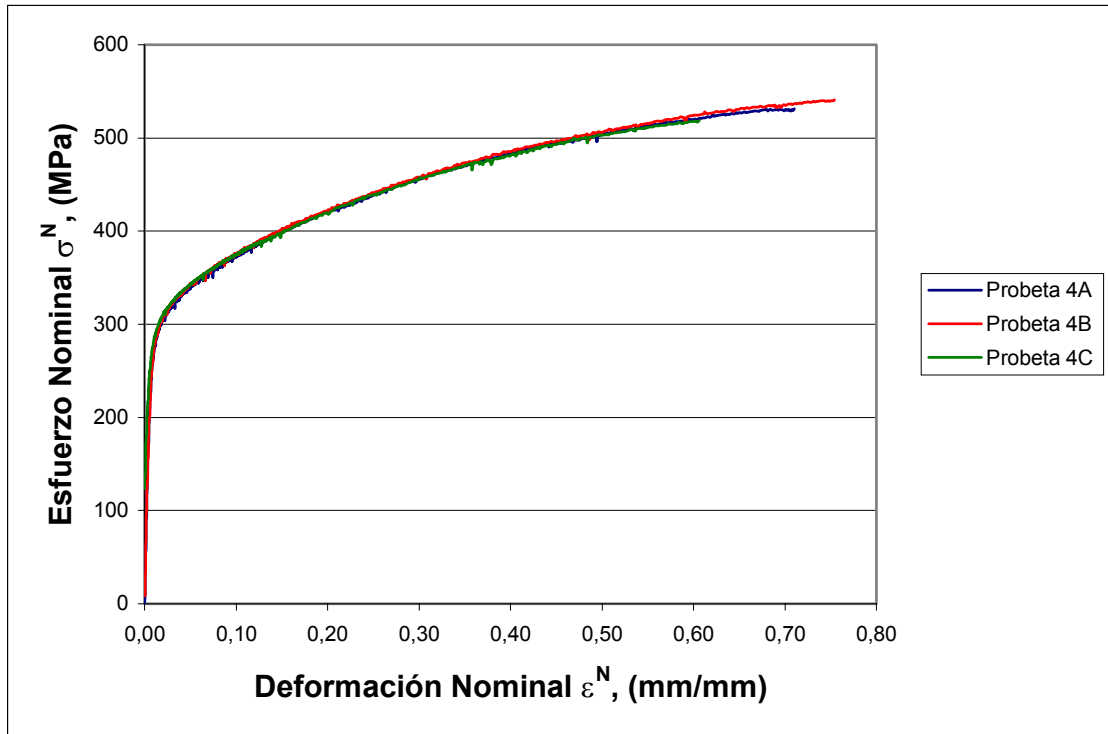


Fig. 47. Gráficos de Esfuerzo-Deformación Nominal para la Condición 4.

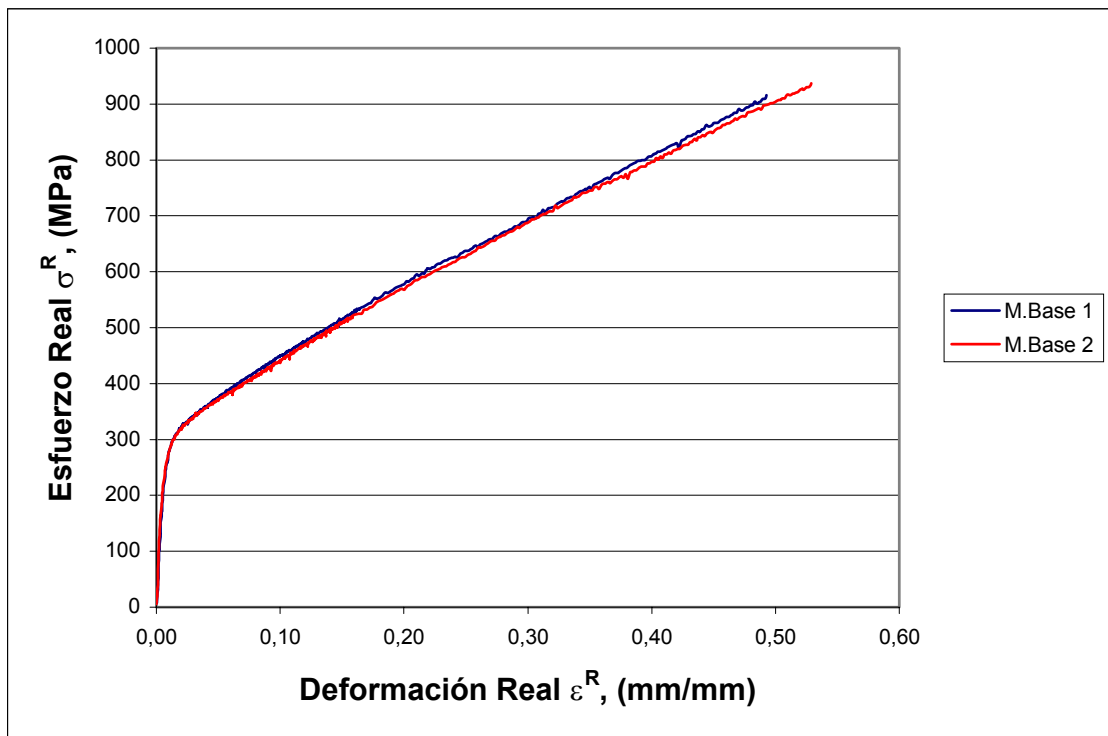


Fig. 48. Gráficos de Esfuerzo-Deformación Real para el Material Base.



Fig. 49. Gráficos de Esfuerzo-Deformación Real para la Condición 1.

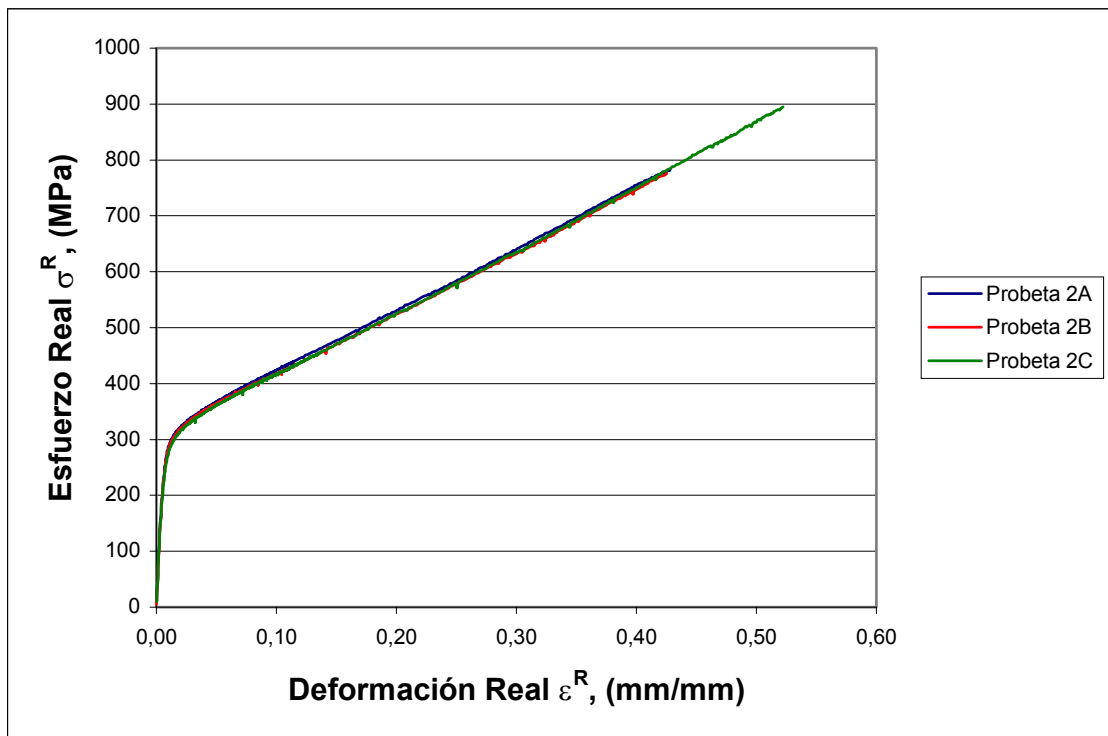


Fig. 50. Gráficos de Esfuerzo-Deformación Real para la Condición 2.

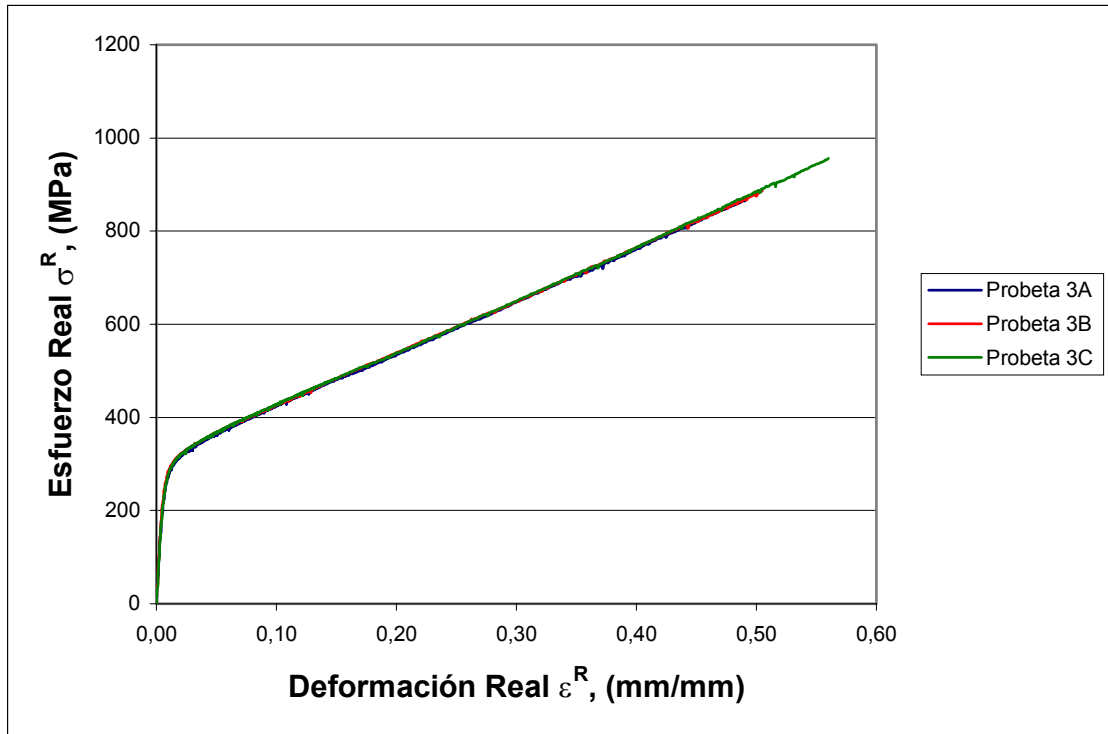


Fig. 51. Gráficos de Esfuerzo-Deformación Real para la Condición 3.

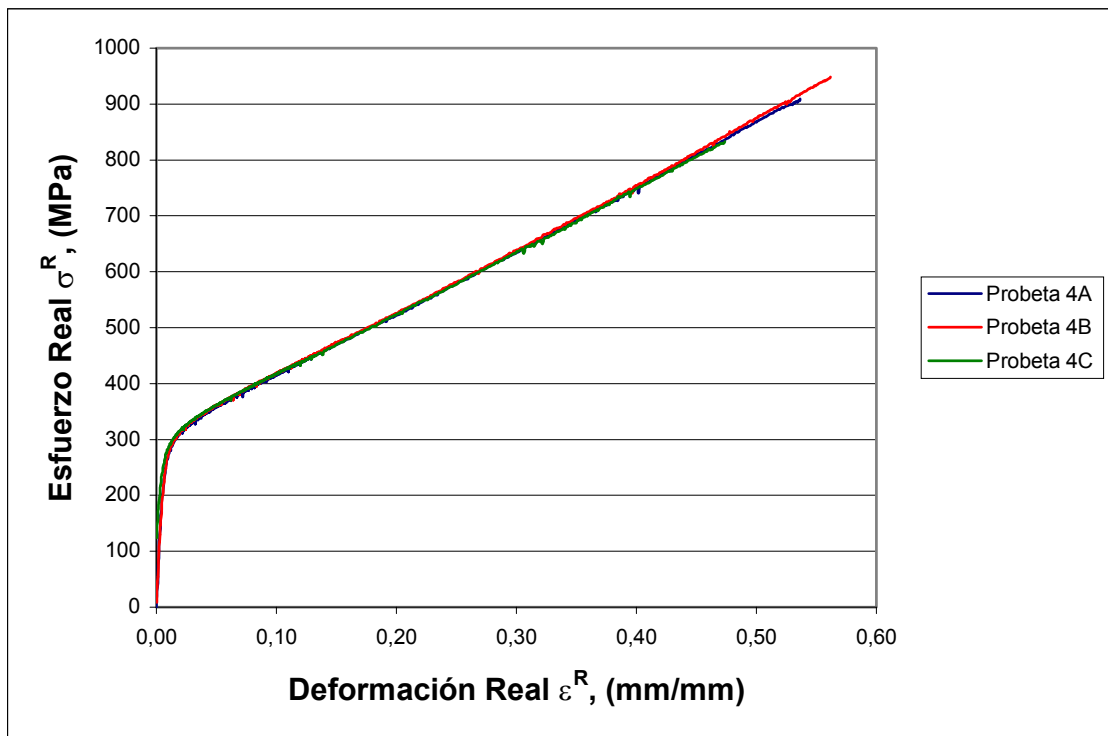


Fig. 52. Gráficos de Esfuerzo-Deformación Real para la Condición 4.

En la tabla 19 se muestra un resumen de los valores más importantes obtenidos con este ensayo, según cada condición evaluada.

Tabla 19. Resumen de las propiedades estáticas obtenidas de los ensayos de tracción.

RESUMEN				
Condición	σ_y (MPa)	σ_u^N (MPa)	σ_u^R (MPa)	ε_u^R (mm/mm)
M.Base	$260,50 \pm 5$	$555,84 \pm 5$	$926,28 \pm 15$	$0,51 \pm 0,03$
1	$244,33 \pm 3$	$500,22 \pm 33$	$751,71 \pm 128$	$0,40 \pm 0,11$
2	$242,43 \pm 10$	$516,59 \pm 13$	$818,86 \pm 66$	$0,46 \pm 0,06$
3	$237,77 \pm 11$	$537,74 \pm 7$	$904,17 \pm 46$	$0,52 \pm 0,04$
4	$239,70 \pm 17$	$530,39 \pm 11$	$896,98 \pm 59$	$0,52 \pm 0,05$
ASTM A-240	170 min.	485 min.	-	0,40 min.

El esfuerzo de fluencia en las juntas soldadas, muestra un valor mínimo de $237,77 \pm 11$ MPa y un máximo de $244,33 \pm 3$ MPa, lo cual representa una diferencia entre el 6 y 9% con respecto al valor obtenido para el material base ($260,50 \pm 5$ Mpa), siendo la condición más favorable la número 1 y la más desfavorable la número 3.

El esfuerzo real a carga máxima obtenido en las juntas soldadas, presentó un valor mínimo de $751,71 \pm 128$ MPa para la condición 1 y un máximo de $904,17 \pm 46$ MPa para la condición 3, lo que representa una diferencia entre el 2 y 19% con respecto al valor promedio obtenido para el material base el cual es de $926,28 \pm 15$ MPa.

La deformación real a carga máxima en las juntas soldadas arrojó un valor mínimo de $0,40 \pm 0,11$ mm/mm para la condición 1 y valores máximos de $0,52 \pm 0,05$ mm/mm para las condiciones 3 y 4. En el material base se obtuvo un promedio de $0,51 \pm 0,03$ mm/mm lo que representa una diferencia por el orden del 2% con respecto a las condiciones 3 y 4.

CAPÍTULO III

ANÁLISIS DE RESULTADOS

ANÁLISIS DE RESULTADOS

3.1.- Caracterización del Material Base

La caracterización del material base se realizó sobre la base de su análisis químico, metalográfico y ensayos mecánicos, a objeto de verificar si cumple con las especificaciones indicadas por las normas y reportadas por el fabricante. Los resultados del análisis químico que se llevaron a cabo indican que cumple con las especificaciones de la norma AISI/SAE del Aceros Inoxidables Austeníticos (AIA) 316L. La caracterización metalográfica se realizó en ambos sentidos, longitudinal y transversal al sentido de laminación, se identificaron y cuantificaron las fases presentes: Austenita (matriz clara) y Ferrita (fase oscura) ubicada esta última entre los límites de los granos austeníticos, tal como se evidencia en la micrografías mostradas en la figura 32. El contenido de Ferrita en el material base se determinó por dos métodos: (a) Método Químico a través de los diagramas de Schaeffler (5% Ferrita, figura 33) y DeLong (9% Ferrita, figura 34) y (b) Método Magnético (0,85 ± 0,06)% Ferrita. Estos valores de ferrita en el material base corresponden a lo reportado por las normas y fabricantes de Aceros Inoxidables Austeníticos.

La caracterización mecánica del metal base se hizo según la norma ASTM A370, permitiendo determinar los valores del esfuerzo real de fluencia (σ_y) a 0,002 mm/mm de deformación, el esfuerzo real a carga máxima (σ_u^R), esfuerzo nominal a carga máxima o resistencia a la tracción (σ_u^N) y la deformación real a carga máxima (ϵ_u^R). Los resultados obtenidos del ensayo de tracción $\sigma_y = (260,5 \pm 5,3)$ MPa; $\sigma_u^N = (555,84 \pm 5,3)$ MPa; $\sigma_u^R = (926,28 \pm 14,9)$ MPa y $\epsilon_{\max} = (0.51 \pm 0,03)$ mm/mm indican que cumplen con los datos reportados por el fabricante, además muestran gran similitud con lo reportado por la literatura. Al mismo tiempo, se determinó la dureza del material base de acuerdo a la norma ASTM E-384, reportando valores de dureza en el metal base de $155,7 \pm 1,13$ HVN10. Este resultado coincide con lo reportado por el fabricante de láminas de Acero Inoxidable Austenítico AISI/SAE 316L y ASM.

RESUMEN DE PROPIEDADES MECÁNICAS					
Condición	σ_y (MPa)	$\sigma_{N_u}^N$ (MPa)	$\sigma_{R_u}^R$ (MPa)	$\epsilon_{R_u}^R$ (mm/mm)	HVN ₁₀
M.Base	260,50 ± 5	555,84 ± 5	926,28 ± 15	0,51 ± 0,03	155,7 ± 1,13
1	244,33 ± 3	500,22 ± 33	751,71 ± 128	0,40 ± 0,11	158,7 ± 2,31
2	242,43 ± 10	516,59 ± 13	818,86 ± 66	0,46 ± 0,06	157,3 ± 2,31
3	237,77 ± 11	537,74 ± 7	904,17 ± 46	0,52 ± 0,04	159,0 ± 2,00
4	239,70 ± 17	530,39 ± 11	896,98 ± 59	0,52 ± 0,05	158,7 ± 2,31
ASTM A-240	170 min.	485 min.	-	0,40 min.	-

3.2.- Parámetros del Proceso de Soldadura

Uno de los aspectos fundamentales del presente trabajo ha sido la determinación y el control de las variables en el proceso de soldadura (PAW).

Para aplicar este proceso de soldadura fue necesario establecer ciertos parámetros como constantes, entre los cuales tenemos la punta del electrodo dispuesta a 30° con respecto a la horizontal, el flujo de gas de protección fue fijado en 6 l/min, y la distancia antorcha pieza de trabajo establecida en 4 mm; estos parámetros tienen poca influencia en el proceso de soldadura. El gas seleccionado para plasma es Argón UAP y el de protección Argón puro cuya composición química se indica en la tabla 20; además estos gases son recomendados para este proceso por ser inertes y de fácil ionización.

Partiendo de los parámetros o variables establecidos en trabajos previos, que son lo que ejercen mayor influencia sobre este proceso de soldadura, tales como velocidad de soldadura, intensidad de corriente y flujo de gas plasma, se establece diseño experimental de dos variables (velocidad de soldadura e intensidad de corriente) a tres niveles para un flujo de gas de plasma constante, tal como se indica a continuación:

- Velocidad de Soldadura: 10, 15, 20 (cm/min).
- Intensidad de Corriente: 210, 215, 220 (A).
- Flujo de Gas Plasma: 1,6 (l/min).

Las soldaduras se realizaron en posición plana (1G) y un solo pase, en modo de CCEN sin material de aporte, a través de la técnica “Ojo de Cerradura”, sobre láminas de

acero inoxidable 316L de 6,35 mm de espesor, que estaban dispuestas a tope, denominadas cupones de prueba (figura 18).

Con las dos variables a tres niveles, se elaboraron 9 cupones de prueba a objeto de realizar los diferentes ensayos requeridos para la caracterización de las juntas. Una vez realizada la soldadura sobre los cupones, se determinó por pura inspección visual las cuatro (4) mejores condiciones de soldadura en función del menor calor suministrado a la pieza de trabajo, buen aspecto superficial, buen refuerzo de raíz y penetración total, con lo cual se buscará garantizar el menor cambio microestructural, específicamente en la ZAC y ZF, en función de mantener el balance de fases y así evitar cambios relevantes en las propiedades mecánicas.

Condición de Soldadura	Corriente (A)	Voltaje (V)	Velocidad de Soldadura (cm/min)	Longitud de Arco (mm)	Flujo de Gas Plasma (l/min)	Flujo de Gas Protección (l/min)	Aporte Calórico (KJ/mm)
1	215	23,3	10	4	1,6	6,0	3,006
2	215	23,7	15	4	1,6	6,0	2,038
3	220	24,4	15	4	1,6	6,0	2,147
4	220	24,7	20	4	1,6	6,0	1,630

La velocidad de soldadura influye de forma significativa en la calidad de la soldadura, ya que está directamente relacionada con la cantidad de calor suministrada a la pieza de trabajo por unidad de tiempo. Es decir, para velocidades elevadas de soldadura (20 cm/min), no se puede llegar a estabilizar el arco de plasma que facilite la formación del ojo de cerradura, produciéndose falta de penetración y la formación de defectos tales como mordeduras o salpicaduras, las cuales son detectadas por inspección visual. Las bajas velocidades de soldadura (10 cm/min) forman un excesivo ojo de cerradura, causando un colapso en el charco metálico, debido al desequilibrio de fuerzas para mantener la estabilidad del arco de plasma, generándose un aspecto superficial basto y en muchos casos corte de la pieza de trabajo.

Para aumentos excesivos de corriente (220 A) se produce un colapso de la parte fundida, generándose uniones soldadas con excesiva penetración o en algunos casos corte de la pieza de trabajo, además de causar deterioros en el electrodo y la boquilla constrictora, debido a la formación de un arco doble, es decir uno entre el electrodo y la boquilla constrictora y otro entre la boquilla constrictora y la pieza de trabajo. Para niveles de corriente de soldadura reducidos (210 A), no se logra estabilizar completamente el arco de plasma, disminuyendo las fuerzas que se generan para formar el charco metálico, obteniendo soldaduras de baja calidad por la falta de penetración y un acabado superficial basto. El nivel de intensidad de corriente seleccionado depende directamente del espesor de la pieza de trabajo, este nivel influye en la calidad de la soldadura por las fuerzas de presión generadas en el charco metálico y la temperatura de arco alcanzada.

La tasa de flujo de gas de plasma tiene un efecto significativo en la formación y estabilidad del arco de plasma para la formación del charco metálico y obtener un cordón de soldadura de buena calidad. Un aumento en el flujo de gas de plasma resulta en un incremento de la velocidad de emisión del arco de plasma desde la cámara constrictora, aumentando la presión sobre el charco metálico, con lo cual se logra desplazar mayor cantidad de metal fundido, mejorándose las condiciones para la formación del ojo de cerradura. Es decir, a medida que se aumentan los niveles de flujo de gas de plasma, aumenta la relación profundidad/ancho del cordón, consiguiéndose los niveles de penetración adecuados. Para nuestro estudio, se ha fijado un nivel de flujo de gas plasma de 1,6 l/min, con lo que se garantiza tal como lo demuestra Thermal Dynamics, Quintero y Vergara la formación del ojo de cerradura.

De los estudios realizados a los nueve cupones, se determinó que los niveles de corriente apropiados, para este acero inoxidable AISI/SAE 316L de 6,35 mm de espesor, oscilan entre 215 y 220 A para unas velocidades de soldadura entre 10 y 20 cm/min. Si observamos la figura 12, podemos constatar que para un acero de las mismas proporciones, los niveles de corriente según los fabricantes de la antorcha deberían estar entre 170 y 205 A; esta diferencia puede ser producto del deterioro sufrido por la boquilla de la antorcha durante el proceso de soldeo.

3.3.- Ensayos No Destructivos

La primera técnica de ensayo no destructiva utilizada fue la inspección visual que se realiza antes, durante y después de aplicar la soldadura en los nueve cupones de prueba, con el objeto de controlar la limpieza y garantizar la ausencia de viruta, grasas, aceite y cualquier problema superficial generado durante la ejecución de la soldadura tales como salpicaduras, porosidades, falta de penetración, etc. Solo cuatro de los cupones de prueba pasaron la inspección visual para su caracterización final, los cuales fueron denominados condiciones de soldadura, lo único que se observó fue un poro y falta de fusión al principio y final de la soldadura, pero esto no es importante ya que corresponden con el inicio y finalización del ojo de cerradura, los cuales serán removidos de acuerdo al Código ASME sección IX.

La finalidad de la inspección radiográfica es identificar los posibles defectos internos generados por el proceso de soldadura. Las radiografías ejecutadas, fueron analizadas con la ayuda de un negatoscopio. Los resultados de las fotografías indican la calidad de las mismas y que en ninguno de los casos estudiados pudo evidenciarse discontinuidades internas tales como falta de fusión, porosidades y agrietamiento.

3.4.- Ensayos Destructivos

Los ensayos destructivos realizados a los cupones de prueba para su caracterización tales como: Metalografía; Medición de ferrita; Ensayos de dureza y Ensayos de tracción, permitieron determinar las propiedades mecánicas de las juntas soldadas en las cuatro condiciones de soldadura estudiadas.

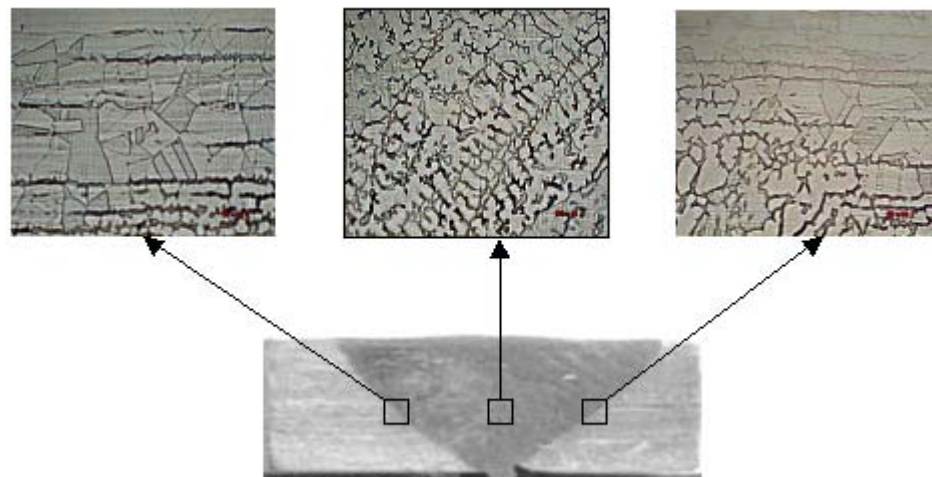
3.4.1.- Evaluación Metalográfica

Las evaluaciones metalográficas a nivel macro, se realizaron con el objeto de determinar los perfiles geométricos de los cordones de soldadura: penetración, zona afectada por el calor y posibles discontinuidades (inclusiones, poros, grietas), en todas las probetas soldadas bajo las diferentes condiciones. Y las evaluaciones a nivel micro se

realizaron a objeto de analizar los cambios microestructurales (granos, fases, zona afectada por el calor).

Desde la figura 28 hasta la figura 31 se presentan las evaluaciones macro y micrográficas obtenidas para las cuatro condiciones de soldaduras, así como para el material base AISI/SAE 316L.

Las fotomicrografías fueron tomadas con el objeto de verificar el efecto del calor que se genera en el arco eléctrico del proceso PAW, en ellas se observan las modificaciones de la microestructura típica del material base, Ferrita (fase oscura) y Austenita (fase clara) orientadas en la dirección de laminación. Estas modificaciones se debieron a una serie de procesos de transformación de fases que ocurren en el acero durante la soldadura tanto en la etapa de calentamiento como en la etapa del enfriamiento (recristalización de granos libres de deformación, crecimiento de grano, transformación de la ferrita primaria en austenita con diferentes morfologías, recocidos parciales, etc). Por otra parte, pueden analizarse las transformaciones y variaciones del contenido de ferrita sobre la distribución, orientación, cantidad y la forma o morfología de las fases (austenita y ferrita) presentes en el cordón de soldadura. Con las fotomicrografías se pudo verificar, en todos los casos, que los cordones de soldadura presentan una ferrita con morfología "vermicular", esto concuerda con lo reportado por varios investigadores como Brooks, Kotecki y Castner, para los aceros inoxidables austeníticos que han sido sometidos a un proceso de soldadura.



3.4.2.- Medición de Ferrita

En esta investigación el contenido de ferrita, porcentaje de ferrita (%Ferrita) ó número ferrítico (FN), fue calculado por el Método Químico para el material base AISI/SAE 316L. Para los cordones de soldadura se utilizó el método Magnético; las mediciones se realizaron a lo largo de la línea central de los cordones.

Una cierta cantidad de ferrita en el metal depositado tiene una influencia favorable para combatir el agrietamiento en caliente e incrementar las características mecánicas, al mismo tiempo es desfavorable al disminuir la resistencia a la corrosión frente a ácidos oxidantes calientes y permitir la formación de la fase zigma, con los inconvenientes mecánicos y químicos que esto conlleva; por tales motivos se requiere certificar el contenido de ferrita en el metal de soldadura. De acuerdo con Lefebvre establece que el rango de ferrita idóneo para beneficiarse de las ventajas de su presencia, y reducir al mínimo sus inconvenientes es entre 4 y 15% de ferrita, por otra parte existen otros investigadores que sugieren un rango entre 5 y 10% de ferrita.

El contenido de ferrita, evaluado por el método químico, se basa en el cálculo del Cromo Equivalente (Creq) y Níquel Equivalente (Nieq) (ver tabla 7) a partir de la composición química de la chapa de acero inoxidable AISI 316L. Posteriormente con los diagramas de Schaeffler y DeLong se obtienen los porcentajes de ferrita delta (%Ferrita) y el Número Ferrítico (FN). Según el diagrama de DeLong para el material base AISI 316L tenemos un porcentaje de ferrita entre 7,8 y 9,2% (FN 8 y 10); por otra parte según el diagrama de Schaeffler el porcentaje de ferrita se encuentra entre 5 y 10%. Entre ambos diagramas el que nos otorga una mayor exactitud es el de DeLong, debido a que éste muestra en detalle la zona Austenítica-Ferrita, lo que nos permite acotar aún más los porcentajes de ferrita en función de la composición química del material, además cabe señalar que también toma en consideración la introducción del Nitrógeno como elemento altamente austenitizante.

El método químico tiene poca reproducibilidad, es un ensayo destructivo poco indicado para evaluar el contenido de ferrita en juntas soldadas, pero puede considerarse

como procedimiento de carácter auxiliar a la medición magnética. Por lo tanto, para estimar el (%Ferrita) y/o (NF) en los cordones de soldadura conviene utilizar el método magnético, ya que sus resultados son más fáciles de medir (método no destructivo) y son más confiables.

Condición	Schaeffler			DeLong			
	% Cr _{eq}	% Ni _{eq}	% Ferrita	% Cr _{eq}	% Ni _{eq}	% Cr _{eq} / %Ni _{eq}	FN
MB	20,6	12,5	5	20,6	12,8	1,6	10

Debido a que la ferrita es una fase magnética, esta puede ser estimada por medio de un instrumento que mide la permeabilidad magnética en los aceros que contienen esta fase. Para ello se empleó un ferritoscopio marca Fischer modelo MP3C (figura 39), el cual tiene una precisión de mas o menos 0,1% de ferrita. Como puede observarse en la tabla 8, los porcentajes de ferrita para los cordones de soldadura oscilan entre 7,4 y 8,15%, lo cual es aceptable según Lefebvre y otros investigadores porque nos encontramos dentro del rango establecido como ideal, lo que permite otorgarle a las juntas soldadas unas buenas propiedades mecánicas y químicas sin alterar significativamente las propiedades anticorrosivas del acero.

Por otra parte también puede apreciarse en la misma tabla, que los valores de ferrita para el material base (AISI 316L) son bajísimos, esto es de esperarse debido a que los aceros austeníticos según Pickering y ASM están compuestos fundamentalmente por una microestructura austenítica, estabilizada por varios elementos de aleación ganmágenos tales como Ni, Mn, C y N, pero en muchos casos también contienen algo de ferrita por la presencia de elementos alfégenos como el Cr, Mo y Si.

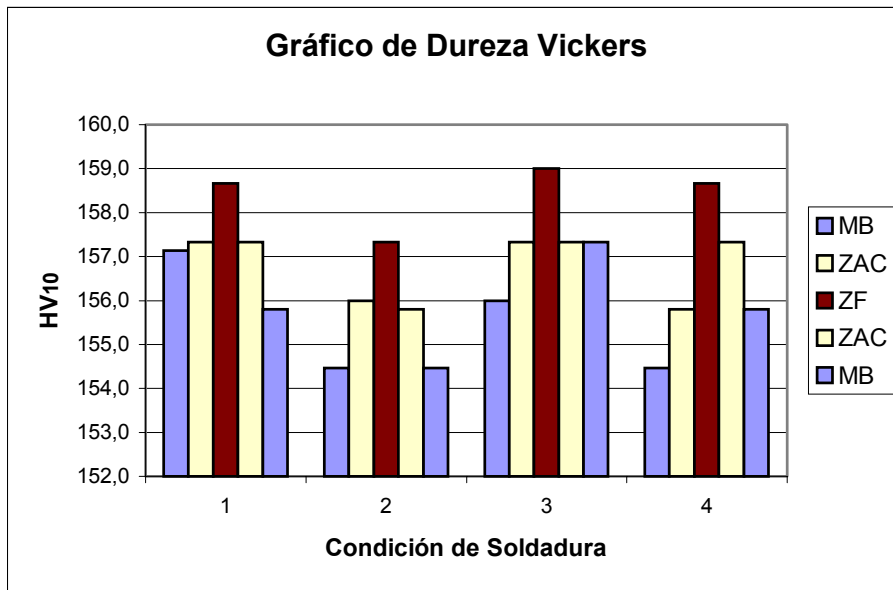
Condición	Velocidad de Soldadura (cm/min)	Intensidad de Corriente (A)	% de Ferrita
1	215	10	7,4 ± 0,69
2	215	15	7,74 ± 0,08
3	220	15	8,15 ± 0,12
4	220	20	7,39 ± 0,22
MB	-	-	0,84 ± 0,06

3.4.3.- Ensayo de Dureza

Las mediciones de dureza fueron realizadas en cada una de las probetas soldadas con las cuatro condiciones estudiadas, usando la norma ASTM E-384. En líneas generales como se observa en la figura 38, los valores de dureza en el cordón (ZF), son similares o ligeramente mayores que los obtenidos para el material base (MB), este hecho es de esperarse en virtud de los efectos metalúrgicos, tales como la pérdida de elementos aleantes derivados como consecuencia del proceso de soldadura, los cuales al final pueden inducir un leve incremento de la dureza en dicha zona. Las condiciones de soldadura 3 y 4 son las más favorecidas con este efecto, ya que la diferencia entre la zona de fusión y el material base son más notoria, es decir que sus valores de dureza se incrementan entre un 2 y 3%.

Hay que señalar, la gran sensibilidad a la que está sujeta la aplicación de este ensayo de dureza, debido a que la medición de las diagonales de las indentaciones se realiza de manera manual y son apreciativas. Una variación de 0,01 mm en una de las diagonales medidas, se puede reflejar al final como una variación en 4 unidades de dureza. Por lo tanto para realizar mediciones más precisas se requiere utilizar un mayor número de muestreos.

El efecto de los parámetros de soldadura para las cuatro condiciones estudiadas, no es significativo desde el punto de vista de la dureza, ya que los valores obtenidos son muy similares entre si y no existe una diferencia marcada entre las condiciones evaluadas. Además, como no existe material de aporte en los cordones, no se observan cambios significativos en la propiedades mecánicas desde el punto de vista de la dureza.



3.4.4.- Ensayo de Tracción

El diseño de las probetas de tracción para el material base se corresponde con lo establecido en la norma ASTM A-370. Estas probetas fueron maquinadas a partir de tiras rectangulares de 100x15 mm hasta obtener la geometría especificada en la norma anterior y como la que se muestra en la figura 42. El diseño de probeta para las juntas soldadas se corresponde con un subtamaño descrito en la norma ANSI-AWS B4.0-98, para ensayos de tracción en especímenes rectangulares con cordones dispuestos transversalmente, y que se ilustra en la figura 39.

En la tabla 18 se muestra un resumen de los valores más importantes obtenidos con este ensayo, según cada condición evaluada.

Condición	I (A)	v _s (cm/min)	σ _y (MPa)	σ _u ^N (MPa)	σ _u ^R (MPa)	ε _u ^R (mm/mm)
M.Base	-	-	260,50 ± 5	555,84 ± 5	926,28 ± 15	0,51 ± 0,03
1	215	10	244,33 ± 3	500,22 ± 33	751,71 ± 128	0,40 ± 0,11
2	215	15	242,43 ± 10	516,59 ± 13	818,86 ± 66	0,46 ± 0,06
3	220	15	237,77 ± 11	537,74 ± 7	904,17 ± 46	0,52 ± 0,04
4	220	20	239,70 ± 17	530,39 ± 11	896,98 ± 59	0,52 ± 0,05
ASTM A-240			170 min.	485 min.	-	0,40 min.

El esfuerzo de fluencia en las juntas soldadas, muestra un valor mínimo de $237,77 \pm 11$ MPa y un máximo de $244,33 \pm 3$ MPa, lo cual representa una diferencia entre el 6 y 9% con respecto al valor obtenido para el material base ($260,50 \pm 5$ Mpa), siendo la condición más favorable la número 1 y la más desfavorable la número 3.

El esfuerzo real a carga máxima obtenido en las juntas soldadas, presentó un valor mínimo de $751,71 \pm 128$ MPa para la condición 1 y un máximo de $904,17 \pm 46$ MPa para la condición 3, lo que representa una diferencia entre el 2 y 19% con respecto al valor promedio obtenido para el material base el cual es de $926,28 \pm 15$ MPa.

La deformación real a carga máxima en las juntas soldadas arrojó un valor mínimo de $0,40 \pm 0,11$ mm/mm para la condición 1 y valores máximos de $0,52 \pm 0,05$ mm/mm para las condiciones 3 y 4. En el material base se obtuvo un promedio de $0,51 \pm 0,03$ mm/mm lo que representa una diferencia por el orden del 2% con respecto a las condiciones 3 y 4. Se obtuvieron valores de deformación (ϵ_u) en las juntas soldadas entre 40 y 52%, lo cual es evidencia de la ductilidad de los cordones. Las morfologías de las superficies de fractura, presentaron una geometría del tipo de copa o cono, en ángulo de 45° aproximadamente y en donde predominan los esfuerzos cortantes.

Las propiedades mecánicas estáticas de las juntas soldadas, evaluadas mediante los ensayos de tracción, no se ven afectadas significativamente y sus valores son muy similares a los obtenidos en el metal base (MB); siendo la condición tres (3) la más favorable, debido a que en promedio su diferencia con respecto al material base oscila entre el 2 y 9%. La similitud de estas propiedades, puede ser producto de que las zonas de fusión (ZF) y las zonas afectadas por el calor (ZAC) son más reducida con este proceso de soldadura (PAW), y por consiguiente la microestructura del acero no es afectada masivamente por las temperaturas alcanzadas durante las operaciones de soldeo. Cabe señalar además, que todas las propiedades reportadas en estos ensayos, son superiores en magnitud a los valores mínimos permisibles registrados para este tipo de acero según la ASTM A-240.

Se puede apreciar que las condiciones que presentaron los menores valores de esfuerzo máximo (σ_u), son aquellas que fueron sometidas a los niveles de corriente y velocidad mas bajos (condición 1 y 2). Esta diferencia puede ser producto de la presencia de discontinuidades superficiales generadas por el mecanizado y por el proceso de soldadura tales como grietas, porosidades e impurezas que actúan como concentradores de esfuerzo y que facilitan el crecimiento de las grietas en la superficie. Además la falta de gas de respaldo para la raíz del cordón puede provocar defectos, debido a que esta zona fundida no estuvo protegida y por ende pudo haberse contaminado con algunos gases existentes en la atmósfera.

Las condiciones uno y dos, o tres y cuatro, tienen entre si mucha similitud en sus propiedades mecánicas. Esto puede ser producto de que la intensidad de corriente para ambos casos es la misma, es decir para uno y dos es 215 A, y para tres y cuatro es 220 A. Esto nos permite intuir entonces que la variable influyente es la corriente, siempre y cuando la velocidad de soldadura no varíe significativamente fuera del rango estudiado (15 y 20 cm/min).

CAPÍTULO IV

CONCLUSIONES

Y

RECOMENDACIONES

CONCLUSIONES

Los parámetros óptimos (velocidad de soldadura y corriente) obtenidos en la soldadura con arco de plasma “PAW”, en posición plana de juntas a tope del acero inoxidable 316L, son: ($v_s = 20$ cm/min.) y ($I = 220$ A) para un flujo de gas de plasma constante de 1.6 lts/min.

Los resultados de los ensayos no destructivos END (Visual y Radiográfico) efectuados a los cupones calificados, no mostraron discontinuidades (poros, grietas y falta de fusión) que pudieran afectar la calidad de dichas juntas soldadas.

Al aumentar la intensidad de corriente y la velocidad de avance de la pistola de plasma, se mejora el aspecto superficial de los cordones de soldadura y aumentamos la penetración, además de disminuir el calor aportado al cordón y por consiguiente se reduce la zona de fusión (ZF) y la zona afectada por el calor (ZAC).

El modo primario de solidificación del acero AISI/SAE 316L fue ferrítico con morfología vermicular, los valores de ferrita obtenidos en los cordones de soldadura oscilan entre (7 y 9)% Ferrita, suficiente para reducir la susceptibilidad al agrietamiento en caliente sin alterar las propiedades anticorrosivas de este acero.

Los resultados de los ensayos destructivos (Tracción y Dureza) fueron muy similares a la del material base, siendo el cupón de soldadura calificado el identificado como “condición cuatro” el que presenta los mayores valores de (Tracción = 538 MPa y Dureza = 160 Hv).

Los resultados del perfil de Dureza realizados a los cupones de soldadura calificado muestran que la dureza máxima (160 Hv) se encuentra en el cordón de soldadura.

RECOMENDACIONES

Ampliar el rango de análisis de las variables (I, Vs, Flujo del Plasma y del gas protector, diseño de junta, material de aporte y ángulo de la antorcha) y ver su influencia sobre la calidad y propiedades mecánicas y anticorrosivas de la soldadura.

Realizar Microscopia Electrónica de Barrido y Transmisión para lograr identificar y cuantificar las posibles fases intermetálicas que pudieron precipitar durante la soldadura y determinar su influencia en las propiedades mecánicas de la junta soldada.

Realizar estudios para evaluar la influencia de otros gases o mezclas que contengan cierta cantidad de Nitrógeno, para mantener el balance de fases Austenita/Ferrita y determinar su influencia en las propiedades mecánicas y metalúrgicas de la junta.

Hacer un estudio del proceso de soldadura por arco de plasma (PAW) con material de aporte, y así determinar su influencia en las propiedades metalúrgicas y mecánicas, en uniones de aceros inoxidable Austeníticos, Martensíticos, Ferríticos y Duplex, tanto en juntas a tope y a filete .

Realizar otros tipos de ensayos mecánicos tales como charpy, doblez y fatiga, para evaluar el comportamiento de las juntas con este proceso de soldadura (PAW), y compararlos con los resultados obtenidos con otros procesos para este material (AISI/SAE 316L).

CAPÍTULO V

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. IGNOTO, V. Soldadura para Ingenieros. Caracas, 2000.
2. LANCASTER J.F. Metallurgy of Welding. Chapman & Hall (5ª ed.). London 1993.
3. PICKERING F.B. Physical Metallurgy and the Design of Steels. Applied Science, UK London 1978. 165 – 171.
4. ASM Metals Handbook. Welding and Brazing, 9ª ed. USA. 1995. Vol. 6. 456 – 469.
5. SCHAEFFLER A.L. Constitution diagram for stainless steel weld metal. Metal Progress, 1949. Vol. 56(11). 680 – 681.
6. DELONG W.T., Ostrom G. and Szumachowski E. 1956. Measurement and calculation of ferrite in stainless steel weld metal. *Welding Journal*, Vol. 35(11). 521 – 528.
7. DELONG W.T. 1974. Ferrite in austenitic stainless steel welds metal. *Welding Journal*, Vol. 53(7). 273 – 286.
8. ASM Metals Handbook. Corrosion of Weldments. 9ª ed. 1987. Vol. 13. 344 – 368.
9. DAVID, S. A. Iron-nickel-chromium ternary diagram. *Welding Journal*, 1981. Vol. 60. 63 – 71.
10. BROOKS, J. A., Thompson A. W. and Williams J. C. Fundamental study of the beneficial effects of delta ferrite in reducing weld cracking. *Welding Journal*, 1984. Vol. 63(3). 71 – 83.

11. KOTECKI, D. J. Welding parameter affects on open-arc stainless steel weld metal ferrite. *Welding Journal*, 1978. Vol. 57(4). 109 – 117.
12. CASTNER, H. R. What you should know about austenitic stainless steels. *Welding Journal*, (4). 1993. 53 – 59.
13. BROOKS, J. A. and Krafcik J. S. On the origin of ferrite morphologies of primary ferrite solidified stainless steel welds, trends in welding research. ASM 1993.
14. SUUTALA, N. and Moisio T. The use of chromium and nickel equivalents in solidification phenomena in austenitic stainless steels. Solidification technology in the foundry and cast house, the metals society preprint. London 1980.
15. LIPPOLD, J. C. and Savage W. F. Solidification of austenitic stainless steel weldments, part 3. *Welding Journal*, 1980. Vol. 61(12). 388 – 396.
16. KOTECKI, D. J. and Siewert T. A. WRC-1992 constitution diagram for stainless steel weld metal. A modification of the WRC-1988 diagram. *Welding Journal*, 1992. Vol. 71(5). 171 – 178.
17. BROOKS, J. A. Ferrite Morphology in high molybdenum stainless steel. *Welding Journal*, (5). 1982. 131 – 133.
18. American Welding Society AWS C5.1-73. Recommended practices for plasma-arc welding. Miami-USA 1973.
19. Manual de Soldadura AWS. Soldadura por Arco de Plasma. Cap. 10. Vol. 2. 330 – 349.
20. CRAIG, E. 1998. The Plasma Arc Process – A Review. *Welding Journal* (2): 19 – 25.

21. RAYMOUND, T And SLATTER, E. 1998. The Plasma Advantage in Automated Welding. *Welding Journal* (9). 55 – 57.
22. Thermal Dynamics Corporation. Manual N° 0-2031. Febrero 1985.
23. ASM. Handbook. Plasma Arc Welding. 8ª ed. Vol. 6. 138 – 147.
24. FUERSCHBACH, P. W. 1998. Cathodic Cleaning and Heat Input in Variable Polarity Plasma Arc Welding of Aluminum. *Welding Journal* (2). 76 – 85.
25. QUINTERO, Miguel. Estudio y Caracterización de un Acero Inoxidable Duplex SAF 2205 Soldado por Arco de Plasma a través de la Técnica Ojo de Cerradura. Caracas 2002. U.C.V. Tesis. Facultad de Ingeniería. Escuela de Metalurgia.
26. AZPIROZ, X. , EIZAGUIRRE, I. , GASTESI, A. , SANTAMARIA, F. , GOMEZ, J. , FLOREZ, S. , BARREDA, J. y JIMENEZ, C. Materiales Compuestos de Matriz de Aluminio. *Soldadura y Tecnologías de Unión*. Año 9 num. 52 Jul – Ago 1998. 9 – 13.
27. VERGARA D, Victor M. Influencia de los Parámetros de Soldadura con Arco de Plasma sobre las características de la soldadura con énfasis en el análisis de la abertura y cierre del keyhole. Brasil 1999. U.F.S.C. Tesis. Facultad de Ingeniería. Escuela de Mecánica.
28. HARRIS, Ian D. Plasma Arc Welding. S.P.I.
29. PAULA, Jr. O. S. Desenvolvimento e Aplicacao da Soldagem Plasma Pela Técnica Keyhole. Dissertacao de Mestrado. Brasil 1997. U.F.S.C. Tesis. Facultad de Ingeniería. Escuela de Mecánica.

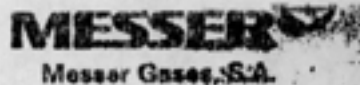
30. CHEN, C. T. and Cheng S. W. 1991. Effect of Parameters on the Working Envelopes for Plasma Arc Welding. *International Journal of Materials & Product Technology*, Vol. 6(3). 217 - 226.
31. MARTIKAINEN J. K. and Moisio T. J. Y. 1993. Investigation of the Effect of Welding Parameters on Weld Quality of Plasma Arc Keyhole Welding of Structural Steels. *Welding Journal*, Vol. 72(7). 53 – 59.
32. DOUMANIDIS, C. C. 1998. Thermal Modeling and Adaptive Control of Scan Welding. *Welding Journal* (11). 465 – 476.
33. KEHL, George L. Fundamentos de la Práctica Metalográfica. Editorial Aguilar. Madrid-España 1954. 406 – 407.
34. American Society of Mechanical Engineers (ASME) sección IX. New York 2001. 124.
35. American Welding Society AWS. B4.0-98. Standard methods for mechanical testing of welds. Miami-USA, 1998.
36. Welding Handbook AWS. Welding Process (8^a ed.). 1991. Vol. 2.
37. ASME Handbook, Metal Engineering Design. (2^a ed.). New York, Mc.Graw Hill. 1975. 242 – 338.
38. LEFEBVRE, J. Guidance on specifications of ferrite in stainless steel welds metals. *Welding in the World*, 1993. Vol. 31(6). 390 – 407.
39. American Society for Testing and Materials ASTM A-370. Standard test methods and definitions for mechanical testing of steel products. 300 – 355.

40. SHIGLEY, J. E. y Mischke C. R. Diseño en Ingeniería Mecánica (4ª ed.). México, Mc. Graw Hill. 1990. 207 – 200.
41. American Society for Testing and Materials ASTM A-240. Heat-resisting chromium and chromium-nickel stainless steel plate, sheet and strip for fusion-welded unfired.104.

CAPÍTULO VI

ANEXOS

TABLA 20. Composición Química del Gas de Protección.



ARGON

Es un gas de poca proporción en la naturaleza y no reacciona químicamente con ninguna otra materia, lo cual lo caracteriza como un gas "noble" por ese comportamiento.

El argón es un gas inerte que tiene muchas aplicaciones en la industria química, petroquímica, metalúrgica y en investigaciones de laboratorios.

ESPECIFICACION DEL PRODUCTO ARGON NORMAL

**CODIGO DEL PRODUCTO: 300011
300014**

CONTENIDO:

ARGON	99.989	%	min.
OXIGENO *	20	ppm	max.
HUMEDAD *	20	ppm	max.
NITROGENO	80	ppm	

Aprobado por:  MESSIER GASES S.A.

Fecha de Vigencia: 10/05/79

RENOVACIÓN DE PLANTA

Nota: * Estas son las especificaciones mínimas requeridas para la aprobación de este producto.

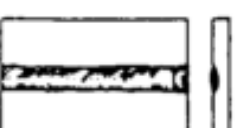
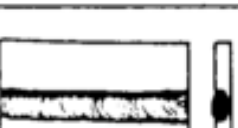
	Depreciación pronunciada sobre la soldadura, socavadura por el exceso de penetración. Intensidad de corriente de soldadura muy elevada y baja velocidad de avance.
	La formación del cordón es muy pequeña, poca e irregular penetración de la pieza de trabajo. La intensidad de corriente de soldadura es muy baja o el flujo de gas de plasma, con una velocidad de avance muy rápida.
	Generación de socavadura e irregularidad de los bordes. Poca penetración. El flujo de gas de plasma es muy alto.
	El tamaño del cordón de soldadura es adecuado, uniformidad y buen aspecto superficial. Penetración total. Intensidad de corriente, velocidad de la antorcha y flujo de gas de plasma adecuado.

FIG. 53. Formas de la soldadura obtenida por arco de plasma y calidad de las mismas.

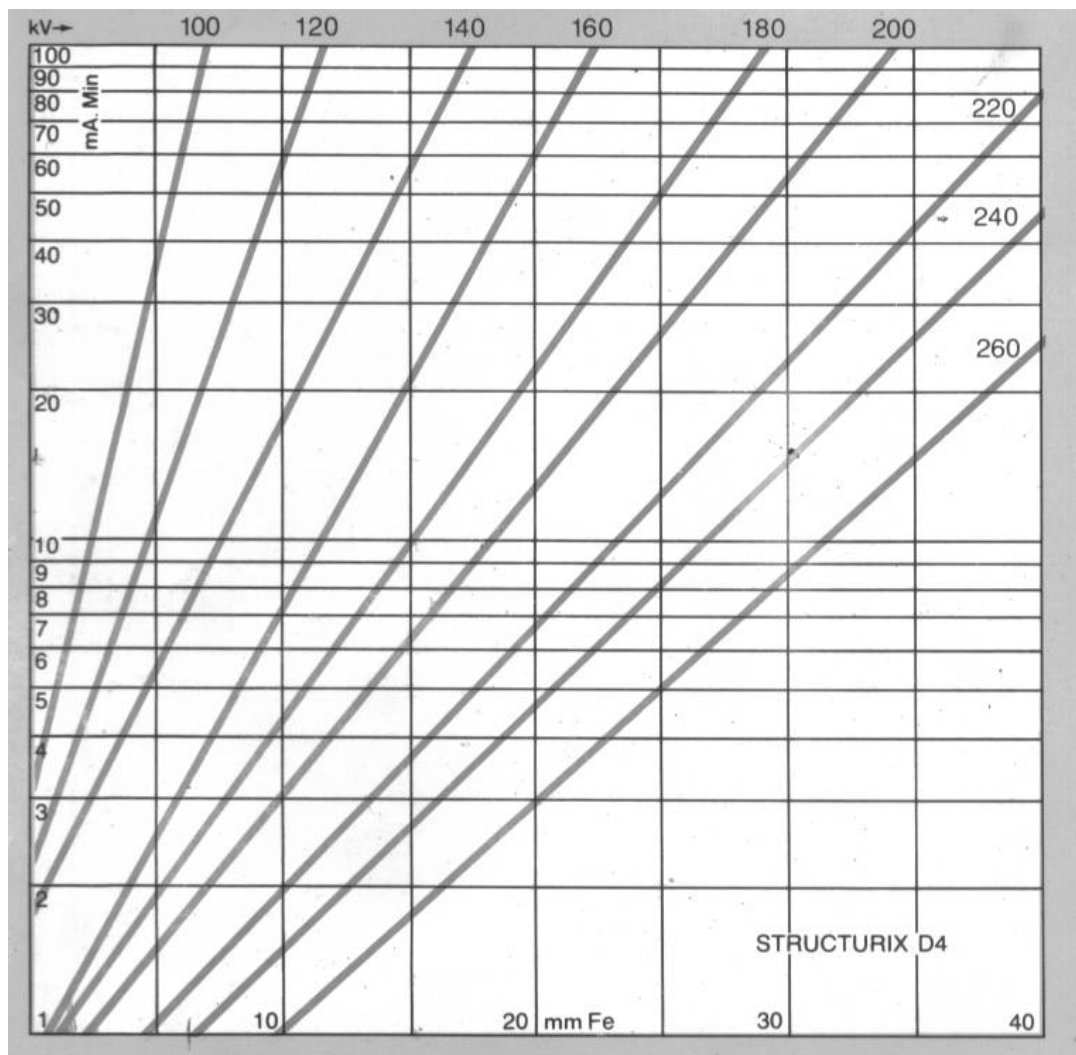


FIG. 54. Curvas de Exposición para Aceros, utilizada para determinar los parámetros radiográficos.