

TRABAJO ESPECIAL DE GRADO

**DETERMINACIÓN DE LA ZONA PARAMÉTRICA PARA LA
SOLDADURA DISÍMIL ENTRE LOS ACEROS AISI/SAE 304 Y ASTM
A36 MEDIANTE EL PROCESO GMAW-P**

Presentado ante la Ilustre

Universidad Central de Venezuela

Por el Br.:

Bencomo L. Nathanael

Para optar al Título de Ingeniero Mecánico

Caracas, 2009

TRABAJO ESPECIAL DE GRADO

**DETERMINACIÓN DE LA ZONA PARAMÉTRICA PARA LA
SOLDADURA DISÍMIL ENTRE LOS ACEROS AISI/SAE 304 Y ASTM
A36 MEDIANTE EL PROCESO GMAW-P**

Tutor Académico: Prof. Vincenzo Ignoto C.

Presentado ante la Ilustre

Universidad Central de Venezuela

Por el Br.:

Bencomo L. Nathanael

Para optar al Título de Ingeniero Mecánico

Caracas, 2009



Caracas, 20 de noviembre de 2.009

ACTA

Los abajo firmantes, Miembros del Jurado Examinador designado por el Consejo de Escuela de Ingeniería Mecánica para evaluar el Trabajo Especial de Grado presentado por el bachiller:

NATHANAEL BENCOMO

Titulado:

“DETERMINACIÓN DE LA ZONA PARAMÉTRICA PARA LA SOLDADURA DISÍMIL ENTRE LOS ACEROS AISI/SAE 304 Y ASTM A-36 MEDIANTE EL PROCESO GMAW-P”

Consideran que el mismo cumple con los requisitos exigidos por el Plan de Estudios conducente al Título de Ingeniero Mecánico.

Prof. Crisanto Villalobos
Jurado



Profa. María de los A. Rodríguez
Jurado

Prof. Vicente Ignoto
Tutor



UNIVERSIDAD CENTRAL DE VENEZUELA
FACULTAD DE INGENIERIA
ESCUELA DE INGENIERIA MECANICA
DEPARTAMENTO DE TECNOLOGIA

Caracas, 20 de noviembre de 2.009

Prof. GERARDO RAMÍREZ
Jefe de la División de Control de Estudios
Facultad de Ingeniería

Presente.-

Quienes suscriben, Miembros del Jurado Examinador designado por el Consejo de la Escuela de Ingeniería Mecánica, nos dirigimos a usted con la finalidad de informarle que hemos decidido otorgarle al Bachiller:

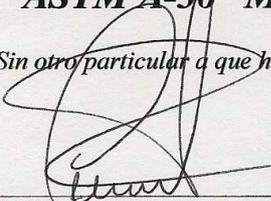
NATHANAEL BENCOMO C.I.V. 16.130.842

“MENCIÓN HONORÍFICA”

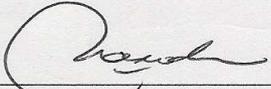
Por la excelencia demostrada en la realización del Trabajo Especial de Grado titulado:

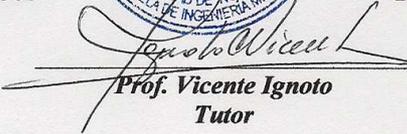
“DETERMINACIÓN DE LA ZONA PARAMÉTRICA PARA LA SOLDADURA DISÍMIL ENTRE LOS ACEROS AISI/SAE 304 Y ASTM A-36 MEDIANTE EL PROCESO GMAW-P”

Sin otro particular a que hacer referencia, quedamos de usted,


Prof. Crisanto Villalobos
Jurado




Prof. María de los A. Rodríguez
Jurado


Prof. Vicente Ignoto
Tutor

“Hacia el 50º Aniversario del 21 de noviembre de 1957, Día del Estudiante”

DEDICATORIA

A mi DIOS TODOPODEROSO en primer lugar, por estar en cada momento conmigo, ayudándome a alcanzar mis metas. *Gracias SEÑOR JESUCRISTO.*

A mis padres, Ana Lozada y Heriberto Bencomo, por su amor, apoyo, y comprensión. A ustedes debo todo lo que soy.

A mis hermanos, Beto, Francisco, Donally, Elia, Rafaela y Ezequiel, por brindarme su apoyo incondicional siempre que lo necesite.

A mis cuñados Gluver A., Ezequiel I., mis primos Judith B., Noemí B., David H. y a toda mi familia, por su cariño y ayuda.

Nathanael Bencomo Lozada

AGRADECIMIENTOS

A la Universidad Central de Venezuela, especialmente a la Escuela de Ingeniería Mecánica y todos sus profesores, por haberme brindado la mejor educación posible, formándome como un buen profesional.

Al profesor Vincenzo Ignoto, por confiar en mí la realización de este trabajo, elaborado en el Centro Venezolano de Soldadura (C.V.S), y darme la oportunidad de poder trabajar en su proyecto FONACIT S1-2001000869.

A la Ingeniero Isis Plaza, por su paciencia, consejos y ayuda brindada durante la ejecución de este trabajo.

Al personal técnico y empleado de La Escuela de Ingeniería Metalúrgica y Ciencias de los Materiales, Rómulo, Elio, Francisco y Jaguarito, por toda su colaboración.

A los Ingenieros Lila Teixeira y Omar Pineda, por su asesoría y ayuda en la puesta a punto de los equipos.

A mis compañeros José Yazawa, Carlos Pérez y Emma Gonzáles, con los que tuve el agrado de compartir los últimos meses de mi carrera.

A mis amigos Jonathan P., Humberto D., Tony, Vico, Carmona, José Francisco, José Javier, Fabio, Ramón, Ángel L., Carmen P., Cristal, Gabriela V., Rodrigo, Peña, Ángel O., Lupercio, Marco A., Marco N., Guillen, Juan C., Luís U., Luís R., Luís N., Helmud, Farfán, Celestino, Wilson, Stepher, Rubén, Juan José C., Jeremías, José del Pino, Isnam, Freddy, José R., José Desca, y a todos mis compañeros y amigos de la Escuela de Ingeniería Mecánica de la Ilustre UCV, por su amistad sincera y desinteresada.

Bencomo L., Nathanael

**DETERMINACIÓN DE LA ZONA PARAMETRICA PARA LA
SOLDADURA DISÍMIL ENTRE LOS ACEROS AISI/SAE 304 Y ASTM
A36 MEDIANTE EL PROCESO GMAW-P**

**Tutor Académico: Prof. Vincenzo Ignoto. Tesis. Caracas, U.C.V. Facultad
de Ingeniería, Escuela de Ingeniería Mecánica, 2009, 239 Pág.**

Soldadura Disímil, GMAW-Pulsado, Criterios de Amín, Código ASME.

Fue determinada la zona paramétrica del material de aporte ER309L, empleado para realizar la soldadura disímil entre el acero inoxidable AISI/SAE 304 y el acero estructural ASTM A36 por medio del proceso GMAW, usando el modo de transferencia metálica por arco pulsado. Después de obtener los parámetros de corriente pulsada: $I_p = 360,000$ A, $I_b = 105,300$ A, $T_p = 2,800$ ms, $T_b = 5,200$ ms, con una $I_m = 194,440$ A, $W_F = 6$ m/min y $V_s = 0,500$ cm/seg, para un flujo de gas de protección de 15 lts/min, se procedió a realizar un cupón de prueba con las chapas de 4 mm de espesor de ambos materiales base, uniéndolas mediante un diseño de junta a tope de bordes rectos, en posición plana (1G), con una separación de raíz de 2 mm, y en atmósfera protectora de argón con 2% de oxígeno. Posteriormente, con la finalidad de evaluar la junta de soldadura, fueron realizados ensayos no destructivos y destructivos en conformidad con lo establecido en la Sección IX del Código ASME, cuyos resultados se resumieron en el registro de las pruebas de calificación (RPC). Obteniéndose que el procedimiento de soldadura calificó según el código aplicado.

Bencomo L., Nathanael

**DETERMINATION OF THE PARAMETRIC ZONE FOR THE
WELDING DISSIMILAR AMONG THE STEELS AISI/SAE 304 AND
ASTM A36 BY MEANS OF THE PROCESS GMAW-P**

**Academic tutor: Prof. Vincenzo Ignoto. Thesis. Caracas, U.C.V. Faculty of
Engineering, School of Mechanical Engineering, 2009, 239 P.**

Welding Dissimilar, GMAW-Pulsed, Approaches of Amín, Code ASME.

The parametric zone of the filler metal was determined ER309L, employee to carry out the welding dissimilar among the stainless steel AISI/SAE 304 and the structural steel ASTM A36 by means of the process GMAW, using the way of metallic transfer for pulsed arch. After obtaining the parameters of pulsed current: $I_p = 360,000$ A, $I_b = 105,300$ A, $T_p = 2,800$ ms, $T_b = 5,200$ ms, with an $I_m = 194,440$ A, $WF = 6$ m/min and $V_s = 0,500$ cm/seg, for a flow of gas of protection of 15 lts/min, you proceeded to carry out a test coupon with the foils of 4 mm of thickness of both materials base, uniting them by means of a meeting design to it collides of right borders, in plane position (1G), with a separation of root of 2 mm, and in atmosphere protector of argon with 2% of oxygen. Later on, with the purpose of evaluating the welding meeting, rehearsals were not carried out destructive and destructive in conformity with that settled down in the Section IX of the Code ASME whose results were summarized in the registration of the qualification tests (RPC). Being Obtained that the welding procedure qualified according to the applied code.

ABREVIATURAS Y SIMBOLOS

AISI	Instituto Americano del Hierro y el Acero
Ap	Área de Penetración
Ar	Área Transversal de Refuerzo
ASME	Sociedad Americana de Ingenieros Mecánicos
ASTM	Asociación Americana para Ensayos y Materiales
AWS	Sociedad Americana de Soldadura
CE	Carbono Equivalente
Creq	Cromo Equivalente
d	Diámetro del Material de Aporte
EBA	Energía Bruta Aportada
ei	Deformación Unitaria
ENA	Energía Neta Aportada
GMAW	Proceso de Soldadura por Arco de Metal y Gas
HRB	Escala de Dureza Rockwell B
Ib	Corriente Base
Im	Corriente Media
IMME	Instituto de Materiales y Modelos Estructurales
Ip	Corriente Pico
Kv	Parámetro de Desprendimiento de Gota
Nieq	Níquel Equivalente
SAE	Sociedad de Ingenieros Automotrices
Si	Esfuerzo Unitario

$S_{m\acute{a}x}$	Resistencia Máxima
S_y	Resistencia a la Fluencia
T	Tiempo de Ciclo
T_b	Tiempo Base
T_{dm}	Tiempo de Desprendimiento Modal
T_p	Tiempo Pico
U_{ref}	Voltaje de Referencia
V	Volumen de Gota
V_{dm}	Volumen de Gota Modal
V_s	Velocidad de Avance de la Soldadura
W_f	Velocidad de Alimentación del Alambre
$\% \Delta L$	Porcentaje de Elongación

ÍNDICE

INTRODUCCION	1
CAPITULO I	
PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA	3
1.1.- DESCRIPCIÓN DEL PROBLEMA	3
1.2.- OBJETIVOS Y ALCANCES	5
CAPITULO II	
FUNDAMENTO TEORICO	7
2.1.- ACEROS Y SU SOLDABILIDAD	7
2.1.1- Aceros al carbono	7
2.1.1.1.- Clasificación de los aceros al carbono	9
2.1.1.2.- Soldabilidad de los aceros al carbono	12
2.1.1.2.1.- Problemas frecuentes en la soldadura de los aceros al carbono	12
2.1.1.2.2.- Carbono equivalente	15
2.1.2.- Aceros Inoxidables	17
2.1.2.1.- Clasificación de los aceros inoxidables	18
2.1.2.2.- Soldabilidad de los aceros inoxidables austeníticos	24
2.1.2.2.1.- Problemas frecuentes en la soldadura de los aceros inoxidables austeníticos	25
2.1.2.2.2.- Predicción del contenido de ferrita en el metal de soldadura	28
2.2.- SOLDADURA DE METALES DISIMILES	33
2.2.1.- Fundamentos de la soldadura disímil	34
2.2.1.1.- Selección del material de aporte	34

2.2.1.2.- Composición del metal de soldadura	35
2.2.1.3.- Dilución y aleación	35
2.2.1.4.- Conductividad térmica	36
2.2.1.5.- Selección del diseño de junta	36
2.2.2.- Soldadura disímil de aceros inoxidable con aceros al carbono	37
2.3.- PROCESO DE SOLDADURA POR ARCO DE METAL Y GAS (GMAW)	38
2.3.1.- Ventajas del proceso GMAW	40
2.3.2.- Equipo de soldadura	40
2.3.3.- Tipos de transporte o modos de transferencia metálica	43
2.3.3.1.- Transferencia metálica por pulverización o tipo rociado	44
2.3.3.2.- Transferencia metálica globular	45
2.3.3.3.- Transferencia metálica por cortocircuito	46
2.3.4.- Soldadura GMAW por arco pulsado	48
2.3.4.1.- Transferencia metálica en el proceso GMAW-Pulsado	49
2.3.4.2.- Variables que intervienen en el proceso GMAW-Pulsado	50
2.3.4.2.1.- Corriente pico (I_p)	50
2.3.4.2.2.- Tiempo pico (T_p)	51
2.3.4.2.3.- Corriente base (I_b)	51
2.3.4.2.4.- Tiempo de Base (T_b), Frecuencia (f) y Período (T)	52
2.3.5.- Predicción de los parámetros de pulso	52
2.3.5.1.- Criterio de Burnoff	53
2.3.5.2.- Criterio de transferencia metálica	58
2.3.5.2.1.- Limitación de la corriente pico (I_p) y Tiempo Pico (T_p)	58

2.3.5.2.2.- Estimación del parámetro de desprendimiento Kv	60
2.3.5.2.3.- Curva paramétrica de desprendimiento	63
2.3.5.3.- Criterio de estabilidad del arco	64
2.3.5.4.- Acotamiento final de la zona paramétrica	66
2.4.- CALIFICACIÓN DEL PROCEDIMIENTO DE SOLDADURA	67
2.4.1.- Especificación del procedimiento de soldadura (EPS)	68
2.4.1.1.- Variables esenciales	68
2.4.1.2.- Variables no esenciales	69
2.4.1.3.- Variables esenciales suplementarias	69
2.4.2.- Evaluación de la soldadura	70
2.4.3.- Registro de las pruebas de calificación (RPC)	71
CAPITULO III	
PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL	73
3.1.- CARACTERIZACIÓN DE LOS MATERIALES BASE Y APORTE	73
3.1.1.- Caracterización química de los materiales base y de aporte	75
3.1.2.- Caracterización metalográfica de los materiales base	76
3.1.3.- Medición del contenido de ferrita	77
3.1.3.1.- Método químico	77
3.1.3.2.- Método metalográfico	78
3.1.4.- Carbono equivalente en el metal base ASTM A36	78
3.1.5.- Caracterización mecánica del material base	79
3.1.5.1.- Ensayo de Dureza	79
3.1.5.2.- Ensayo de Tracción	79

3.2.- PREPARACIÓN DEL PROCESO DE SOLDADURA	82
3.2.1.- Fuente de energía	82
3.2.2.- Monitoreo y registro de los parámetros de soldadura	84
3.2.3.- Mesa de trabajo	85
3.2.4.- Preparación y limpieza del material base	86
3.3.- SELECCIÓN DEL DISEÑO DE JUNTA	86
3.4.- PREDICCIÓN DE LOS PARAMETROS DE PULSO	87
3.4.1.- Criterio de Burnoff	87
3.4.2.- Criterio de transferencia metálica	89
3.4.2.1.- Limitación de la corriente pico (I_p) y Tiempo Pico (T_p)	90
3.4.2.2.- Estimación del parámetro de desprendimiento K_v	90
3.4.2.3.- Curva paramétrica de desprendimiento	91
3.4.3.- Criterio de estabilidad del arco	91
3.4.4.- Acotamiento final de la zona paramétrica	92
3.5.- SELECCIÓN DE LA COMBINACIÓN ÓPTIMA DE LOS PARAMETROS DE PULSO	93
3.5.1.- Evaluación de cordones depositados sobre chapa plana	94
3.5.1.1.- Inspección visual:	94
3.5.1.2.- Estudio macrográfico:	94
3.5.2.- Evaluación de cordones depositados sobre junta	95
3.5.2.1.- Inspección visual:	96
3.5.2.2.- Inspección con líquidos penetrantes:	96
3.5.2.3.- Inspección Radiográfica:	97
3.6.- ELABORACIÓN DE LA JUNTA DE SOLDADURA	99

3.6.1.- Energía aportada en el proceso de soldadura	101
3.6.2.- Corte y preparación de probetas	102
3.7.- EVALUACIÓN DE LA SOLDADURA	103
3.7.1.- Ensayos no destructivos	103
3.7.1.1.- Inspección Visual	104
3.7.1.2.- Inspección con líquidos penetrantes:	104
3.7.1.3.- Inspección Radiográfica:	105
3.7.2.- Ensayos destructivos	106
3.7.2.1.- Análisis químico del cordón de soldadura	106
3.7.2.2.- Evaluación metalográfica de la junta de soldadura	106
3.7.2.2.1.- Análisis Micrográfico	107
3.7.2.2.2.- Análisis Macrográfico	108
3.7.2.3.- Medición del contenido de ferrita en el cordón de soldadura	109
3.7.2.3.1.- Método Químico	109
3.7.2.3.2.- Método Metalográfico	111
3.7.2.4.- Ensayo de Microdureza	112
3.7.2.5.- Ensayo de Doblez	113
3.7.2.6.- Ensayo de Tracción	115
3.8.- CALIFICACIÓN DEL PROCEDIMIENTO DE SOLDADURA	117
CAPITULO IV	
RESULTADOS EXPERIMENTALES	118
4.1.- CARACTERIZACIÓN DE LOS MATERIALES BASE Y APORTE	118
4.1.1.- Caracterización química de los materiales base y de aporte	118

4.1.2.- Caracterización metalográfica de los materiales base	119
4.1.3.- Medición del contenido de ferrita	121
4.1.3.1.- Método químico	121
4.1.3.2.- Método metalográfico	122
4.1.4.- Carbono equivalente en el metal base ASTM A36	122
4.1.5.- Caracterización mecánica del material base	122
4.1.5.1.- Ensayo de Dureza	122
4.1.5.2.- Ensayo de Tracción	124
4.2.- SELECCIÓN DEL DISEÑO DE JUNTA	126
4.3.- PREDICCIÓN DE LOS PARAMETROS DE PULSO	126
4.3.1.- Criterio de Burnoff	127
4.3.2.- Criterio de transferencia metálica	131
4.3.2.1.- Limitación de la corriente pico (I_p) y Tiempo Pico (T_p)	131
4.3.2.2.- Estimación del parámetro de desprendimiento K_v	132
4.3.2.3.- Curva paramétrica de desprendimiento	140
4.3.3.- Criterio de estabilidad del arco	140
4.3.4.- Acotamiento final de la zona paramétrica	143
4.4.- SELECCIÓN DE LA COMBINACIÓN ÓPTIMA DE LOS PARAMETROS DE PULSO	151
4.4.1.- Evaluación de cordones depositados sobre chapa plana	151
4.4.1.1.- Inspección visual:	151
4.4.1.2.- Estudio macrográfico:	152
4.4.2.- Evaluación de cordones depositados sobre junta	153
4.4.2.1.- Inspección visual:	153

4.4.2.2.- Inspección con líquidos penetrantes	154
4.4.2.3.- Inspección Radiográfica	156
4.5.- ELABORACIÓN DE LA JUNTA DE SOLDADURA	157
4.5.1.- Energía aportada en el proceso de soldadura	158
4.6.- EVALUACIÓN DE LA SOLDADURA	158
4.6.1.- Ensayos no destructivos	158
4.6.1.1.- Inspección Visual	158
4.6.1.2.- Inspección con líquidos penetrantes:	160
4.6.1.3.- Inspección Radiográfica:	160
4.6.2.- Ensayos destructivos	161
4.6.2.1.- Análisis químico del cordón de soldadura	161
4.6.2.2.- Evaluación metalográfica del cordón de soldadura	162
4.6.2.2.1.- Análisis Micrográfico	162
4.6.2.2.2.- Análisis Macrográfico	165
4.6.2.3.- Medición del contenido de ferrita en el cordón de soldadura	166
4.6.2.3.1.- Método químico	166
4.6.2.3.2.- Método Metalográfico	168
4.6.2.4.- Ensayo de microdureza	169
4.6.2.5.- Ensayo de Doblez	170
4.6.2.6.- Ensayo de Tracción	171
4.7.- CALIFICACIÓN DEL PROCEDIMIENTO DE SOLDADURA	173

CAPITULO V

ANÁLISIS DE RESULTADOS	176
5.1.- CARACTERIZACIÓN DE LOS MATERIALES BASE Y APORTE	176
5.1.1.- Caracterización química	176
5.1.2.- Caracterización metalográfica	178
5.1.3.- Medición del contenido de ferrita	179
5.1.4.- Carbono equivalente en el metal base ASTM A36	180
5.1.5.- Caracterización mecánica	181
5.2.- SELECCIÓN DEL DISEÑO DE JUNTA	182
5.3.- PREDICCIÓN DE LOS PARAMETROS DE PULSO.	183
5.3.1.- Criterio de Burnoff	188
5.3.2.- Criterio de transferencia metálica	195
5.3.3.- Criterio de estabilidad del arco	202
5.3.4.- Zona paramétrica predicha por los tres criterios de Amin	204
5.3.5.- Acotamiento final de la zona paramétrica	206
5.4.- SELECCIÓN DE LA COMBINACIÓN ÓPTIMA DE LOS PARAMETROS DE PULSO	209
5.4.1.- Evaluación de cordones depositados sobre chapa plana	209
5.4.2.- Evaluación de cordones depositados sobre junta	210
5.5.- ELABORACIÓN DE LA JUNTA DE SOLDADURA	212
5.5.1.- Energía aportada en el proceso de soldadura	212
5.6.- EVALUACIÓN DE LA SOLDADURA	214
5.6.1.- Ensayos no destructivos	214

5.6.2.- Ensayos destructivos	216
5.6.2.1.- Análisis químico	216
5.6.2.2.- Evaluación metalográfica	217
5.6.2.2.1.- Análisis micrográfico	217
5.6.2.2.2.- Análisis macrográfico	220
5.6.2.3.- Medición del contenido de ferrita	221
5.6.2.4.- Ensayo de Microdureza	224
5.6.2.5.- Ensayo de Doblez	226
5.6.2.6.- Ensayo de Tracción	228
5.7.- CALIFICACIÓN DEL PROCEDIMIENTO DE SOLDADURA	230
CONCLUSIONES	231
RECOMENDACIONES	233
REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS	234
ANEXOS	239

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 2.1.-	Aceros al carbono típicos y sus requisitos de composición y resistencia	8
Tabla 2.2.-	Clasificación y soldabilidad de los aceros al carbono	11
Tabla 2.3.-	Fuentes comunes de hidrogeno en algunos procesos de soldadura	13
Tabla 2.4.-	Relación del carbono equivalente con el agrietamiento por hidrogeno	16
Tabla 2.5.-	Grupos de aceros inoxidable	18
Tabla 2.6.-	Aceros inoxidable típicos y sus requisitos de composición y resistencia	22
Tabla 3.1.-	Datos técnicos de la fuente de soldadura MTE DIGITEC 450	83
Tabla 3.2.-	Parámetros preseleccionados para caracterizar sobre chapa plana y sobre junta	93
Tabla 4.1.-	Composición química del acero estructural ASTM A36	118
Tabla 4.2.-	Composición química del acero inoxidable AISI/SAE 304	118
Tabla 4.3.-	Composición química del material de aporte ER 309L	119
Tabla 4.4.-	Contenido de ferrita en el metal base AISI/SAE 304 y en el aporte ER 309L obtenidos por medio del diagrama de Schaeffler	121
Tabla 4.5.-	Contenido de ferrita en el metal base AISI/SAE 304 hallado por el método metalográfico	122
Tabla 4.6.-	Valores de Dureza Rockwell B (HRB) obtenidos para el material base ASTM A36	123
Tabla 4.7.-	Valores de Dureza Rockwell B (HRB) hallado para el material base AISI/SAE 304	123

Tabla 4.8.-	Resultados del ensayo de tracción realizado al Acero estructural ASTM A36	125
Tabla 4.9.-	Resultados del ensayo de tracción realizado al acero inoxidable AISI/SAE 304	125
Tabla 4.10.-	Parámetros fijados en los ensayos de soldadura realizados con los modos GMAW-P y GMAW-C, para la determinación de los parámetros de pulso	126
Tabla 4.11.-	Datos característicos del criterio de Burnoff usando corriente pulsada y corriente directa, para el material de aporte ER 309L de 1,2 mm de diámetro	127
Tabla 4.12.-	Parámetros cuya combinación de I_p y T_p producen el desprendimiento de una gota por pulso para $W_f = 6$ m/min e $I_m = 194,4$ A	131
Tabla 4.13.-	Configuración de variables que aseguran transferencia tipo rociado en GMAW-Convencional	132
Tabla 4.14.-	Datos obtenidos de los oscilogramas e histogramas construidos para cada W_f	137
Tabla 4.15.-	Parámetros en los que se obtuvo un arco estable libre de cortocircuito, tomados de la zona paramétrica construida con las condiciones: $W_f = 6,000$ m/min; $I_m = 194,400$ A; $T = 8,000$ ms; $V_s = 0,500$ cm/s.	143
Tabla 4.16.-	Tabla comparativa de las características superficiales observadas en los cordones depositados sobre chapa plana	152
Tabla 4.17.-	Geometría de los cordones depositados sobre chapa plana	153
Tabla 4.18.-	Tabla comparativa de las características superficiales observadas en los cordones depositados sobre junta disímil	154
Tabla 4.19.-	Parámetros y variables de soldadura seleccionados para la elaboración de la soldadura disímil usando el proceso GMAW-Pulsado	157

Tabla 4.20.-	Energía bruta aportada (EBA) y energía neta aportada (ENA) para los parámetros utilizados en la elaboración de la junta de soldadura	158
Tabla 4.21.-	Composición química del cordón de soldadura (% en peso)	161
Tabla 4.22.-	Valores de dilución absolutos y relativos de ambos metales base en la junta de soldadura	166
Tabla 4.23.-	Parámetros geométricos del cordón de soldadura	166
Tabla 4.24.-	Porcentaje de ferrita en el cordón de soldadura hallados por medio del diagrama de Schaeffler	167
Tabla 4.25.-	Contenido de ferrita en el cordón de soldadura, hallado por el método metalográfico	169
Tabla 4.26.-	Resultados del ensayo de tracción realizado a la unión soldada	172

ÍNDICE DE FIGURAS

Fig. 2.1.-	Grieta longitudinal formada durante la solidificación del cordón	14
Fig. 2.2.-	Desgarre Laminar	15
Fig. 2.3.-	Diagrama de Schaeffler	30
Fig. 2.4.-	Diagrama de DeLong	31
Fig. 2.5.-	Diagrama WRC-1992	33
Fig. 2.6.-	Proceso de soldadura por arco de metal y gas (GMAW)	39
Fig. 2.7.-	Componentes del equipo GMAW	41
Fig. 2.8.-	Transferencia metálica por pulverización o tipo rociado	45
Fig. 2.9.-	Transferencia metálica globular	46
Fig. 2.10.-	Transferencia metálica por cortocircuitos	48
Fig. 2.11.-	Transferencia metálica por pulverización en corriente pulsada y convencional	49
Fig. 2.12.-	Efectos de la variación del tiempo pico sobre el tipo de desprendimiento de gota	51
Fig. 2.13.-	Líneas características de Burnoff para soldadura convencional y por arco pulsado	54
Fig. 2.14.-	Zona paramétrica predicha según el Criterio de Burnoff	57
Fig. 2.15.-	Oscilogramas típicos de corriente y tensión representando separación de una gota por pulso (izquierda) y más de una gota por pulso (derecha)	59
Fig. 2.16.-	Relación entre I_p y T_p para diferentes tipos de separación de gota por pulso	60
Fig. 2.17.-	Corriente y voltaje del arco empleando soldadura convencional	61

Fig. 2.18.-	Histograma de frecuencia para los intervalos de tiempo con parámetros dados	61
Fig. 2.19.-	Relación entre los niveles de corriente y volumen modal de gota (izquierda); Relación entre tiempo modal de desprendimiento de gota y volumen modal de gota (derecha)	62
Fig. 2.20.-	Imposición de la curva paramétrica de separación (curva B) sobre la zona predicha por el Criterio de Burnoff	64
Fig. 2.21.-	Límite de corriente base (C), junto con la curva paramétrica de separación (B), superpuestas sobre la zona paramétrica predicha por el criterio de burnoff	65
Fig. 2.22.-	Zona paramétrica de pulso estable	67
Fig. 3.1.-	Esquema del procedimiento experimental seguido en este trabajo	74
Fig. 3.2.-	a) Equipo de espectroscopia de absorción atómica de llama marca Perkin Elmer. b) Equipo de fluorescencia marca X-MET 3000TX c) Equipo de gasometría marca Leco	75
Fig. 3.3.-	a) Microscopio óptico OLYMPUS PMG3. b) Monitor JVC	77
Fig. 3.4.-	Durómetro Wilson / Rockwell	79
Fig. 3.5.-	Diseño de las probetas del ensayo de tracción realizado a los materiales base, tomado de la figura 3 de la norma ASTM A370	80
Fig. 3.6.-	a) Máquina universal de ensayos marca BALDWIN. b) Extensómetro marca AMSLER	81
Fig. 3.7.-	Fuente de soldadura MTE DIGITEC 450	83
Fig. 3.8.-	Periféricos TC-1 (izquierda), MVA-1 (centro) y ordenador marca Compaq utilizados en la recolección de la data del proceso de soldadura	85
Fig. 3.9.-	Meza de trabajo preparada para las pruebas de soldadura	86

Fig. 3.10.-	Aspecto general de los depósitos de soldadura correspondientes a los ensayos del acotamiento final de la zona paramétrica	92
Fig. 3.11.-	Variables representativas de la geometría del depósito sobre chapa plana	95
Fig. 3.12.-	Equipo de rayos X marca Andrex. A) mando de control. B) maquina de rayos X	98
Fig. 3.13.-	Esquema representativo del cupón de prueba preparado	100
Fig. 3.14.-	Esquema de la extracción de probetas del cupón de prueba para la caracterización destructiva de la soldadura	103
Fig. 3.15.-	Cupón de prueba preparado para el proceso de soldadura	104
Fig. 3.16.-	Esquema de los parámetros geométricos y de dilución determinados en el análisis macrográfico hecho a la unión de soldadura	108
Fig. 3.17.-	Estimación de la composición estructural del cordón de soldadura por medio del porcentaje de dilución en el mismo y de la composición química de los metales base y aporte	111
Fig. 3.18.-	Esquema de barrido de las microindentaciones realizadas sobre la junta de soldadura	112
Fig. 3.19.-	Microdurometro marca Leite modelo Metallux	113
Fig. 3.20.-	Diseño de las probetas utilizadas en los ensayos de doblez transversal de cara y de raíz realizado a la unión soldada, tomado del apartado QW-462.3(a) de la Sección IX del Código ASME	113
Fig. 3.21.-	a) Máquina universal de ensayos marca BALDWIN. b) Dispositivo de doblez marca TINIUS OLSEN	114
Fig. 3.22.-	Características geométricas del dispositivo utilizado en el ensayo de doblez, configurado de acuerdo al párrafo QW-466.2 de la Sección IX del Código ASME	115

Fig. 3.23.-	Diseño de las probetas del ensayo de tracción realizado a la unión soldada, tomado de la norma ANSI/AWS B2.1	116
Fig. 3.24.-	Probetas de Tracción y doblez utilizadas en la calificación de la soldadura	117
Fig. 4.1.-	Microestructura del acero ASTM A36, tomada en la cara transversal al sentido de laminación	120
Fig. 4.2.-	Microestructura del acero inoxidable AISI/SAE 304, tomada en la cara transversal al sentido de laminación	120
Fig. 4.3.-	Contenido de Ferrita en los materiales AISI/SAE 304 y ER 309L representados gráficamente sobre el diagrama de Schaeffler	121
Fig. 4.4.-	Curvas de esfuerzo unitario (Si) Vs deformación unitaria (ei) correspondientes a las tres probetas hechas del acero estructural ASTM A36	124
Fig. 4.5.-	Curvas de esfuerzo unitario (Si) Vs deformación unitaria (ei) correspondientes a las tres probetas hechas del acero inoxidable AISI/SAE 304	124
Fig. 4.6.-	Diseño seleccionado para la elaboración de la junta	126
Fig. 4.7.-	Relación entre Wf Vs. Im para una longitud de arco constante en los modos de soldadura GMAW-P y GMAW-Convencional para el aporte ER 309L de 1,2 mm de diámetro	128
Fig. 4.8.-	Zona paramétrica predicha usando el criterio de Burnoff para Wf = 6,000 m/min, Im = 194,400 A, T = 8 ms	130
Fig. 4.9.-	Relación potencial entre Ip y Tp, para el volumen de gota requerido por desprendimiento igual a 0,905 mm ³	131
Fig. 4.10.-	Oscilograma para Wf = 4,000 m/min. (Im = 173,960 A, Uref = 30,000 V)	133
Fig. 4.11.-	Oscilograma para Wf = 6,000 m/min. (Im = 222,000 A, Uref = 31,000 V)	133

Fig. 4.12.-	Oscilograma para $W_f = 8,000$ m/min. ($I_m = 260,500$ A, $U_{ref} = 32,000$ V)	134
Fig. 4.13.-	Oscilograma para $W_f = 10,000$ m/min. ($I_m = 301,500$ A, $U_{ref} = 33,000$ V)	134
Fig. 4.14.-	Histograma para $W_f = 4,000$ m/min. ($I_m = 173,960$ A, $U_{ref} = 30,000$ V). Tiempo de desprendimiento modal ($T_{dm} = 7,996$ ms)	135
Fig. 4.15.-	Histograma para $W_f = 6,000$ m/min. ($I_m = 222,000$ A, $U_{ref} = 31,000$ V). Tiempo de desprendimiento modal ($T_{dm} = 5,050$ ms)	136
Fig. 4.16.-	Histograma para $W_f = 8,000$ m/min. ($I_m = 260,500$ A, $U_{ref} = 32,000$ V). Tiempo de desprendimiento modal ($T_{dm} = 3,082$ ms)	136
Fig. 4.17.-	Histograma para $W_f = 10,000$ m/min. ($I_m = 301,500$ A, $U_{ref} = 33,000$ V). Tiempo de desprendimiento modal ($T_{dm} = 2,000$ ms)	137
Fig. 4.18.-	Relación potencial existente entre V_{dm} y T_{dm}	138
Fig. 4.19.-	Relación logarítmica existente entre I_{dc} y V_{dm}	138
Fig. 4.20.-	Zona paramétrica predicha por el criterio de Burnoff para $W_f = 6,000$ m/min, $I_m = 194,400$ A, $T = 8,000$ ms. Adicionalmente limitada por los criterios de transferencia metálica y de estabilidad del arco	142
Fig. 4.21.-	Ensayo N°3 ($T_p = 2,600$ ms; $T_b = 5,400$ ms; $I_p = 375,000$ A; $I_b = 86,100$ A), una gota por pulso	145
Fig. 4.22.-	Ensayo N°6 ($T_p = 2,300$ ms; $T_b = 5,700$ ms; $I_p = 375,000$ A; $I_b = 121,580$ A), una gota por pulso	146
Fig. 4.23.-	Ensayo N°11 ($T_p = 2,800$ ms; $T_b = 5,200$ ms; $I_p = 360,000$ A; $I_b = 105,290$ A), una gota por pulso	146
Fig. 4.24.-	Ensayo N°12 ($T_p = 2,900$ ms; $T_b = 5,100$ ms; $I_p = 365,000$ A; $I_b = 97,450$ A), una gota por pulso	147

Fig. 4.25.-	Ensayo N°24 ($T_p = 3,600$ ms; $T_b = 4,400$ ms; $I_p = 335,000$ A; $I_b = 79,440$ A), una gota por pulso	147
Fig. 4.26.-	Ensayo N°34 ($T_p = 3,200$ ms; $T_b = 4,800$ ms; $I_p = 350,000$ A; $I_b = 90,730$ A), una gota por pulso	148
Fig. 4.27.-	Ensayo N°28 ($T_p = 3,800$ ms; $T_b = 4,200$ ms; $I_p = 355,000$ A; $I_b = 49,170$ A), dos gotas por pulso	148
Fig. 4.28.-	Ensayo N°32 ($T_p = 4,300$ ms; $T_b = 3,700$ ms; $I_p = 305,000$ A; $I_b = 65,950$ A), tres gotas por pulso	149
Fig. 4.29.-	Zona paramétrica construida para $W_f = 6,000$ m/min, $I_m = 194,400$ A y $T = 8,000$ ms. El óvalo gris representa la nueva zona paramétrica estable	150
Fig. 4.30.-	Cordón realizado con la condición 3 ($T_p = 2,600$ ms; $T_b = 5,400$ ms; $I_p = 365,000$ A; $I_b = 112,120$ A)	151
Fig. 4.31.-	Cordón realizado con la condición 11 ($T_p = 2,800$ ms; $T_b = 5,200$ ms; $I_p = 360,000$ A; $I_b = 105,290$ A)	151
Fig. 4.32.-	Cordón realizado con la condición 34 ($T_p = 3,200$ ms; $T_b = 4,800$ ms; $I_p = 350,000$ A; $I_b = 90,730$ A)	152
Fig. 4.33.-	Macrografías tomadas a la sección transversal de los cordones depositados sobre chapa plana con: a) Condición 3; b) Condición 11; c) Condición 34	153
Fig. 4.34.-	a) Cordón realizado con la condición 3. b) Cordón realizado con la condición 11. c) Cordón realizado con la condición 34	154
Fig. 4.35.-	Aspecto superficial del cordón realizado con la condición 3 después de aplicar el revelador	155
Fig. 4.36.-	Aspecto superficial del cordón realizado con la condición 11 después de aplicar el revelador	155
Fig. 4.37.-	Aspecto superficial del cordón realizado con la condición 34 después de aplicar el revelador	156

Fig. 4.38.-	Radiografía tomada a los tres cordones depositados sobre junta disímil	157
Fig. 4.39.-	Aspecto superficial del cordón de soldadura	159
Fig. 4.40.-	Aspecto superficial del cordón de soldadura mostrado en detalle. a) Vista de cara. b) Vista de Raíz	159
Fig. 4.41.-	Aspecto superficial del cordón de soldadura del cupón de prueba después de aplicarse el revelador	160
Fig. 4.42.-	Radiografía tomada al cordón de soldadura del cupón de prueba	161
Fig. 4.43.-	Microestructura de la junta de soldadura; interfase Cordón-Acero estructural ASTM A36, atacada con una solución de nital al 2% durante 4 segundos	163
Fig. 4.44.-	Microestructura de la junta de soldadura; interface Cordón-Acero inoxidable AISI/SAE 304, atacada mediante una solución electrolítica de ácido oxálico (10g de ácido en 100mL. de agua) en condiciones de 6V durante 15 segundos	164
Fig. 4.45.-	Macrografía tomada a la sección transversal del cordón de soldadura	165
Fig. 4.46.-	Diagrama de Schaeffler, donde se indica el % de ferrita hallado por los dos procedimientos para el cordón de soldadura	167
Fig. 4.47.-	Micrografía del cordón de soldadura utilizada en la medición de ferrita por el método metalográfico, en esta se indican las fases presentes	168
Fig. 4.48.-	Grafico de distribución de los valores de microdureza en la junta de soldadura disímil	169
Fig. 4.49.-	Vista lateral de las probetas de dobléz después de ser ensayadas, la parte superior corresponde al acero estructural ASTM A36	170

Fig. 4.50.-	Área del cordón de soldadura mostrada en detalle: a y b) Probetas del dobléz de cara, c y d) Probetas del doblez de raíz	170
Fig. 4.51.-	Curvas de esfuerzo unitario (Si) Vs deformación unitaria (ei) correspondientes a las dos probetas ensayadas de la junta de soldadura	171
Fig. 4.52.-	a) Probetas de tracción antes de ser ensayadas. b) Probetas de tracción después de ser ensayadas. En ambos casos, lado izquierdo acero AISI/SAE 304, lado derecho ASTM A36	172
Fig. 5.1.-	Zona paramétrica predicha por el criterio de Burnoff para $W_f = 6,000$ m/min, $I_m = 194,400$ A, $T = 8,000$ ms. Adicionalmente limitada por los criterios de transferencia metálica y de estabilidad del arco	205
Fig. 5.2.-	Zona paramétrica construida para $W_f = 6,000$ m/min, $I_m = 194,400$ A y $T = 8,000$ ms. El óvalo gris representa la nueva zona paramétrica estable	208
Fig. 5.3.-	Diagrama de Schaeffler, donde se indica la composición estructural del cordón de soldadura en un área no propensa a la fisuración en caliente	224
Fig. 5.4.-	Guía de dobléz tipo rodillo envolvente ó “Wrap Around Jig”	228
Fig. 5.5.-	Ubicación de la fractura en ambas probetas ensayadas, se evidencia la ruptura fuera del cordón de soldadura, en el área del acero ASTM A36	229

INTRODUCCION

La necesidad de unir aceros disímiles mediante procesos de soldadura por arco eléctrico surge como resultado de la complejidad existente en la construcción de algunos equipos y maquinarias requeridas en la industria de generación de energía, tales como calderas, intercambiadores y recuperadoras de calor, turbinas, refinerías, etc. El diseño de tales equipos tiene un alto nivel de exigencia en cuanto a la selección de los materiales a utilizar en su construcción, además del proceso de soldadura empleado en la unión de estos.

De todos los materiales existentes en el mercado, los aceros inoxidable del tipo austenítico son los preferidos en el diseño de estos equipos, debido a que estos aceros presentan buenas propiedades mecánicas y resistencia a la corrosión a temperaturas extremas. Por lo que es muy común, que en la etapa de construcción sea necesario unir a los aceros inoxidable austeníticos con otras clases de aceros inoxidable, o con aceros al carbono por medio de soldadura.

De acuerdo a la American Welding Society, en las aplicaciones de soldadura disímil entre aceros inoxidable y aceros al carbono, las juntas pueden experimentar numerosos y severos cambios de temperaturas durante su operación. Estos cambios de temperatura imponen tensiones en la junta soldada, debido a la diferencia existente entre los coeficientes de expansión térmica de cada metal base. Análisis de esfuerzos de las uniones entre estos dos tipos de aceros, indican que, los esfuerzos introducidos por los cambios térmicos son casi tan elevados como los producidos en la unión cuando esta se encuentra en servicio. Por esta razón, es necesario controlar la calidad de este tipo de juntas, siendo el proceso, procedimiento y variables de soldadura los factores de mayor importancia a evaluar durante la etapa de diseño.

Uno de los procesos de soldadura más comúnmente empleados en aplicaciones industriales es el proceso GMAW (Gas Metal Arc Welding), debido a las ventajas que este ofrece en cuanto a calidad de las juntas obtenidas y características de productividad. Cuando es empleado este proceso la transferencia de metal en el arco puede realizarse de cuatro formas distintas, siendo estas los tipos de transferencia metálica por cortocircuito, globular, tipo rociado y por arco pulsado. Aunque estos cuatro modos de transferencia se fundamentan básicamente en los mismos principios, estos se diferencian por la forma en que se transfiere el metal de aporte desde la punta del electrodo al depósito fundido, por lo que las propiedades y características de los cordones que se obtienen con cada modo de transferencia son también diferentes.

De los modos de transferencia mencionados anteriormente, el que ofrece mayores ventajas en el caso de soldadura disímil es el pulsado, ya que en éste se puede controlar el momento en que se desprende la gota de metal fundido, además de su tamaño. Estas condiciones de transferencia proporcionan una reducción de calor aportado, menos discontinuidades en el cordón, y permite la unión de secciones finas en todas las posiciones, todo esto se traduce en una mayor calidad de la soldadura. Sin embargo, una inadecuada escogencia en los parámetros de soldadura GMAW-Pulsada, se puede traducir en falta de uniformidad de la gota desprendida y de la longitud del arco, y por ende afectar las características del cordón, lo que podría disminuir la calidad de la junta.

Este trabajo es desarrollado con el objeto de obtener la combinación óptima de los parámetros de la soldadura GMAW-Pulsada, para realizar la unión disímil entre el acero inoxidable AISI/SAE 304 y el acero estructural ASTM A36. Determinando para esto, la zona paramétrica del material de aporte ER 309L, basados en los criterios desarrollados por Amin M.

CAPITULO I

PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA

1.1.- DESCRIPCIÓN DEL PROBLEMA

En la industria de producción de energía, en particular en el sector de obtención energética mediante transferencia de calor y procesamiento de combustible fósil, como las refinerías, calderas, plantas de vapor, etc., existe la necesidad de soldar aleaciones disímiles tales como los aceros inoxidables y los aceros estructurales, tanto en la fabricación como en el mantenimiento de los equipos mencionados. A medida que la tecnología avanza y la eficiencia de dichas máquinas aumenta, con el consecuente incremento del intervalo de temperaturas y presiones en el que dichas máquinas operan, se hace imperativa la necesidad de mejorar la calidad de la soldadura, esto se traduce en el mejoramiento del procedimiento empleado para hacer las uniones y un menor margen de error en la selección de las variables esenciales.

El diseño y la elaboración de una unión disímil con adecuadas propiedades químicas, físicas y mecánicas, soldada mediante el proceso de GMAW con modo de transferencia metálica pulsada, implica el control de una gran cantidad de parámetros que pueden ser enmarcados dentro de dos factores principales:

1. La soldabilidad de los aceros utilizados como metales base.
2. Determinación de los parámetros óptimos en la soldadura GMAW-P.

La soldabilidad de los aceros depende de algunos factores particulares de cada tipo, como lo son el contenido de ferrita en el metal de soldadura de los aceros inoxidables austeníticos y el carbono equivalente en los aceros al carbono.

Cuando se sueldan aceros disímiles es necesario controlar de forma exitosa estos parámetros para obtener los resultados deseados.

Para la adecuada fabricación de una unión soldada por medio del proceso GMAW-P se requiere una correcta selección de los parámetros del proceso (corriente media, voltaje, velocidad de desplazamiento, rata de flujo del gas, extensión del electrodo, etc.), lo que implica una técnica de ensayo y error para determinar las condiciones aceptables, lo cual no resulta sencillo, ya que dichas variables son interdependientes. Además de lo mencionado anteriormente, también es preciso determinar los valores óptimos de los parámetros que son propios del modo de transferencia metálica pulsada (corriente base, corriente pico, tiempo base y tiempo pico, etc.), ya que una inadecuada selección se traduce en problemas como aparición de grietas y discontinuidades en el metal de soldadura, fisuración en caliente, falta de penetración y dilución de los metales base, y muchos problemas que pueden llevar a la falla de la junta soldada. Este conjunto de particularidades justifican una de las razones que hacen necesario el estudio de los parámetros de este tipo de soldadura.

Existe abundante bibliografía acerca de la realización del estudio de soldabilidad de aceros disímiles, así como un número de investigaciones sobre la determinación de los parámetros de soldadura del proceso GMAW para la unión de materiales base iguales. Sin embargo, cuando se plantean conjuntamente ambos tópicos, la bibliografía disponible es casi inexistente, lo que resulta inconveniente dado el potencial industrial de dicho tema. Por éste, y los motivos antes expuestos, el presente trabajo pretende servir como una contribución académica e industrial sobre el tema de la determinación de los parámetros óptimos en la soldadura disímil entre el acero inoxidable AISI/SAE 304 y el acero estructural ASTM A-36 por medio del proceso GMAW-P.

1.2.- OBJETIVOS Y ALCANCES

1.2.1.- OBJETIVO GENERAL

Determinar la zona paramétrica del material de aporte ER309L para la soldadura disímil entre el acero inoxidable AISI/SAE 304 y el acero estructural ASTM A-36 por medio del proceso GMAW, usando el modo de transferencia metálica por arco pulsado, basándose en los criterios desarrollados por Amin.

1.2.2.- OBJETIVOS ESPECIFICOS

- Caracterizar los materiales base y de aporte.
- Preparar el proceso de soldadura GMAW-P.
- Seleccionar un diseño de junta.
- Determinar los parámetros de la soldadura GMAW-P.
- Aplicar los parámetros óptimos de la soldadura GMAW-P en una unión, para elaborar el cupón de prueba.
- Realizar la inspección no destructiva del cupón soldado.
- Realizar los ensayos destructivos a las probetas.
- Calificar el procedimiento de soldadura.

1.2.3.- ALCANCES

En el presente trabajo se realizarán análisis químico, mecánico y metalográfico con el fin de caracterizar los materiales base. El análisis mecánico se realizará mediante ensayos de tracción y ensayos de dureza. La caracterización del metal de aporte se limitará al análisis químico del mismo. Así mismo se determinarán los parámetros de soldadura por transferencia metálica pulsada (I_p , I_b , T_p , T_b) empleando la metodología desarrollada por Amin (1983). Se realizarán los ensayos pertinentes a un cupón de prueba de una junta soldada especificados en la sección IX del código ASME. Una vez realizados los ensayos requeridos para caracterizar la junta disímil soldada entre el acero inoxidable AISI/SAE 304 y el acero estructural ASTM A-36 por el proceso GMAW-P, se procederá a calificar el procedimiento de soldadura basados en el código ASME.

CAPITULO II

FUNDAMENTO TEORICO

2.1.- ACEROS Y SU SOLDABILIDAD

A través de la historia el hombre a tratado de mejorar continuamente las materias primas, añadiendo a estas, substancias tanto orgánicas como inorgánicas, creando de esta manera nuevos materiales o mejorando los existentes, que le permiten lograr resultados ideales en las diversas construcciones. Tal es el caso de los metales de construcción como el acero.

Los aceros son aleaciones de hierro-carbono aptas para ser trabajadas en frío y en caliente, en las cuales el porcentaje de carbono no excede el 1,76%, aunque en algunos casos especiales se puede superar dicho limite⁽³⁰⁾. Además, estas aleaciones con el fin de mejorar algunas de sus propiedades, pueden contener otros elementos.

Los últimos cien años, se han caracterizado por la masiva utilización del acero, siendo los aceros al carbono y los aceros inoxidables algunos de los tipos más empleados comúnmente⁽³⁴⁾. El motivo principal está centrado en la enormidad de usos que se le pueden dar, y la versatilidad de sus propiedades mecánicas. Lo que hace imperativa la necesidad de unirlos mediante operaciones prácticas, efectivas y sencillas como lo son los procesos de soldadura al arco.

2.1.1- Aceros al carbono

Según la American Welding Society⁽³³⁾, los aceros al carbono son aleaciones de hierro y carbono, en las cuales el contenido de este ultimo normalmente esta por debajo del 1,00%, el manganeso no excede el 1,65% , y el cobre y el silicio

deben ser cada uno menores a 0,60%. Otros elementos no están presentes más que en cantidades residuales.

Esta clase de aceros representan más del 95% de los metales de construcción y fabricación usados a nivel mundial. Buenas propiedades mecánicas sobre un amplio intervalo de resistencias, combinados con un costo relativamente bajo de manufactura, justifica su extensivo uso⁽³³⁾. Debido a estos atributos los aceros al carbono son una excelente selección para la fabricación de vehículos, puentes, edificios, maquinarias, recipientes de presión, embarcaciones y una gran cantidad de productos de consumo. El amplio uso de esta clase de aceros hace que su soldadura sea bastante común.

En la tabla 2.1 se listan algunos tipos de aceros al carbono ASTM usados en construcciones, recipientes a presión y tuberías, junto a sus propiedades de resistencia y composición.

Tabla 2.1.- Aceros al carbono típicos y sus requisitos de composición y resistencia⁽³³⁾.

Espec. ASTM	Tipo	Composición química (%)			Resistencia Máxima (MPa)	Resistencia a la fluencia Min. (MPa)
		C	Mn	Si		
<u>Aceros Estructurales</u>						
A36	–	0,29	0,80-1,20	0,15-0,40	440-552	248
A529	–	0,27	1,20	–	414-586	290
A570	30,33	0,25	0,90	–	338-379	207
	40,45	0,25	1,35	–	414-448	310
A573	58	0,23	0,60-0,90	0,10-0,35	440-489	221
	65	0,26	0,85-1,20	0,15-0,40	448-531	241

<u>Aceros para recipientes a presión</u>						
A285	A	0,17	0,90	–	310-448	165
A299	–	0,30	0,90-1,40	0,15-0,40	517-665	276
A442	55	0,24	0,60-0,90	0,15-0,40	379-517	207
A537	1b	0,24	0,70-1,60	0,15-0,50	448-621	310
<u>Aceros para tuberías</u>						
A53	A	0,25	0,95-1,20	–	331 min	207
A106	C	0,35	0,29-1,06	0,10 min.	483 min	276
A501	–	0,26	–	–	400 min.	248

2.1.1.1.- Clasificación de los aceros al carbono

Según la American Welding Society⁽³³⁾, los aceros al carbono se subdividen de acuerdo al contenido de carbono en cuatro grupos, los cuales se describen a continuación en base a sus características de soldabilidad:

- ***Aceros de muy bajo contenido de carbono:*** Bajo este nombre son conocidos los aceros con menos de 0,15% de carbono. Por lo general estos tienen muy baja templabilidad, y son fácilmente unidos por soldadura. En esta clase de aceros se pueden alcanzar valores de dureza de hasta 30 HRC cuando son enfriados a muy altas velocidades. Sin embargo, esto podría requerir procesos de soldadura con altas densidades de energía, puesto que para la mayoría de los procesos, la velocidad de enfriamiento es muy baja en la zona afectada por el calor para alcanzar estos niveles de dureza.

- ***Aceros de bajo contenido de carbono (ó aceros suaves):*** Esta clase de aceros contienen entre 0,15 y 0,30% de carbono, y el manganeso nunca excede el 1,40%. Algunos de estos aceros son suministrados tratados térmicamente en condiciones de normalizados o templados y revenidos para proveer buena tenacidad o alta resistencia. Por lo general poseen muy buena soldabilidad debido a su bajo tenor de carbono y manganeso, pudiendo ser soldados en la mayoría de los casos sin precalentamientos, post-calentamiento, o procedimientos especiales de soldadura cuando el espesor de la junta es menor a una pulgada. Sin embargo, a medida que el contenido de Carbono y manganeso se incrementa hasta alrededor de 0.30% y 1.40% respectivamente, la soldaduras podrían ser susceptibles al agrietamiento por hidrógeno debido al incremento de la templeabilidad y la resistencia a la tracción. En tal sentido, se recomienda soldar con procedimientos de bajo hidrógeno.
- ***Aceros de mediano contenido de carbono:*** Se llama así a los aceros que tienen un contenido de carbono que varía entre 0,30 y 0,50%. A menudo estos son seleccionados por su gran resistencia al desgaste y altas valores de resistencia a la tracción, por lo que son usados extensamente en partes de maquinarias y herramientas. Sin embargo, debido a la amplia variación en el contenido de carbono presentes en estos (0,30 a 0,50%), un pronunciado cambio en la soldabilidad de estos aceros toma lugar. Los aceros que contienen cerca de 0,30% de carbono y un porcentaje de manganeso relativamente bajo, tienen buena soldabilidad, pero a medida que el contenido de carbono se incrementa, los procedimientos de soldadura deben ser diseñados para prevenir la formación de grandes cantidades de martensita en la zona afectada por el calor. Si un acero que contenga cerca de 0.50% de carbono es soldado

utilizando un procedimiento diseñado para aceros de bajo carbono, lo más probable es que su ZAC presente alta dureza, baja tenacidad y alta susceptibilidad al agrietamiento por hidrógeno.

- **Aceros de alto contenido de carbono:** En estos aceros el carbono esta presente en cantidades superiores al 50%. Son comúnmente usados en aplicaciones que requieren alta dureza y resistencia a la abrasión, el cual se les imparte por medio del tratamiento térmico. La soldabilidad de estos aceros es muy pobre, debido a su alta templeabilidad y susceptibilidad al agrietamiento inducido por hidrógeno. Se deben utilizar procesos de soldadura de bajo hidrógeno y temperaturas de precalentamiento y entre pases de 240 °C o mayores para evitar la formación de Martensita. Procedimientos de alivio de tensiones también deben emplearse.

En la tabla 2.2 se muestran resumidas las propiedades de dureza y soldabilidad de la clase de aceros antes descritos.

Tabla 2.2.- Clasificación y soldabilidad de los aceros al carbono⁽³³⁾.

Nombre común	% C	Dureza típica	Usos frecuentes	Soldabilidad
Aceros de muy bajo carbono	0,15 Máx.	60 HRB	Electrodos para soldadura. Laminas y chapas	Excelente
Aceros de bajo carbono	0,15 - 0,30	90 HRB	Perfiles y barras estructurales laminados	Buena
Aceros de mediano carbono	0,30 - 0,50	25 HRC	Partes de maquinarias	Poca (precalentar y post-calentar)

Aceros de Alto carbono	0,50 - 1,00	40 HRC	Resortes, troqueles y rieles de ferrocarril	Pobre (difícil soldar sino se precalienta y postcalienta adecuadamente).
------------------------	-------------	--------	---	--

2.1.1.2.- Soldabilidad de los aceros al carbono

La soldabilidad de los aceros al carbono es determinada principalmente por la cantidad de carbono presente en estos y su sensibilidad al agrietamiento por hidrogeno, aunque la tendencia al agrietamiento en caliente y las practicas de desoxidación también pueden afectar la soldabilidad de algunos grados⁽³³⁾. Por esta razón, se deben considerar los fenómenos antes mencionados en el diseño de los procedimientos de soldadura empleados para optimizar la operatividad de las soldaduras hechas con ellos.

2.1.1.2.1.- Problemas frecuentes en la soldadura de los aceros al carbono

A continuación se presenta resumida la descripción que la American Welding Society⁽³³⁾ les da a los problemas mas frecuentes hallados en la soldadura de los aceros al carbono:

- ***Agrietamiento inducido por hidrogeno:*** Este fenómeno también conocido como fisuración en frío, puede suceder en la soldadura de aceros al carbono a temperaturas por debajo de 150 °C durante el enfriamiento, o incluso después de varias horas de haberse realizado la soldadura. Este puede suceder tanto en el metal de soldadura como en la zona afectada por el calor cuando átomos de hidrogeno y esfuerzos de tensión están presentes juntos en una microestructura susceptible al agrietamiento, como la martensita. El agrietamiento es causado por la

absorción y difusión del hidrogeno atómico dentro del cordón y la ZAC durante la soldadura, ya que este es expulsado del acero durante el enfriamiento y la fase de transformación, concentrándose entonces en las dislocaciones y vacasancias existentes en la microestructura. Luego, al formarse el hidrogeno diatómico o molecular en estos vacíos, se producen fuerzas muy grandes que inducen esfuerzos localizados.

El hidrogeno puede llegar a la soldadura de muchas maneras como las sustancias residuales presentes en el metal base, o la húmeda del ambiente. Sin embargo, cada proceso tiene asociado fuente de hidrogeno propias o particulares, algunas de estas se resumen en la tabla 2.3.

Tabla 2.3.- Fuentes comunes de hidrogeno en algunos procesos de soldadura.

Proceso	Origen del hidrógeno
SMAW	-Agua de cristalización. -Vapor de agua resultante de la combustión de productos orgánicos.
SAW	Humedad absorbida por higroscopicidad tanto por el revestimiento de los electrodos, como por el flux.
GMAW	-Humedad depositada en la superficie del hilo. -Humedad en el gas de protección. -Defecto de estanquidad en el dispositivo de refrigeración hidráulica de la pistola.

- **Agrietamiento durante la solidificación:** Es un tipo del agrietamiento en caliente que puede ocurrir durante la soldadura de los aceros al carbono, cuando el deposito en solidificación no puede soportar los

esfuerzos inducidos mecánica y/o térmicamente. Estas grietas son interdendríticas o intergranulares, y son causadas principalmente por la segregación de sustancias de bajo punto de fusión, tales como sulfuros, fosfuros, nitruros, carburos etc.

El manganeso y el silicio son elementos que tienden a reducir la susceptibilidad al agrietamiento en caliente de los aceros. Por lo tanto, usar materiales de relleno con altos contenidos de estos elementos ayuda a prevenir la ocurrencia de este fenómeno. Generalmente las grietas producidas ocurren a lo largo de la línea central del cordón, tal como se ilustra en la figura 2.1.

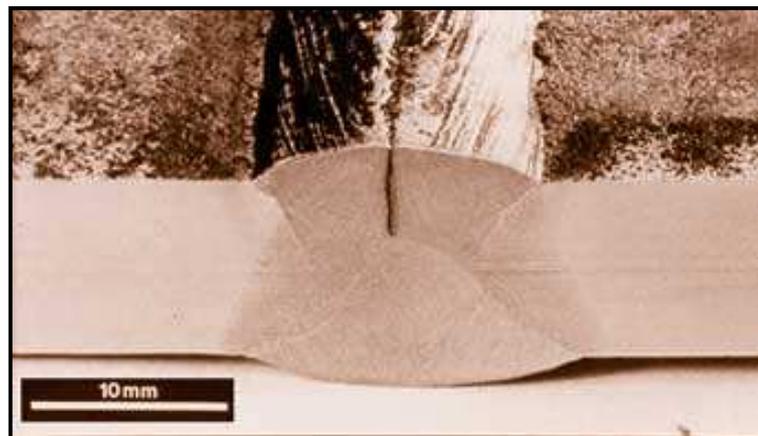


Figura 2.1.- Grieta longitudinal formada durante la solidificación del cordón.

- **Desgarramiento Laminar:** Soldaduras de ranuras, soldadura de filete, o combinaciones de estas en esquinas pueden resultar en altos esfuerzos de soldadura en el metal base adyacente al cordón, desarrollándose perpendiculares al plano medio de las laminas, o bien paralelos a este. Estos esfuerzos de tensión generados, unidos a la presencia de inclusiones en el acero, algunas veces tienden a producir desgarramiento

laminar en el interior de las chapas. Este fenómeno se ilustra en la figura 2.2.

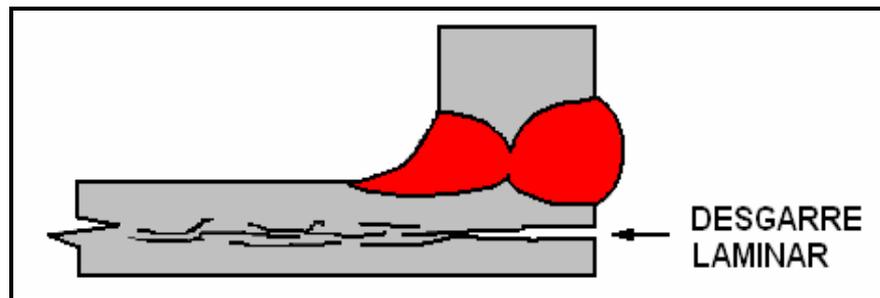


Figura 2.2.- Desgarre Laminar.

2.1.1.2.2.- Carbono equivalente

Según la A.W.S⁽³³⁾, el calor de soldadura causa cambios en la microestructura y propiedades mecánicas en la región calentada del acero que es definida como la zona afectada por el calor. En la mayoría de los casos, estos cambios están asociados al contenido de carbono presente en los aceros, y a las velocidades de calentamiento y enfriamiento a las que estos son sometidos durante la soldadura. Pues, de estas variables depende esencialmente la formación de martensita en el metal depositado o en la ZAC. Esta transformación martensítica resulta en un incremento de la dureza en las áreas mencionadas, originando en muchos casos agrietamiento si el metal no puede soportar los esfuerzos producidos.

Por otra parte, el carbono es el elemento de aleación con mayor efecto sobre la sensibilidad al agrietamiento por hidrogeno, ya que esta se incrementa con el aumento del contenido de carbono en los aceros.

Por estas razones, la medición del contenido de carbono es una de las consideraciones más importantes a tomar para determinar la soldabilidad de los

aceros al carbono. Sin embargo, aunque este es el elemento de aleación que influye en mayor grado la soldabilidad, los efectos de otros elementos pueden ser estimados al compararse el contenido de estos con una cantidad equivalente de carbono. Así, los efectos del contenido de aleación total pueden ser expresados en función de un *Carbono Equivalente (CE)*⁽³³⁾. Este valor puede ser obtenido usando la siguiente fórmula recomendada por la American Welding Society:

$$CE = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15} \quad (1)$$

Generalmente, los aceros con bajos valores de carbono equivalente (0,2 a 0,3), tienen una excelente soldabilidad. Sin embargo, la susceptibilidad al agrietamiento por hidrogeno se incrementa cuando el CE excede el valor de 0,40.

Ignoto V. (2001), relaciona la sensibilidad del agrietamiento por hidrogeno de los aceros al carbono con su valor de CE, dando en función de éste algunas recomendaciones para su soldadura. Esto se muestra resumido en la tabla 2.4.

Tabla 2.4.- Relación del carbono equivalente con el agrietamiento por hidrogeno.

Valor del carbono equivalente	Sensibilidad al agrietamiento por hidrogeno	Procedimiento (Precalentamiento y temperatura entre pases)
Menor que 0,40	Muy pequeña	Total soldabilidad (no precalentar)
0,40 - 0,6	Moderada	Precalentamiento a 120 °C. Se recomienda usar sistemas de bajo hidrógeno

Mayor que 0,6	Alta	Pre calentamiento a 120-220 °C Indispensable usar sistemas de bajo hidrógeno
---------------	------	---

2.1.2.- Aceros Inoxidables

Según Howard C. (1992), los aceros inoxidables son una familia de aleaciones basados en hierro y una gran cantidad de elementos de aleación, siendo el cromo el principal, el cual se encuentra presente en estos en cantidades que van desde 10,5 hasta 30%. Otros elementos de aleación como el níquel, molibdeno y manganeso se adicionan con el fin de mejorar ciertas propiedades como la ductilidad, resistencia al impacto, resistencia al creep, resistencia a temperaturas criogénicas etc.

El cromo le proporciona a esta clase de aceros la excelente resistencia a la corrosión que les caracteriza, puesto que una delgada película de oxido de cromo se forma en la superficie del metal cuando se expone al oxígeno del aire, actuando como una barrera contra una oxidación mayor, y dejando la superficie inerte a las reacciones químicas.

Desde que fueron introducidos por primera vez en 1912, se ha producido un aumento continuo de mercado para este grupo especial de aceros. Su volumen de producción se ha multiplicado desde 1950, y han aparecido numerosos nuevos tipos de estos, estableciéndose como aleaciones indispensables en muchos ramos de la industria⁽⁴⁴⁾. Las aplicaciones prácticas van desde artículos de uso cotidiano en el hogar hasta aplicaciones en ingeniería nuclear. Sin embargo, la completa rentabilidad económica de los aceros inoxidables esta únicamente asegurada en aquellos casos donde se da adecuada soldabilidad⁽⁴⁴⁾.

2.1.2.1.- Clasificación de los aceros inoxidable

De acuerdo a la A.S.M.⁽²⁸⁾, todas las aleaciones comprendidas dentro de la clasificación de aceros inoxidable tienen en común la presencia de elementos de aleación tales como cromo, níquel, manganeso, molibdeno, nitrógeno, entre otros, que le dan sus propiedades características. Sin embargo, algunos de estos elementos (Cr y Mo) tienden a producir una estructura ferrítica, mientras que otros (Ni, N, Mn), promueven y estabilizan la austenita en la microestructura de estos aceros⁽³³⁾.

El balance entre los distintos elementos de aleación definirá el tipo de microestructura presentes en los aceros inoxidable, lo que permite dividirlos en al menos cinco familias o grupos, definidos como: Ferríticos, martensíticos, austeníticos, duplex y endurecibles por precipitación (PH). Estos se describen brevemente a continuación.

La tabla 2.5 muestra la clasificación AISI/SAE para los tres tipos mas comunes de aceros inoxidable, junto a sus principales características.

Tabla 2.5.- Grupos de aceros inoxidable⁽²²⁾.

Designación de la serie	Grupo metalúrgico	Principales elementos	Respuesta a los tratamientos térmicos	Características magnéticas
2xx	Austenítico	Cromo, níquel y manganeso	No endurecible	No magnético
3xx	Austenítico	Cromo y níquel	No endurecible	No magnético
4xx	Martensítico	Cromo	Endurecible	Magnético

4xx	Ferrítico	Cromo	No endurecible	Magnético
5xx	Martensítico	Cromo y molibdeno	Martensítico	Magnético

- Aceros Inoxidables Austeníticos:*** Estos son los aceros inoxidables al cromo-níquel (tipo 3xx), y al cromo-níquel-manganeso (tipo 2xx). Su estructura FCC producto de la austenita hace que sean esencialmente no magnéticos en la condición de recocido, y no endurecen por tratamiento térmico. El contenido total de níquel y cromo es de por lo menos 23%. Se pueden trabajar fácilmente en frío o en caliente. El trabajo en frío les desarrolla una amplia variedad de propiedades mecánicas y, en esta condición estos pueden llegar a ser ligeramente magnéticos. Estos aceros tienen mayor resistencia a la corrosión, mejor resistencia a altas temperaturas y resistencia a la formación de escamas, que todas la demás clases de aceros inoxidables. Además, son muy resistentes al impacto⁽³⁴⁾.

Poseen buena soldabilidad, aunque en algunos casos existe el riesgo de sensibilización a la corrosión intergranular en la soldadura de estos, Por lo que se recomienda utilizar aportes de acero inoxidable austeníticos con cantidades de carbono inferiores a 0,03%, o estabilizados con titanio, niobio o tantalio⁽³⁴⁾. Entre las aplicaciones mas comunes están piezas de arquitectura, hogar, instrumentación medica y quirúrgica, recipientes en industria químicas, alimenticias, artículos de lujo, etc⁽⁴⁴⁾.

- Aceros inoxidables martensíticos:*** Son la primera rama de los aceros inoxidables, 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)%. Poseen elevada dureza y gran facilidad de maquinado, con una moderada resistencia a la corrosión.

Presentan estructura casi austenítica a altas temperaturas, más a temperatura ambiente presentan una estructura equilibrada entre ferrita y carburos. El alto contenido de carbono existente en estos produce una expansión de la zona austenítica, haciendo que estos aceros sean tratados térmicamente. Poseen una soldabilidad muy limitada debido al aumento del riesgo de figuración en frío producido por el alto contenido de carbono. Se recomiendan aportes austeníticos para la soldadura de estos aceros, utilizándose aportes martensíticos solo cuando se requiera uniformidad de color, igualdad de resistencia mecánica y fatiga. Su principal aplicación es en piezas que requieran alta resistencia a la corrosión, dureza y resistencia mecánica⁽⁴⁴⁾.

- ***Aceros inoxidables ferríticos:*** Esta clase de aceros también son considerados como simplemente al cromo, variando el contenido de este de 12 a 18%. Poseen como característica principal su bajo contenido de carbono (menor a 0,1%), siendo estos aceros principalmente ferríticos desde la temperatura de solidificación a la temperatura ambiente. Esto trae como consecuencia la ausencia de transformaciones importantes, y por esta razón no pueden templarse. Igualmente, su estructura cúbica centrada en el cuerpo (BCC), hace que este tipo de acero sea magnético. En algunos casos son aleados con molibdeno, titanio o niobio con el objeto de dotarles con propiedades mecánicas^(7, 44).

Su soldabilidad es limitada ya que son sensibles al sobrecalentamiento, especialmente a temperaturas mayores de 1000 °C, debido a probabilidad de que ocurra un crecimiento de grano y una precipitación de carburos produciéndose fragilidad del material. Estas aleaciones son comúnmente usadas donde no se requiere una resistencia a la corrosión severa, tales como sistema automovilísticos de escape, utensilios de cocina, mobiliario domestico y deportivo, etc.^(7, 44).

- **Aceros inoxidables dúplex:** Se diferencian del resto de los aceros inoxidables por su microestructura compuesta de dos fases (de ahí el termino dúplex) que, en estado de recocido de solubilización, consta de austenita y ferrita delta, siendo el balance de estas fases de aproximadamente 50%⁽²⁸⁾. Esta tipo de aleaciones, poseen la buena resistencia mecánica de los aceros inoxidables ferríticos, en combinación de la buena resistencia a la corrosión de los aceros inoxidables austeníticos. No son endurecibles por tratamiento térmico, pero si por deformación en frío o en caliente⁽³⁸⁾.

La soldabilidad de los aceros dúplex es considerada como buena. Sin embargo, una desventaja de estos aceros, es su marcada tendencia a precipitar fases frágiles en los intervalos de temperatura de 280-520 °C y 610-950 °C, valores con seguridad alcanzados por el metal base durante la soldadura. Formaciones microestructurales de este tipo conducen a una reducción de la resiliencia y una resistencia menor a la corrosión. Ejemplos de aplicación práctica de los aceros inoxidables dúplex incluyen piezas en la industria química, construcción de plantas petroleras y componentes para la industria papelera⁽⁴⁴⁾.

- **Aceros inoxidables endurecibles por precipitación (PH):** Los aceros inoxidables endurecidos por precipitación tienen la facultad de desarrollar alta resistencia con tratamientos térmicos razonablemente simples. En adición, estos aceros tienen una gran resistencia a la corrosión y a la oxidación sin la pérdida de tenacidad y ductilidad asociada con los aceros convencionales de niveles de resistencia similares⁽³³⁾.

En cuanto a su soldabilidad, esta va de limitada a buena en ciertos casos, siendo la fisuración en caliente el principal obstáculo en la soldadura de los aceros PH, sobretodo en los altamente aleados. La aplicación de estos aceros se concentra en la industria aeronáutica, nuclear, hidroeléctrica, y otras industrias de alta tecnología⁽²⁸⁾.

A continuación se muestran en la tabla 2.6, algunos tipos de aceros inoxidables más comúnmente utilizados en las distintas aplicaciones. Estos son listados en función de su clasificación AISI, junto a sus propiedades de resistencia y composición.

Tabla 2.6.- Aceros inoxidables típicos y sus requisitos de composición y resistencia^(9, 22).

N° AISI	Composición química (%)						Resist. a la tracción Mín (MPa)	Resist. a la fluencia Min. (MPa)
	C Máx.	Mn	Si	Cr	Ni	Mo		
<u>Aceros inoxidables austeníticos al cromo-níquel-manganeso</u>								
201	0,15	5,5-7,5	1,0	16,0-18,0	3,5-5,5	–	515	260

202	0,15	7,5-10,0	1,0	17,0-19,0	4,0-6,0	–	620	260
<u>Aceros inoxidables Austeníticos al cromo-níquel</u>								
302	0,15	2,0	1,0	17,0-19,0	8,0-10,0	–	515	205
304	0,08	2,0	1,0	18,0-20,0	8,0-12,0	–	515	205
309	0,20	2,0	1,0	22,0-24,0	12,0-15,0	–	515	205
316	0,08	2,0	1,0	16,0-18,0	16,0-18,0	2,0-3,0	515	205
<u>Aceros inoxidables Martensíticos al cromo</u>								
416	0,15	1,25	1,0	12,0-14,0	–	–	450	205
431	0,20	1,0	1,0	15,0-17,0	1,25-2,50	–	450	205
<u>Aceros inoxidables Ferríticos al cromo</u>								
405	0,08	1,0	1,0	11,5-14,5	–	–	415	170
430	0,12	1,0	1,0	14,0-18,0	–	–	450	205
<u>Aceros inoxidables Martensíticos al cromo-molibdeno</u>								
501	0,1 Mín	1,0	1,0	4,0-6,0	–	0,40-0,65	585	450
502	0,1	1,0	1,0	4,0-6,0	–	0,40-0,65	585	450

2.1.2.2.- Soldabilidad de los aceros inoxidable austeníticos

Los aceros inoxidable austeníticos son, por lo general, considerados los mas soldables de la todas las familias de aceros inoxidable. Estos pueden ser soldados sin ningún problema utilizando procesos de soldadura al arco, por haz de electrones, por rayo láser, o por procesos de resistencia y fricción. Sin embargo las soldaduras por arco de metal gas (GMAW), de arco de tungsteno y gas (GTAW), de arco con núcleo de fundente (FCAW), y arco metálico y protegido (SMAW), representan los procesos mas utilizados⁽³³⁾.

Aunque la soldabilidad de estos aceros es por lo general muy buena, realizar un inadecuado proceso de soldadura puede producir resultados indeseables o problemas, tanto en el metal base como en el cordón de soldadura. Siendo algunos de estos: La sensibilización ó pérdida de resistencia a la corrosión intergranular, la fragilización y la fisuración en caliente⁽³³⁾. Todos estos fenómenos deben ser considerados en el diseño de los procedimientos de soldadura empleados en la soldadura de los aceros inoxidable austeníticos.

2.1.2.2.1.- Problemas frecuentes en la soldadura de los aceros inoxidable austeníticos

A continuación se describen brevemente algunos de los problemas mas frecuentes hallados en la soldadura de los aceros inoxidable austeníticos:

- ***Sensibilización y corrosión intergranular:*** De acuerdo a la American Welding Society⁽³³⁾, este tipo de corrosión se presenta en soldaduras expuestas a ambientes acuosos clorhídricos, concentrándose el ataque en el metal base específicamente en la zona afectada por el calor. La base del ataque corrosivo se encuentra relacionado a un fenómeno conocido como sensibilización, donde aceros no estabilizados (sin Ti o Nb en la

aleación), cuando son expuestos o enfriados lentamente desde intervalos de temperaturas comprendidos entre 400 a 843°C, forman carburos ricos en cromo a lo largo de los límites de grano de la austenita. Este intervalo de temperatura es comúnmente conocido como intervalo de sensibilización, debido a que la exposición de los aceros inoxidable austeníticos dentro de este intervalo los hace particularmente sensibles a la corrosión intergranular⁽³³⁾. Mecánicamente, el ataque corrosivo ocurre y se localiza en un lugar inmediatamente adyacente al límite de grano en una región que a sido disminuida en cromo, generalmente estimada en menos del 12% en peso.

Por otra parte, para un historial térmico dado, los niveles de precipitación y probabilidades de sensibilización son aproximadamente proporcionales al contenido de carbono en los aceros inoxidable austeníticos. Es así como se justifica el uso de los aceros inoxidable de bajo carbono (grado L) en ambientes corrosivos, donde la soldadura podría ser usada en su condición soldada (sin tratamiento posterior)⁽³³⁾.

- **Fragilización:** Cuando los aceros inoxidable austeníticos son expuestos a temperaturas comprendidas entre los 482-899°C, se pueden formar varias fases intermetálicas. De todas las fases intermetálicas, la más conocida, frecuente y predominante en cantidad es la fase sigma. Es un compuesto intermetálico duro, frágil y no magnético, siendo un precipitado muy típico en aceros altos en cromo y al cromo-níquel durante recocidos a temperaturas entre 600 y 900°C.

La fase sigma esta formada por 52% de Cromo y 48% de hierro aproximadamente, y puede contener constituyentes adicionales como el molibdeno. Su formación esta asociada a la ferrita delta del metal de

soldadura y la ferrita remanente del metal base. Puede formarse de la austenita pero es poco probable, ya que requeriría mayor tiempo y altas temperaturas para nuclear en comparación con la ferrita.

La cantidad de fase sigma que pueda formarse en el metal de soldadura de los aceros inoxidable austeníticos es siempre menor que el contenido de ferrita presente. Esto se debe a que la fase sigma requiere de un alto contenido de cromo para su formación y crecimiento, siendo la ferrita delta de mayor contenido cromo que la austenita. Como consecuencia, altos contenidos de ferrita son requeridos para promover la fase sigma.

La presencia de la fase sigma esta asociada al deterioro de las propiedades mecánicas, particularmente la ductilidad y resistencia al impacto, incrementando la fragilidad, por tratarse de una fase mucho mas dura que la estructura base. Sin embargo pequeñas cantidades de la fase sigma (menos del 5% en volumen) pueden ser relativamente inofensivas, porque la fase tiende a ser discontinua en la microestructura, evitando redes continuas que pueden dar origen a fisuras.

Al igual que los carburos de cromo en la sensibilización, la fase sigma puede redisoverse por medio de un tratamiento de recocido de disolución o solubilización a 1050°C seguido de un temple en agua.

- ***Fisuración en caliente:*** Investigadores como Brooks J., Thompson A. y Williams J. (1984), consideran estos tipos de grietas como las mas comunes ocurridas durante la soldadura de los aceros inoxidable austeníticos. Este término involucra dos clases de grietas, conocidas

como grietas de solidificación y grietas de licuación, ambas producidas a altas temperaturas. Sin embargo se deben distinguir unas de otras por sus distintos modos de formación.

Las grietas de solidificación se producen cuando solidifica el metal de soldadura. Este tipo de grietas se caracteriza por el hecho de que normalmente ocurre a lo largo de la línea central de la soldadura. Estas, siguen la estructura de solidificación, y se forman después de solidificarse el metal depositado si se desarrollan tensiones por una contracción excesiva, antes de que la última parte del metal fundido haya solidificado. Durante la solidificación, las impurezas se concentran en el metal fundido, formando un líquido residual con punto de fusión más bajo que el resto del metal de soldadura. Por lo tanto, el riesgo de grietas de solidificación es por consiguiente más probable cuando los metales base y/o aporte tienen un alto contenido de impurezas.

Las grietas de licuación suelen ocurrir en el cordón o en la zona afectada por el calor del metal base, cuando se efectúan soldaduras de múltiples pases. También tienen su origen en las fases de bajo punto de fusión que se forman por la concentración de impurezas. Este tipo de grietas se ubica normalmente en los límites de grano y son por lo general muy pequeñas, lo que significa que a menudo carecen de importancia práctica desde el punto de vista del comportamiento funcional de una estructura, a diferencia de las grietas de solidificación.

En general, para reducir el riesgo de fisuración en caliente en la soldadura de los aceros inoxidable austeníticos, es preciso evitar las geometrías de solidificación que pudieran producir concentraciones grandes de impurezas en el baño de fusión. Se debe elegir un

consumible que produzca un metal de soldadura con bajos porcentajes de ferrita. Además, la protección gaseosa debe ser adecuada.

2.1.2.2.2.- Predicción del contenido de ferrita en el metal de soldadura

La existencia de una cierta cantidad de ferrita delta en el metal de soldadura de los aceros inoxidable austeníticos, tiene una influencia favorable para combatir los riesgos de la fisuración en caliente, además de incrementar las propiedades mecánicas de tales aleaciones. Sin embargo, en grandes cantidades, la presencia de ferrita disminuye la resistencia a la corrosión frente a ácidos oxidantes calientes y permite la formación de la fase sigma, con los inconvenientes mecánicos y químicos que esto conlleva⁽³³⁾.

Por las razones antes mencionadas, es imprescindible en la mayoría de los casos, disponer de un contenido adecuado de ferrita en el metal de soldadura. Según lo hallado en la teoría⁽³³⁾, un contenido situado entre 5 y 15% como idóneo para beneficiarse de las ventajas de su presencia y para que sus inconvenientes queden reducidos al mínimo. Este contenido ideal de ferrita se consigue seleccionando adecuadamente tanto el material de aporte como los parámetros y métodos de soldadura⁽³³⁾.

Según la American Welding Society⁽³³⁾, El contenido de ferrita puede ser predicho por medio del uso de un conjunto de diagramas, como los de Schaeffler⁽³⁹⁾, DeLong⁽¹⁸⁾ y WRC-1992⁽²⁹⁾, que permiten la estimación del contenido de ferrita a partir de la composición química de los depósitos. Estos están fundamentados en un conjunto de modelos o relaciones empíricas que se basan en el cálculo del cromo equivalente y el níquel equivalente a partir de los elementos formadores de ferrita (Cr, Si, Mo, Nb y Ti) y los formadores de austenita (Ni, Mn, C, N y Cu).

Los diagramas antes mencionados se describen a continuación:

- **Diagrama de Schaeffler:** En 1949, Schaeffler A. (1949), publicó el diagrama que lleva su mismo nombre, 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 y es comparado con lo obtenido por composición química mediante los parámetros denominados cromo y níquel equivalente, los cuales oscilan estos entre 0-40% y 0-32%, respectivamente. Estos parámetros son calculados mediante las siguientes expresiones:

Níquel equivalente:

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

Cromo equivalente:

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

El diagrama de Schaeffler no considera los efectos del nitrógeno en la formación de la austenita, y es incorrecto en el tratamiento del manganeso. Sin embargo, las cantidades de ferrita estimadas por medio de este diagrama suelen ser bastante confiables, teniendo una precisión de más o menos 4%.

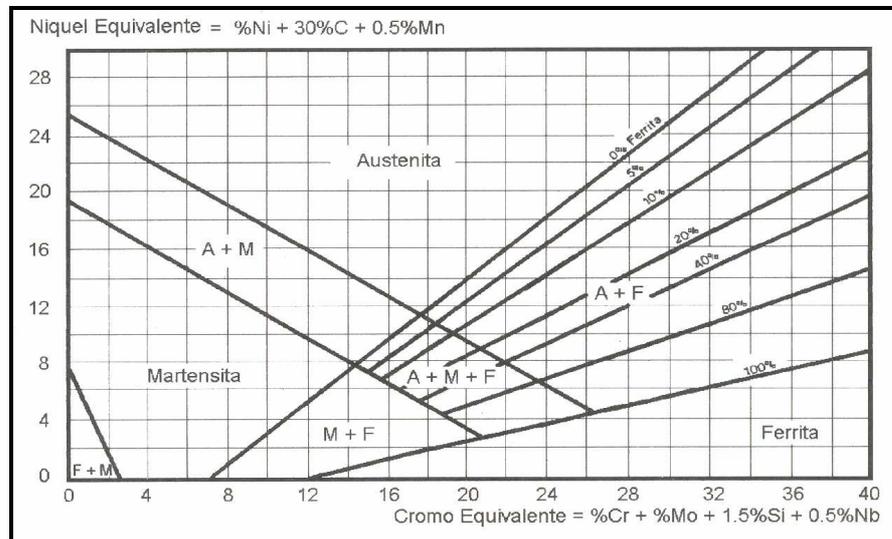


Figura 2.3.- Diagrama de Schaeffler.

- **Diagrama de DeLong:** Este fue publicado en 1974 por DeLong W. (1974), quien en su diagrama, modificó y afinó el diagrama de Schaeffler, introduciendo un coeficiente para el nitrógeno en la escala del níquel equivalente (Ni_{eq}) y determina su influencia sobre el contenido de ferrita. Además, estableció una escala de ferrita llamada Numero Ferrítico ó FN, que es la utilizada para designar el contenido de esta en la soldadura, y que oscila entre 0 y 18 FN, con una precisión de 3 FN aproximadamente.

El níquel y cromo equivalentes se calculan de acuerdo a las ecuaciones empíricas 2 y 3 formuladas para el diagrama de Schaeffler, pero a la ecuación del níquel equivalente se adiciona el nitrógeno, multiplicado por un factor de correlación igual a 30.

Para la predicción del Número Ferrítico (FN) de un acero cuya composición queda fuera del intervalo del diagrama de DeLong (por

ejemplo: aceros inoxidables Dúplex), es mejor usar el diagrama de Schaeffler; sin embargo, su extensión en composiciones completamente ferríticas y la inclusión de regiones martensíticas, proporcionan mayor calidad en la formación sobre los efectos generales de los elementos aleantes y su relación con las propiedades mecánicas.

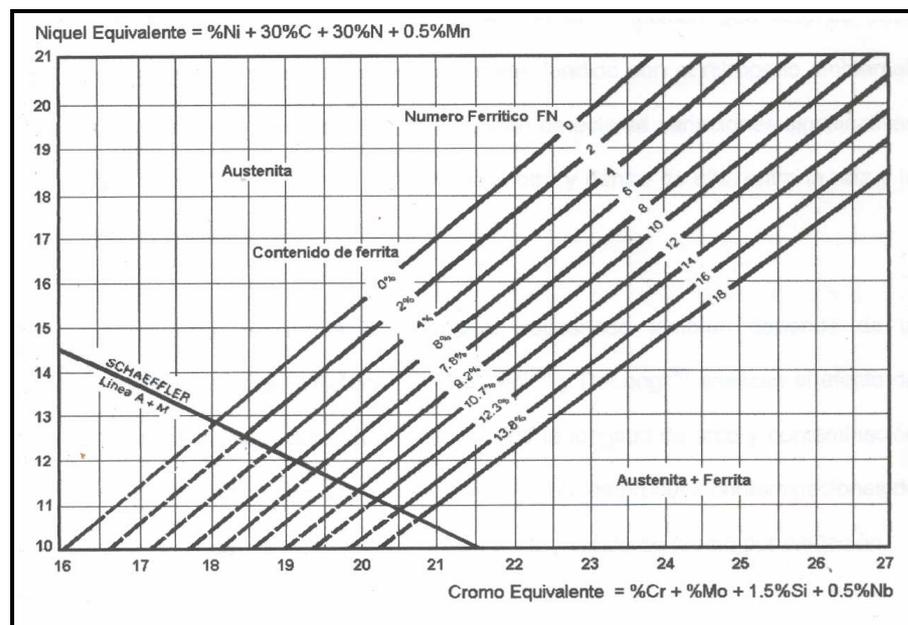


Figura 2.4.-Diagrama de DeLong⁽¹⁸⁾.

- **Diagrama WRC-1992:** En 1988 The Welding Research Council⁽⁴⁰⁾ desarrollo un nuevo y mas exacto diagrama utilizando tecnicas de trazado computarizas. El resultado de este trabajo se conoce como el diagrama WRC-1988, representando así una mejora sobre el diagrama de DeLong, al expandir el termino de cromo euivalente para incluir muchos de los metales de soldadura tipo dúplex. Sin embargo, en 1990 se introduce una modificación al diagrama WRC-1988, lo cual permite incluir un coeficiente para el cobre dentro del níquel equivalente. Esta modificación y una mayor extensión del cromo y níquel equivalentes

llevaron a Kotecki D., Siewert T. (1992) al más reciente diagrama conocido como WRC-1992.

Comparando este diagrama con el de DeLong, se aprecia que los factores equivalentes para el manganeso y el silicio han sido eliminados y el factor multiplicador para el carbono, nitrógeno y niobio han sido alterados. El diagrama WRC-1992 también muestra los diferentes modos de solidificación (A, AF, FA y F) que son posibles en los aceros inoxidable austeníticos y dúplex.

Aunque el diagrama WRC-1992 es muy exacto en la predicción del contenido de ferrita para muchos metales soldados, este diagrama no es recomendable para composiciones de metal de soldadura mayores al 0,25% de nitrógeno y mas de 10% de manganeso. Sin embargo, Szumachowski E., Kotecki D. (1984), encontraron que estos elementos no tienen un efecto importante a altas temperaturas en la transformación de la ferrita a austenita durante el enfriamiento, de aquí que el diagrama de Schaeffler reclame aun cierta vigencia.

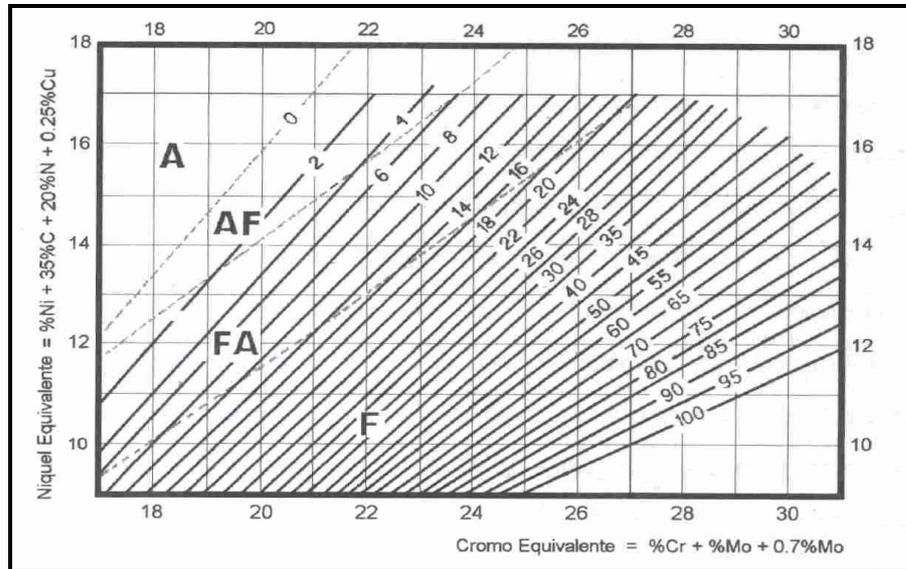


Figura 2.5.- Diagrama WRC-1992⁽²⁹⁾.

2.2.- SOLDADURA DE METALES DISIMILES

Según el manual de soldadura de la American Welding Society⁽³³⁾, metales disímiles, son todos aquellos químicamente diferentes (aluminio, cobre, níquel, etc.), o aleaciones metalúrgicamente distintas de un mismo elemento (como los aceros inoxidable y los aceros al carbono). La combinación de metales disímiles abarca uno o más metales base y uno o más materiales de aporte que, después de fundirse juntos durante la soldadura, formaran el metal de soldadura final. Una serie de metales de soldadura significativamente diferentes en composición pueden existir dentro de una sola junta, tal es el caso de cuando se efectúan soldaduras de múltiples pases, empleando aportes distintos en cada cordón realizado.

Hay muchas aplicaciones donde se efectúan soldaduras de metales de composiciones diferentes. Estas uniones se pueden lograr en una variedad de metales distintos y por medio de mucho de los procesos de soldadura. Para los

procesos de soldadura por fusión, es importante investigar las propiedades individuales de soldabilidad de los dos metales implicados. Si hay solubilidad mutua de los dos metales, sus uniones se podrán soldar bien. Por el contrario, si hay poca o nula solubilidad de los dos metales, no se lograra una buena soldadura. Según Howard C. (1992), una buena soldadura entre dos metales distintos, es aquella que es tan fuerte como el metal menos fuerte de los que se unen; estos es, tiene suficiente resistencia a la tensión y ductilidad para que no se rompa la unión. En algunos casos, podría ser necesario usar un tercer metal que sea soluble en los dos metales base para producir una buena soldadura.

El problema principal de soldar metales diferentes se relaciona con la zona de transición de los metales, y con los compuestos intermetalicos que se forman en esta, los cuales deben investigarse para determinar su sensibilidad a la fractura, ductilidad, susceptibilidad a la corrosión, etc. Es extremadamente importante la microestructura de estos compuestos intermetalicos.

2.2.1.- Fundamentos de la soldadura disímil

La soldadura de metales disímiles requiere las consideraciones de todos los factores básicos hallados en la soldadura convencional, pero sus efectos deben ser mas cuidadosamente estudiados.

A continuación se resumen algunos factores que la American Welding Society⁽³³⁾ recomienda se deben considerar para realizar este tipo de soldaduras:

2.2.1.1.- Selección del material de aporte

En la soldadura por fusión de metales disímiles, la consideración más importante a tomar en cuenta es la selección del metal de aporte. Una selección apropiada se puede obtener mediante el uso de una combinación de principios

científicos, experiencia de fabricación y condiciones de servicio que las diferentes disciplinas industriales envuelven.

La importancia de una selección óptima no puede ser subestimada. El metal de relleno seleccionado debe ser compatible con los metales base que serán unidos, tal que las cuatro áreas de requerimientos sean reunidos por la soldadura que será producida dentro de un intervalo aceptable de dilución. Las cuatro áreas de requerimientos son: Compatibilidad metalúrgica, compatibilidad en las propiedades mecánicas, compatibilidad en las propiedades físicas y compatibilidad en las propiedades de corrosión.

2.2.1.2.- Composición del metal de soldadura

La composición microestructural del metal de soldadura obtenido en una junta disímil depende de la composición de los metales base, el metal de relleno, si es usado, y la dilución relativa entre estos. La composición del metal de soldadura usualmente no es uniforme, particularmente en soldaduras de múltiples pases donde cada cordón se deposita con un metal de aportación distinto, y un gradiente de composición es probable que exista en el metal de soldadura adyacente a cada metal base.

La habilidad para determinar la composición aproximada del metal de soldadura es muy importante cuando se realizan soldaduras disímiles. Ya que de esta dependen sus propiedades tales como resistencia mecánica, resistencia a la corrosión y al agrietamiento, sensibilización a la formación de la fase sigma.

2.2.1.3.- Dilución y aleación

La dilución es definida como el cambio en la composición del metal de aporte depositado durante la soldadura causado por la mezcla de este con los metales

base, o el metal de soldadura depositado previamente. Esta es usualmente considerada como un porcentaje del metal base que a entrado dentro del metal de soldadura total.

Predecir y controlar el grado de dilución obtenido en una junta es de relevante importancia, ya que de esta depende en gran medida la naturaleza de las fases microestructurales formadas durante la solidificación del metal de soldadura, afectando así sus propiedades de aleación. Además, el número, tipo, cantidad y arreglos metalúrgicos de las fases presentes en la microestructura del metal de soldadura formado, determinaran las propiedades mecánicas y calidad de la junta.

2.2.1.4.- Conductividad térmica

Cuando dos metales disímiles con conductividades térmicas significativamente diferentes son soldados, la conducción rápida de calor desde el metal de soldadura fundido hacia el metal base con la mayor conductividad, puede afectar la energía requerida para fundir localmente ese metal base. El procedimiento de soldadura debe compensar esta diferencia.

En estos casos, la pérdida de calor puede ser balanceada precalentando selectivamente el metal base con la más alta conductividad térmica. También es posible utilizar grandes aportes de calor que haga la soldadura rápidamente, obteniendo así una dilución uniforme a ambos lados de la junta.

2.2.1.5.- Selección del diseño de junta

Cuando se selecciona el diseño de junta a emplear en una soldadura de metales disímiles, las consideraciones deben ser dadas en fusión de las características de fusión de cada metal base y el metal de relleno, o bien de los efectos deseados

de dilución. Un ancho ángulo de ranura disminuye la dilución, permite mejor control de la viscosidad del metal de soldadura fundido, y provee espacio para una mejor manipulación del arco para obtener la fusión adecuada.

El diseño de junta debe proveer una apropiada dilución en pocos pases cuando se suelda desde un solo lado. Una dilución inadecuada podría resultar en una capa del metal de soldadura que posea propiedades de resistencia mecánicas y a la corrosión inapropiada para ciertas condiciones de servicio requeridas, particularmente cuando la junta podría ser expuesta a cargas cíclicas.

2.2.2.- Soldadura disímil de aceros inoxidable con aceros al carbono

Según la American Welding Society⁽³³⁾, la mayoría de los aceros inoxidables se pueden soldar con éxito con los aceros al carbono y de baja aleación, seleccionando un metal de aporte que pueda tolerar un buen rango de dilución de ambos metales base sin la formación de defectos en la junta.

Howard C. (1992), expone que se debe dar importancia a los efectos de dilución del metal de soldadura con los dos metales base, y a los distintos coeficientes de dilatación térmica del acero inoxidable y del acero al carbono. El metal de soldadura depositado tendera a recoger aleaciones de ambas partes de la unión que se este soldando. El efecto de esta dilución se puede controlar terminando o recubriendo la superficie de uno de los metales que se unen y seleccionando el electrodo correcto o material de aporte.

La unión soldada entre un acero inoxidable ligeramente ferrítico y un acero al carbono sería ferrítica si se empleara un electrodo de acero inoxidable ferrítico. Sin embargo, si se usa un electrodo de acero inoxidable completamente austenítico o con una pequeña cantidad de ferrita, la cantidad de ferrita en el metal de soldadura se reducirá a un nivel tolerable, disminuyendo con este

todos los problemas de soldabilidad de los aceros inoxidable asociados a un alto contenido de ferrita. Por esta razón, los aportes de acero inoxidable austeníticos o basados en níquel son los mas comúnmente utilizados en este tipo de soldaduras. La escogencia del tipo de electrodo en particular viene dada por la aplicación y los requerimientos de servicio específicos.

2.3.- PROCESO DE SOLDADURA POR ARCO DE METAL Y GAS (GMAW)

El proceso de soldadura por arco de metal y gas, ó GMAW por sus siglas en ingles, es definido por la A.S.M.⁽⁵⁾, como un proceso de soldadura por arco eléctrico que incorpora la alimentación automática de un electrodo continuo, consumible y que es protegido externamente por un suministro de gas.

El proceso fue desarrollado y comercializado desde el año de 1948, aunque el concepto básico fue introducido realmente en 1920. En sus aplicaciones iniciales, se utilizó para soldar aluminio con un gas protector inerte, dando lugar al término “MIG” (Metal Inert Gas). Progresivamente se han ido incorporando variaciones al proceso, entre las cuales está el uso de gases protectores activos, particularmente CO₂, para la soldadura de ciertos metales ferrosos. Esto condujo eventualmente al uso del término “MAG” (Metal Active Gas). Pero en la actualidad se designan ambos procedimientos bajo el termino GMAW.

La figura 2.6, ilustra esquemáticamente una soldadura por el proceso GMAW. En esta, un sistema de alimentación impulsa de forma automática y a velocidad predeterminada el alambre-electrodo hacia el trabajo o baño de fusión, mientras la pistola de soldadura se posiciona a un ángulo adecuado y se mantiene una

distancia tobera-pieza a una distancia establecida para obtener la protección gaseosa ideal.

Puesto que el equipo provee la autorregulación automática de las características eléctricas del arco y de la tasa de deposición, los únicos controles manuales requeridos por el soldador para la operación semiautomática son la posición de la pistola de soldar, la dirección y la velocidad de recorrido. La longitud del arco y el nivel de corriente se mantienen automáticamente.

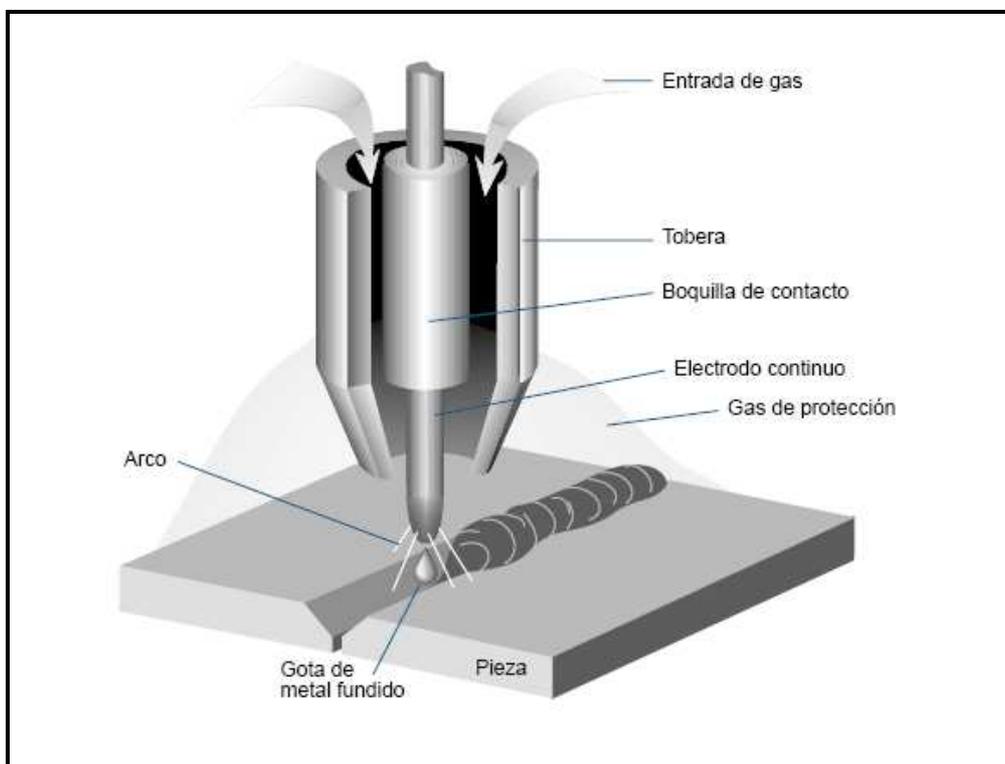


Figura 2.6.- Proceso de soldadura por arco de metal y gas (GMAW).

2.3.1.- Ventajas del proceso GMAW

El fabricante de electrodos Indura⁽²⁵⁾, señala que el proceso GMAW presenta excelentes ventajas con respecto a otros procesos de soldadura, entre las que sobresalen:

- El arco siempre es visible para el operador.
- La pistola y los cables de soldadura son ligeros, haciendo muy fácil su manipulación.
- Es uno de los más versátiles entre todos los sistemas de soldadura.
- Gran rapidez de deposición.
- Alto rendimiento.
- Posibilidad de automatización.

2.3.2.- Equipo de soldadura

Los componentes principales del equipo para llevar a cabo el proceso de soldadura GMAW son:

1. Una fuente de energía.
2. Un sistema de alimentación del alambre; que controla el avance del aporte a la velocidad requerida.
3. Una pistola de soldar; para dirigir directamente el alambre al área de soldadura.
4. Un gas protector; para evitar la contaminación del baño de soldadura.

5. Un carrete de alambre de tipo y diámetro específico.

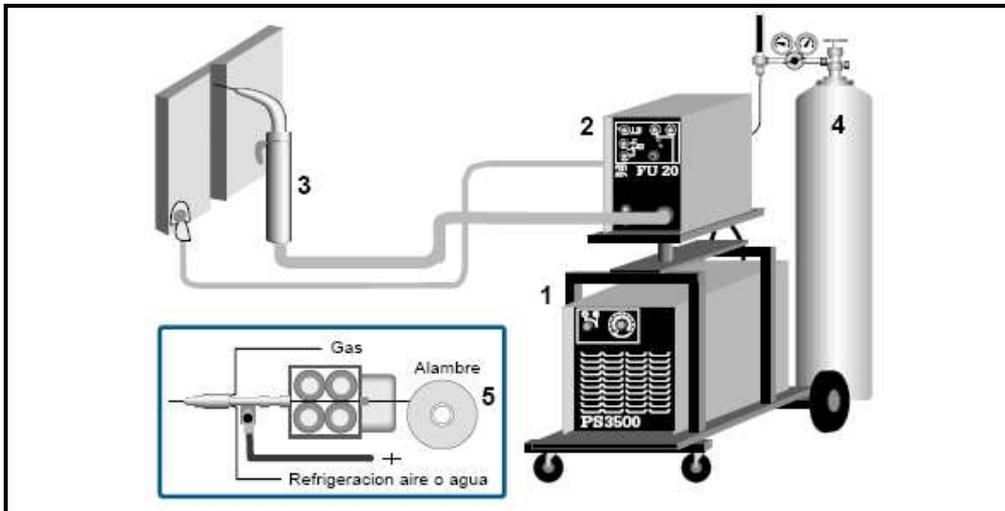


Figura 2.7.- Componentes del equipo GMAW.

Los componentes del equipo GMAW ilustrados en la figura 2.7, son descritos por Giachino J y Weeks W. (1998), de la siguiente manera:

- **Fuente de energía:** La fuente suministra la energía eléctrica necesaria para soldar al electrodo y a la pieza para lograr así producir el arco. Esta será capaz de suministrar corriente continua y funcionar a elevadas intensidades, usualmente menores a 500 A. Las fuentes de energía son grandes transformadores los cuales toman voltajes altos (hasta 575 V) y corriente baja AC (hasta 50 A) y los transforma a voltajes bajos (hasta 40 V) y corrientes altas DC (entre 80-500 A).
- **Sistema de alimentación del alambre:** El mecanismo de alimentación tira del hilo electrodo procedente de una bobina, y lo empuja automáticamente hacia la pistola de soldadura. Mediante un regulador situado en la unidad de control puede variarse la velocidad de alimentación del hilo. Además, la unidad de control suele ir provista de

un contador para accionamiento del generador de soldadura y una válvula que activa, o corta, la circulación del gas de protección.

- ***Pistola de soldadura:*** Sirve para conducir el alambre, la corriente para soldar y el gas protector hasta el arco. La guía del alambre se encuentra en el centro de la boquilla, y el canal de suministro de gas protector se encuentra dispuesto en forma concéntrica a la guía.

La pistola debe mantenerse bastante cerca del trabajo, para controlar el arco apropiadamente y producir una eficiente protección a través del gas protector. Para trabajos de servicio pesado a elevadas corrientes y las pistolas que emplean gas inerte y corriente media hasta alta, requieren enfriamiento por agua.

- ***Gas de protección:*** Tiene como función desplazar el aire alrededor del arco para evitar la contaminación del metal fundido con gases de la atmósfera. La envoltura protectora de gas debe proteger eficientemente el área del arco para obtener un metal de aporte de buena calidad.

Los gases protectores normalmente utilizados para la soldadura por arco metálico a gas son el argón, el helio o una mezcla para metales no ferrosos; para aceros se emplea CO₂, CO₂ con argón y a veces helio para aceros inoxidable o argón con pequeña cantidad de oxígeno para ciertos aceros y para aceros inoxidable. Los gases protectores deben tener la especificación “Welding Grade” (“Grado para Soldadura”). De esta manera se consigue un nivel específico de pureza y de contenido de humedad. Los grados de la presión del gas dependen del tipo de gas empleado, del metal a soldar, de la posición de soldar, velocidad de

avance y de las corrientes de aire presentes en el sitio donde se va a llevar a cabo la soldadura.

- **Alambre de Aporte:** La composición del alambre para la soldadura por arco metálico a gas debe seleccionarse de acuerdo al metal a soldar, soldabilidad y sensibilidad al agrietamiento, esfuerzo cortante y voltaje de soldadura, ductilidad de la soldadura, temperatura de servicio, resistencia a la corrosión, etc.

Los materiales de aporte están clasificados según la norma ANSI/AWS A5.9⁽²⁾. La óptima selección de este obedece principalmente a la aplicación final de la soldadura y al desempeño deseado. Muchas aleaciones y combinaciones de aleaciones pueden ser unidas utilizando cualquiera de los alambres que se encuentran en el mercado, pero solo uno de ellos será el óptimo para una determinada aplicación. Estos se encuentran en diferentes diámetros, en carretes. Por lo general, están empaquetados en recipientes especiales para protegerlos del deterioro durante el almacenaje.

2.3.3.- Tipos de transporte o modos de transferencia metálica

Según Giachino J. y Weeks W. (1998), cuando se suelda con hilo fusible y protección gaseosa, la transferencia del material de aporte puede verificarse de tres formas: transferencia tipo rociado, transporte globular y transporte por cortocircuitos. El tipo de transferencia depende del diámetro del electrodo, de la naturaleza del gas de protección, de la tensión del arco y de la corriente de soldadura.

Para comprender mejor la naturaleza de estas formas de transferencia en el sistema GMAW, a continuación se detallarán:

2.3.3.1.- Transferencia metálica por pulverización o tipo rociado

En este tipo de transferencia el material de aporte pasa desde el extremo del hilo electrodo a la pieza, a través del plasma del arco en forma de gotas muy pequeñas, que se proyectan rápidamente y en la dirección del hilo. El diámetro de las gotas es igual, o menor que el diámetro del electrodo. Mientras se verifica el transporte, las partículas metálicas que se desplazan a través del arco no interrumpen la circulación de corriente, por lo que el arco es muy estable y la pulverización es prácticamente ininterrumpida.

La transferencia tipo rociado requiere trabajar con grandes intensidades de corriente. Al aplicarse estas, la columna del arco adquiere una gran estabilidad y en la misma se distingue un núcleo estrecho, brillante y de forma cónica, por el interior del cual se verifica el transporte del material de aportación.

Para obtener este tipo de transporte también es necesario el empleo de argón o mezclas argón-oxígeno como gases de protección. El argón produce un efecto de estricción sobre el extremo fundido del hilo, lo que provoca la formación de gotas muy pequeñas.

Este tipo de transporte es particularmente indicado para la soldadura de espesores gruesos. Por el contrario y debido a su gran poder de penetración, no es recomendable para la soldadura de espesores finos.

Este tipo de transporte se ilustra en la siguiente figura:

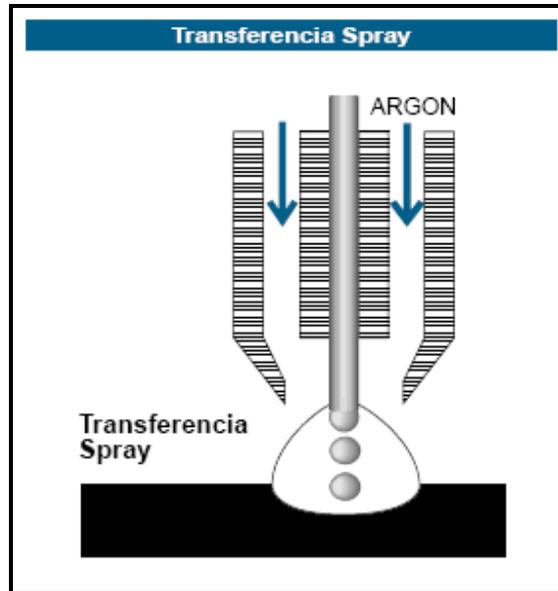


Figura 2.8.- Transferencia metálica por pulverización o tipo rociado.

2.3.3.2.- *Transferencia metálica globular*

Esta modalidad de transporte se presenta cuando la corriente de soldadura es inferior a la que se conoce como corriente de transición. El campo de transición se extiende desde la mínima intensidad que permite obtener la fusión del hilo, hasta el valor para el cual, la elevada intensidad de la corriente provoca el transporte por pulverización.

Cuando se trabaja en la zona de baja intensidad, el transporte se verifica a razón de pocas gotas por segundo, mientras que con altas intensidades, aumenta considerablemente el número de gotas transferidas por segundo y disminuye el tamaño de las mismas.

En el transporte globular, la gota de metal fundido que se forma en el extremo del electrodo, va creciendo hasta alcanzar un diámetro dos o tres veces mayor que el hilo antes de desprenderse y pasar a la pieza a través del arco. En su

recorrido a lo largo del arco, y debido a al efecto de varios tipos de fuerzas ejercidas por el mismo, la gota adopta formas irregulares y adquiere un movimiento de rotación. Esto provoca frecuentes cortocircuitos, y como consecuencia, el arco resulta inestable, la penetración es débil y se producen numerosas proyecciones.

Por todas estas razones, el transporte globular no es el más adecuado en la soldadura GMAW, y solo se emplea en contadas ocasiones. En la figura 1.9 es ilustrado este tipo de transferencia.

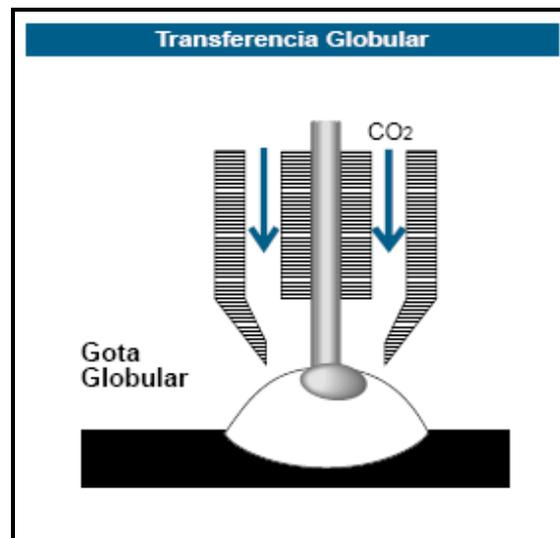


Figura 2.9.- Transferencia metálica globular.

2.3.3.3.- Transferencia metálica por cortocircuito

El transporte por cortocircuitos permite la soldadura de espesores muy finos con una gran facilidad. Además, facilita el control del baño de fusión, por lo que es el más adecuado para el soldeo en todas las posiciones. Otra característica importante de este tipo de transporte se encuentra en su reducido poder de penetración.

Generalmente para la soldadura por cortocircuitos se trabaja con intensidades menores a 200 amperios y con hilos de 1,2 mm de diámetro, o menos. El empleo de hilos de pequeño diámetro da lugar a baños de fusión reducidos, que resultan fáciles de controlar y permiten la soldadura en todas las posiciones.

La gota de metal fundido que se forma en el extremo del hilo electrodo va aumentando de tamaño y llega a ponerse en contacto con el baño de fusión antes de desprenderse del hilo. En este momento se produce un cortocircuito y el arco se extingue. Como consecuencia de la elevada corriente de cortocircuito que circula durante unos instantes, se acentúa el efecto de estricción magnética sobre la gota y esta se separa del hilo pasando al baño de fusión. Al romperse el cortocircuito se establece nuevamente el arco y comienza un nuevo ciclo. Actuando sobre la frecuencia de los cortocircuitos se controla el aporte de calor, y pueden obtenerse baños pequeños y relativamente fríos, con lo que se reduce el peligro de perforación de las piezas.

En la soldadura por cortocircuitos suele utilizarse como gas de protección una mezcla a base de CO_2 , que mejora la aportación de energía y permite aumentar la velocidad de soldadura.

La transferencia metálica por cortocircuito se ilustra en la figura 2.10.

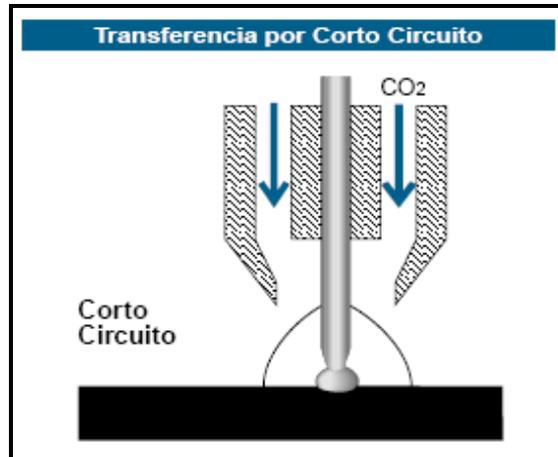


Figura2.10.- Transferencia metálica por cortocircuitos.

2.3.4.- Soldadura GMAW por arco pulsado

Según Giachino J. y Weeks W. (1998), Con este procedimiento se consigue un transporte por pulverización o tipo rociado, utilizando una intensidad media de corriente mucha mas baja que la necesaria para obtener este tipo de transporte con corriente convencional. Este resultado se alcanza mediante el empleo de una corriente pulsatoria, cuya intensidad mínima es del orden de las necesarias para que se produzca un transporte globular, y la máxima es suficiente para lograr el transporte por pulverización.

La aplicación de corrientes pulsadas permite adaptar la aportación de calor a las exigencias de la soldadura, definidas por la posición, tipo de junta y espesor, conservando las ventajas del transporte tipo rociado.

El empleo de corrientes pulsadas, que oscilen entre valores inferiores y superiores al nivel de transición, permite obtener un transporte por pulverización pulsada. Los tiempos de circulación de la corriente mas baja, correspondiente a un transporte globular, se limitan para que no se produzca

este tipo de transferencia. Por el contrario, los impulsos de elevada intensidad son de duración suficiente para que durante los mismos se produzca la transferencia metálica tipo rociado.

Para un hilo de diámetro dado, el transporte por pulverización pulsada permite mantener las ventajas del transporte por pulverización, trabajando a bajas intensidades de corriente.

2.3.4.1.- *Transferencia metálica en el proceso GMAW-Pulsado*

Como ya se ha comentado anteriormente, la transferencia del metal en arco pulsado es similar a la pulverización en corriente convencional. Las dos derivan de un mismo proceso energético de transferencia en vuelo libre. Las diferencias son, únicamente, de orden mecánico: frecuencia, masa y velocidad de las gotas.

La diferencia existente entre estos dos procesos se explica de forma ilustrativa mediante la siguiente figura:

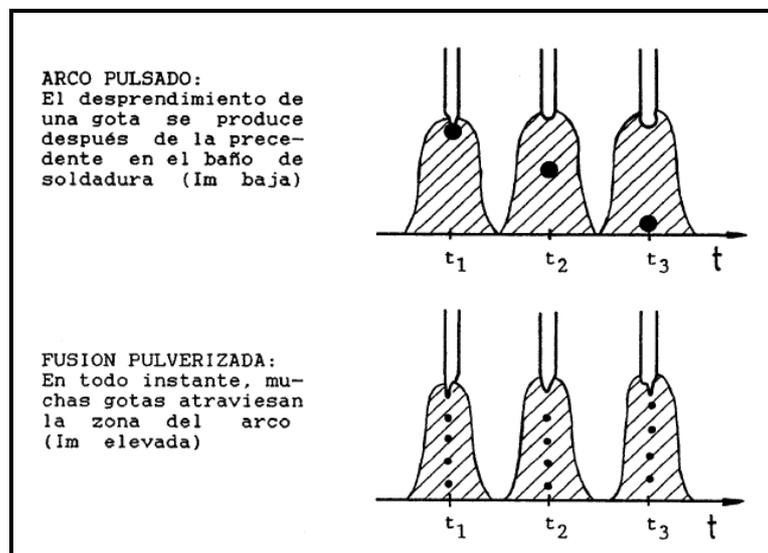


Figura 2.11.- Transferencia metálica por pulverización en corriente pulsada y convencional.

2.3.4.2.- Variables que intervienen en el proceso GMAW-Pulsado

Durante el modo de transferencia por arco pulsado se introducen parámetros operacionales, tales como: corriente pico (I_p), corriente base (I_b), tiempo pico (T_p) y tiempo base (T_b), los cuales en conjunto con las variables del proceso de soldadura GMAW-Convencional: longitud libre del alambre, corriente y tensión de soldeo, determinan las características del cordón de soldadura. Los tiempos pico y base también definen la frecuencia de pulso (F). Además, debe ajustarse correctamente una velocidad de alimentación del alambre (W_f), de manera que ésta se balancee con la tasa de consumo del electrodo generada por los parámetros de pulso.

2.3.4.2.1.- Corriente pico (I_p)

Determina la proyección de la gota de metal fundido hacia la pieza de trabajo, ya que la energía aportada a la gota depende de la combinación de este parámetro y el tiempo pico. Según Subramaniam S., White D., Jones J. y Lyons D. (1998), se cree que si una gota se desprende en cada pulso, se tendrá un mejor control del proceso y se producirá una soldadura con mínimos defectos y salpicaduras.

La combinación de la corriente pico y el tiempo pico depende de los siguientes límites:

- I_p máxima y T_p mínimo: este límite viene impuesto por la capacidad del equipo de soldadura para generar la máxima corriente.
- I_p mínima y T_p máximo: este límite está condicionado por la frecuencia de trabajo, ya que para frecuencias altas, el tiempo de base disminuye y por lo tanto, el tiempo de pico podría hacer desaparecer el estado bajo.

2.3.4.2.2.- Tiempo pico (T_p)

Es un factor determinante en definir el número de gotas por pulso. Según Subramaniam et al (1998), cuando el tiempo pico es muy alto se observan múltiples desprendimientos de gota por pulso. Por otro lado, si el tiempo pico es menor que el mínimo tiempo para desprender una gota, debido a la alta frecuencia se producirán grandes gotas, por lo que debe ser ajustado a un valor específico para obtener el desprendimiento de solo una gota por pulso

La siguiente figura ilustra el efecto de una variación en el tiempo de pico:

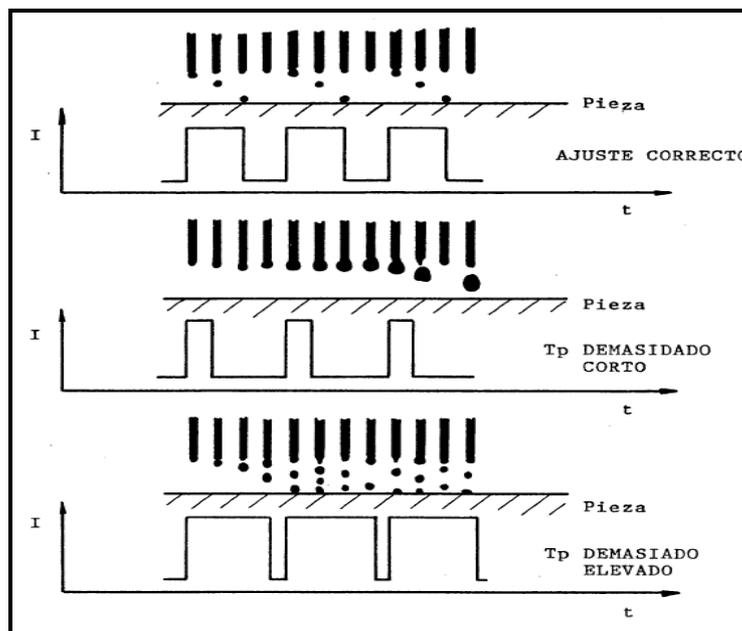


Figura 2.12.- Efectos de la variación del tiempo pico sobre el tipo de desprendimiento de gota.

2.3.4.2.3.- Corriente base (I_b)

A veces denominada corriente de fondo, actúa en todo momento, y tiene la función de precalentar y acondicionar el alambre que se alimenta continuamente, pero sin fundirlo, además, es el responsable de mantener el arco

encendido entre pulsaciones. Si su valor es demasiado bajo, puede darse el caso de que se extinga el arco; por el contrario, si su valor es demasiado alto, elevaría innecesariamente la intensidad media.

2.3.4.2.4.- Tiempo de Base (T_b), Frecuencia (f) y Período (T)

Una variación de la frecuencia, supone una variación del tiempo de base; de este modo, si se aumenta la frecuencia, aumentan los pulsos por unidad de tiempo o lo que es lo mismo, las gotas de material de aporte. Esta demanda de material se traduce en un aumento de la velocidad de alimentación del alambre. Del mismo modo, una disminución de la frecuencia, exigirá una disminución de dicha velocidad.

Grandes períodos, implicarán bajas frecuencias y velocidades de alimentación, mientras que pequeños períodos, implicarán altas frecuencias y altas velocidades de alimentación.

2.3.5.- Predicción de los parámetros de pulso

Uno de los problemas encontrados en la utilización de la soldadura GMAW-Pulsado, radica en el ajuste que se debe realizar a un conjunto de variables que se relacionan entre si. Esto se debe, a que para una velocidad de alimentación del alambre dada, las variables de pulso I_p y T_p , deben ser ajustadas, para que ocurra el desprendimiento de por lo menos una gota del material de aporte en cada pulso. Adicionalmente, la corriente promedio que es función de todos los parámetros de corriente pulsada juntos, proporcionara un equilibrio entre la rata de quemado del alambre y la velocidad de alimentación de este, con la finalidad de obtener una longitud de arco constante⁽¹⁾.

La determinación de los parámetros de pulso (I_p , T_p , I_b , T_b), se basa en el trabajo de investigación realizado por Amin M. (1983), considerando las respectivas correcciones realizadas por Rajasekaran S., Kulkarni S.D., Mallya U.D. y Chaturvedi R.C. (1998). El método de obtención de dichos parámetros consiste en la construcción de una zona paramétrica que debe satisfacer los siguientes requerimientos:

- La velocidad de alimentación del alambre (W_f) debe estar balanceada con la rata de fusión de este, tal que la longitud del arco se mantenga constante durante la soldadura (Criterio de Burnoff).
- La transferencia metálica tipo rociado debe ser producida, incluso a velocidades de alimentación bajas, que en GMAW-Convencional, podrían producir transferencia tipo globular (Criterio de transferencia metálica).
- La corriente base no debe ser inferior a un límite mínimo que garantice un arco estable, por debajo de este valor el arco podría extinguirse (Criterio de estabilidad del arco).

2.3.5.1.- Criterio de Burnoff

Mientras que la corriente varía con el tiempo en GMAW-P, es esencial que la corriente promedio, la cual determina la tasa de consumo del electrodo, se balancee con la velocidad de alimentación del alambre, de manera de mantener una longitud de arco constante. Para poder satisfacer este criterio se hace uso de una relación funcional que representa todas las condiciones de pulso factibles (I_p , I_b , T_p , T_b) pertenecientes a una corriente media específica (I_m).

Esta relación debe constituir un área de trabajo que abarcará todas las posibles combinaciones de parámetros, y que se denominará Zona Paramétrica. Para la construcción de esta zona, en primer lugar, se debe graficar una relación entre la corriente media (I_m) y la velocidad de alimentación (W_f), obtenida al realizar soldaduras por ensayo y error tomando en cuenta todas las variables y parámetros de pulso que proporcionen mayor estabilidad del arco. Este procedimiento se realiza empleando GMAW-P y GMAW convencional en cada caso, como lo sugirió Rajasekaran y otros (1998), con el objetivo de lograr un punto de intersección entre ambas rectas (figura 2.13), el cual representa el valor de I_m y W_f por encima de los cuales se obtiene transferencia tipo rociado.

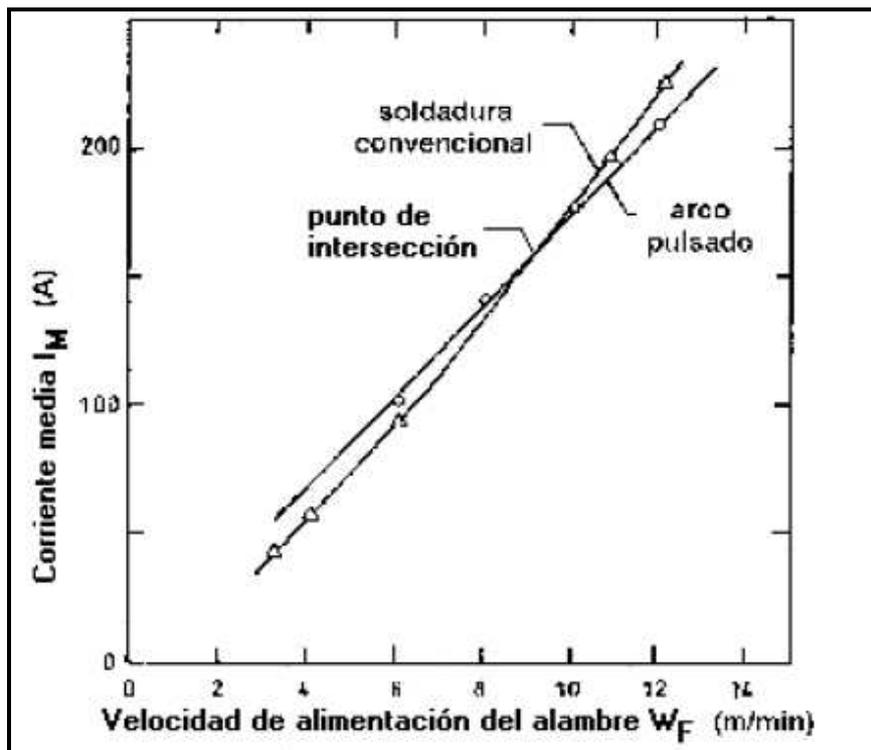


Figura 2.13.- Líneas características de Burnoff para soldadura convencional y por arco pulsado

La corriente media puede calcularse por la siguiente ecuación, usando los parámetros registrados de cada soldadura:

$$I_m = \frac{(I_p * T_p) + (I_b * T_b)}{(T_p + T_b)} \quad (4)$$

Debe señalarse que Amin (1983) en su investigación, no asume un diámetro de gota igual al diámetro del alambre usado como material de aporte, por lo que el volumen de gota (V_D) varía según el tamaño del aporte utilizado. Rajasekaran y otros (1998), si asume un diámetro de gota igual al diámetro del electrodo (gota esférica), ya que, según se ha reportado, provee de una buena transferencia metálica y soldaduras de alta calidad. Por otra parte, asegura que al trabajar con volúmenes de gotas mayores al diámetro del alambre se favorece la transferencia corto circuito y por lo tanto las salpicaduras. Basándose en esta última suposición, se tiene que:

$$V_D = (4/3) \pi * r^3 \quad (5)$$

Donde:

r = radio del material de aporte (mm)

V_D = volumen de la gota (mm³)

El tiempo de ciclo de pulso se calcula para producir una gota por pulso a diferentes velocidades WF usando la siguiente expresión:

$$T = \frac{240 * V_D}{\pi * d^2 * Wf} \quad (6)$$

donde: T = tiempo de ciclo (ms)

d = diámetro del alambre (mm)

Además se conoce que:

$$T = T_p + T_b \quad (7)$$

Como la relación de la figura 2.13 es lineal podemos tomar la ecuación de una recta para describir su comportamiento:

$$I_m = m * W_f + C \quad (8)$$

Donde:

m = pendiente de la recta

C = intersección con la ordenada

A partir de la ecuación 4 se puede despejar:

$$I_p = \left(\frac{(T_p + T_b)}{T_p} * I_m \right) - \left(\frac{T_b}{T_p} + I_b \right) \quad (9)$$

Sustituyendo la ecuación 7 en la 9 y operando adecuadamente, se obtiene:

$$I_p = \left(\frac{T}{T_p} \right) * I_m - \left(\frac{T}{T_p} - 1 \right) * I_b \quad (10)$$

Esta ecuación define la relación entre I_p e I_b para una I_m ó W_f determinada. Con un T_p específico y a partir de esta relación podemos definir una Zona Paramétrica para un rango entero de valores de T_p como se muestra en la gráfica de la figura 2.14.

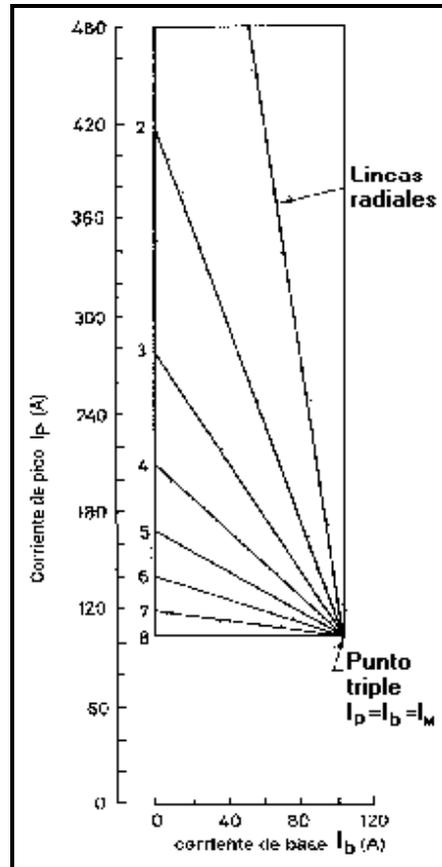


Figura 2.14.- Zona paramétrica predicha según el Criterio de Burnoff

Dentro de esta zona paramétrica, para un determinado I_m , existe una relación lineal entre la corriente de pico (I_p) y la corriente de base (I_b), en la cual, I_p disminuye con un incremento de la corriente de base. El mínimo valor posible de I_b es limitado por la intersección con el eje de la ordenada donde se hace cero, dado que los valores negativos del mismo carecen de sentido físico. El mínimo valor posible de I_p es el punto común $I_b = I_p = I_m$. De esta manera se puede variar T_p con una combinación de I_p e I_b alrededor del punto común $I_b = I_p = I_m$ desde la vertical hasta la horizontal, es decir, desde una pendiente (∞) a $T_p = 0$, hasta una pendiente igual a 0 a $T_p = T$, respectivamente.

Como resultado se obtiene una combinación única de I_b , I_p y T_p dentro de esta Zona Paramétrica, que representa los posibles valores potenciales de condiciones de pulso para un valor único de I_m con los cuales podemos garantizar el Criterio de Burnoff.

2.3.5.2.- Criterio de transferencia metálica

A pesar de que todas las combinaciones I_p , T_p , I_b y T_b que se muestran en la Zona Paramétrica de la figura 2.14 podrían satisfacer el Criterio de Burnoff, combinaciones insuficientes de I_p y T_p podrían no producir transferencia metálica tipo spray, ya que para una WF dada, tanto I_p como T_p deben ajustarse de manera que se produzca una gota por pulso y si esta combinación no provee suficiente energía, no se desprenderá una gota por pulso y el proceso se tornará inestable; de manera que la Zona Paramétrica debe ser adicionalmente limitada para lograr satisfacer el desprendimiento de la gota durante I_p .

2.3.5.2.1.- Limitación de la corriente pico (I_p) y Tiempo Pico (T_p)

El paso inicial para la limitación de la corriente pico y tiempo pico es llevar a cabo una serie de experimentos, seleccionando de la zona paramétrica desarrollada en el criterio de Burnoff varios juegos de parámetros. Luego, los tipos de desprendimiento se pueden identificar mediante los oscilogramas registrados durante el proceso de soldadura empleando los parámetros señalados.

El número de gotas que se desprende por pulso puede observarse en la forma de onda del voltaje y esta representado por los picos que se presenten en la misma (figura 2.15). El único requisito que deben satisfacer los parámetros de soldadura usados, además de mostrar el desprendimiento de una gota por pulso,

es que deben originar el modo de transferencia tipo rociado, es decir, con valores de I_m (ó W_f) iguales o superiores a la corriente de transición.

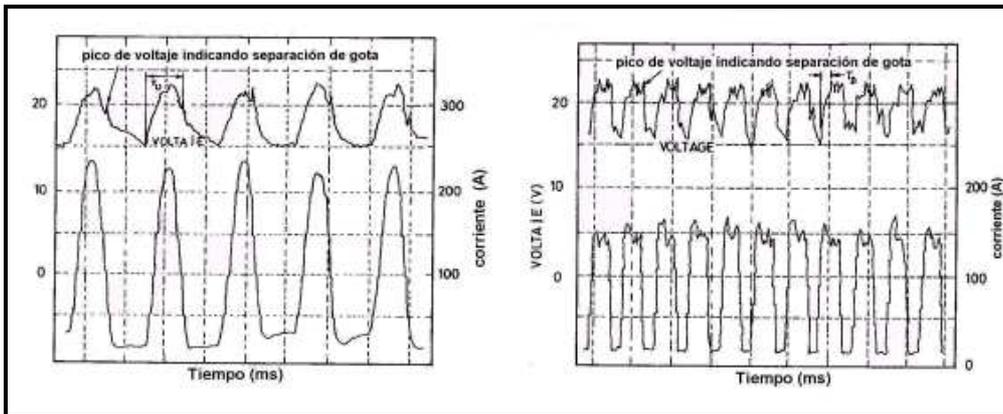


Figura 2.15.- Oscilogramas típicos de corriente y tensión representando separación de una gota por pulso (izquierda) y más de una gota por pulso (derecha).

Los valores de I_p y T_p se agrupan de acuerdo al número de gotas que se desprenden por pulso y se grafican en escala logarítmica como se muestra en la figura 2.16. Las rectas que se obtienen son de pendiente negativa y sus valores deberían coincidir entre sí. Según se ha reportado, la pendiente varía dependiendo de la composición química y diámetro del alambre.

La relación entre I_p y T_p puede expresarse por:

$$I_p^{-m} * T_p = K_v \quad (11)$$

Donde m es la pendiente de las rectas agrupadas por número de gotas desprendidas y K_v es una constante llamada Parámetro de Desprendimiento. Los valores de esta constante varían dependiendo del volumen de la gota desprendida, según el tipo y diámetro del material de aporte y su determinación es esencial para la limitación de I_p y T_p .

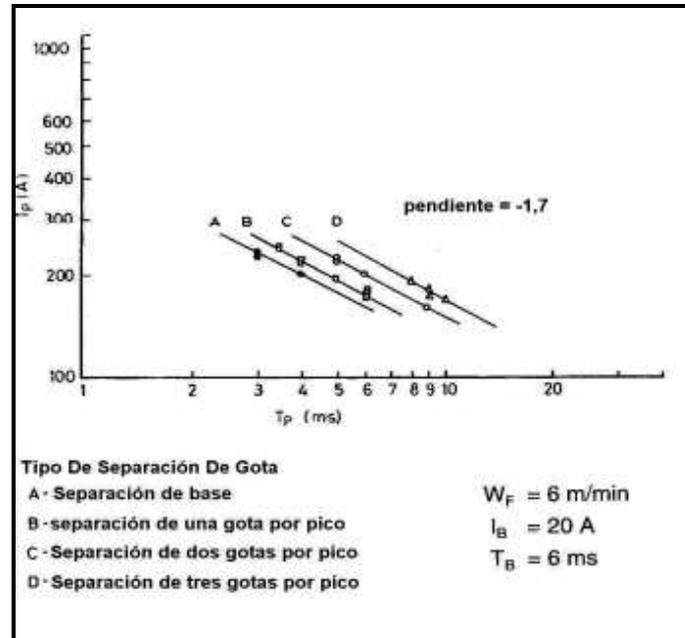


Figura 2.16.- Relación entre I_p y T_p para diferentes tipos de separación de gota por pulso.

2.3.5.2.2.- Estimación del parámetro de desprendimiento K_v

Los valores de K_v para cualquier volumen de gota requerido se estiman de los datos y oscilogramas registrados a partir de soldaduras usando arco convencional con valores de W_f que garanticen transferencia metálica tipo rociado. Para cada ensayo la velocidad de alimentación y la tensión se ajustan de manera tal que se logre mantener una longitud de arco constante. Durante los experimentos, tanto la corriente como la tensión del arco se registran sobre un oscilograma, a partir del cual también se determinan el tiempo de desprendimiento de gota (T_{dc}), volumen de gota y nivel de corriente (I_{dc}). Los oscilogramas típicos se muestran en la figura 2.17 donde los desprendimientos de gota nuevamente se observan en los picos que se forman sobre la forma de onda del voltaje. Aunque el intervalo de tiempo entre sucesivas gotas varía de desprendimiento en desprendimiento, el intervalo de tiempo promedio es

aproximadamente constante, el cual puede ser tomado como una aproximación al tiempo de desprendimiento de gota (T_{dc}). Sin embargo, una mejor estimación está dada por el tiempo modal de desprendimiento de gota (T_{dm}) el cual se obtiene de un histograma de frecuencia (figura 2.18).

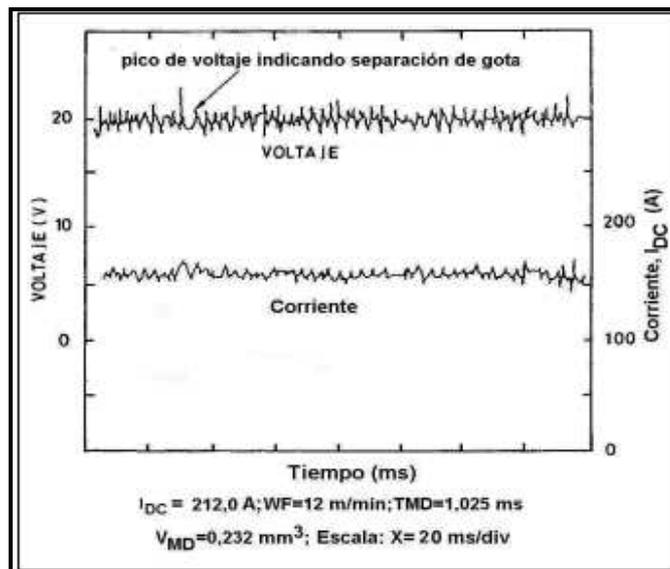


Figura 2.17.- Corriente y voltaje del arco empleando soldadura convencional.

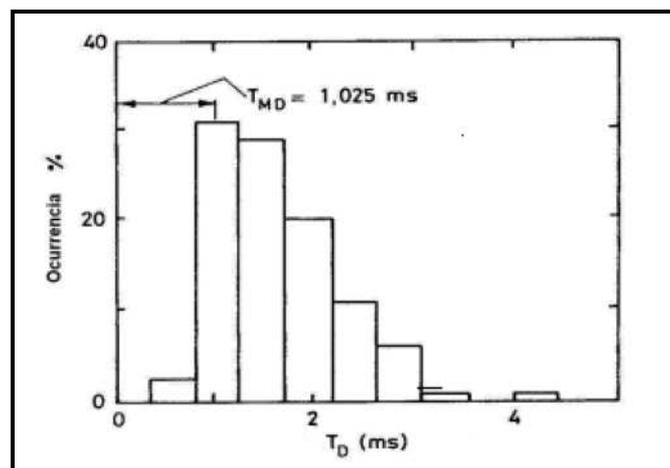


Figura 2.18.- Histograma de frecuencia para los intervalos de tiempo con parámetros dados.

Los valores de T_{dm} determinados experimentalmente fueron requeridos para calcular el volumen de gota modal (V_{dm}) mediante la siguiente expresión:

$$V_{dm} = \frac{\pi \cdot d^3 \cdot W_f \cdot T_{dm}}{240} \quad (12)$$

Donde:

d = diámetro del alambre

W_f = velocidad de alimentación

Es relevante señalar que Amin (1983) en su investigación, usa como valor modal, el punto final (el mayor) del intervalo de clase de máxima frecuencia, mientras que Rajasekaran y otros (1998), usa el punto medio del intervalo de clase, lo cual se considera una mejor práctica por los estadistas.

Los niveles de corriente de las soldaduras usadas (I_{dc}) igualmente se obtienen de los oscilogramas. A partir de todo este conjunto de valores T_{dm} , V_{dm} e I_{dc} obtenidos por cada velocidad de alimentación se obtiene la relación de I_{dc} vs. V_{dm} y además se obtiene la relación V_{dm} vs. T_{dm} como se muestra en la figura 2.19.

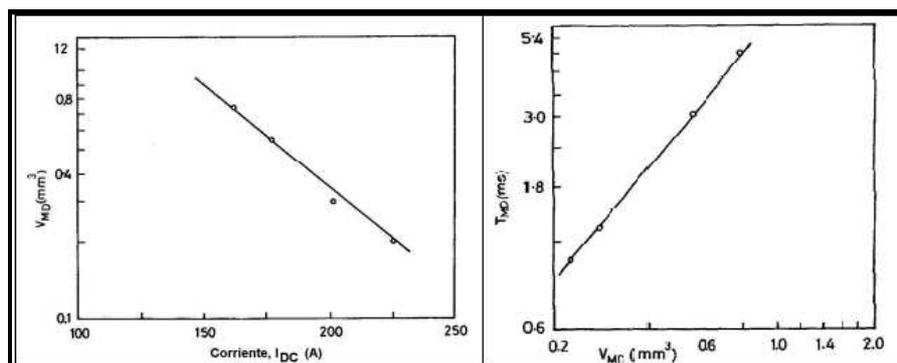


Figura 2.19.- Relación entre los niveles de corriente y volumen modal de gota (izquierda); Relación entre tiempo modal de desprendimiento de gota y volumen modal de gota (derecha).

De estos valores se espera satisfacer el criterio de la transferencia metálica al obtener finalmente los valores Kv a partir de la siguiente ecuación:

$$K_v = I_{dc}^{-m} * T_{dm} \quad (13)$$

2.3.5.2.3.- Curva paramétrica de desprendimiento

El valor de KV se sustituye en la ecuación 11 definiendo una curva paramétrica de separación, que al superponerse a la figura 2.14, como se muestra en la figura 2.20, limita las condiciones de pulso predichas por el criterio de Burnoff a aquellas que también satisfacen el criterio de la transferencia metálica, es decir que sólo las combinaciones de parámetros de corriente pulsada por encima de la curva paramétrica de desprendimiento podrán satisfacer el criterio de transferencia metálica.

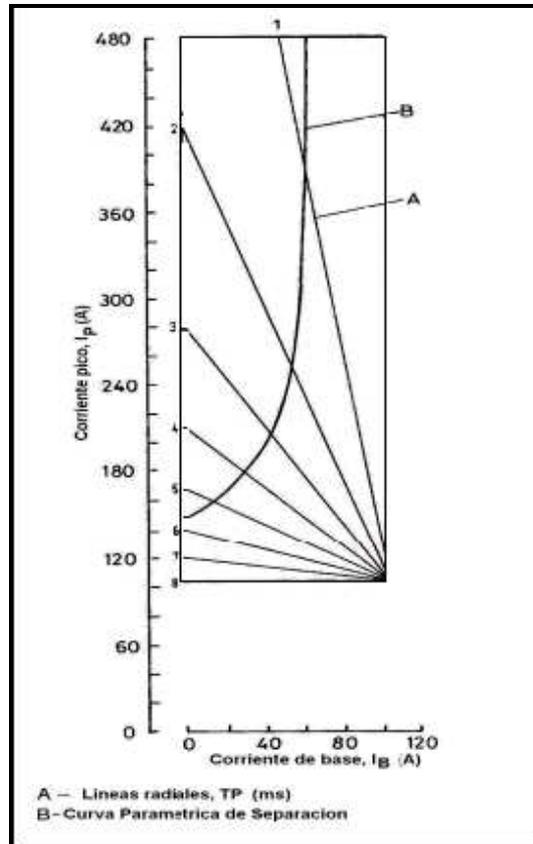


Figura 2.20.- Imposición de la curva paramétrica de separación (curva B) sobre la zona predicha por el Criterio de Burnoff.

2.3.5.3.- Criterio de estabilidad del arco

Las condiciones de pulso o las combinaciones paramétricas están también limitadas por el requerimiento de la corriente base de no exceder un valor mínimo, debido a que el arco eléctrico a bajas corriente base se torna inestable.

Esta limitante puede ser expresada por

$$I_b > C \quad (14)$$

Donde C es la corriente base límite para un arco estable

La zona paramétrica resultante (figura 2.21), está incluida entre la curva paramétrica de desprendimiento y la curva límite de I_b , esto representa el conjunto de valores para cada uno de los parámetros de corriente pulsada que satisfacen simultáneamente los criterios de Burnoff, transferencia metálica y estabilidad del arco.

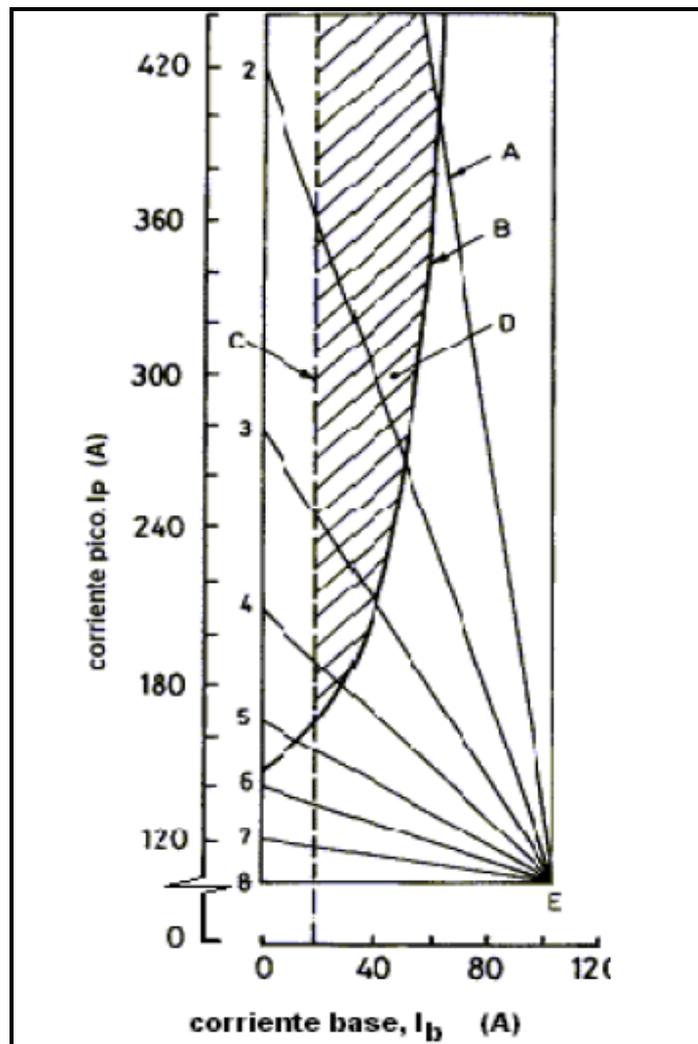


Figura 2.21.- Límite de corriente base (C), junto con la curva paramétrica de separación (B), superpuestas sobre la zona paramétrica predicha por el criterio de burnoff.

2.3.5.4.- Acotamiento final de la zona paramétrica

A pesar de que la zona paramétrica predicha y limitada por los tres criterios de Amin, resulta en una buena aproximación de los parámetros óptimos de corriente pulsada, no todas las combinaciones I_p , I_b y T_p de esta zona paramétrica proporcionarían un arco estable, así como tampoco las características de soldadura deseables tales como: el perfil de penetración, la geometría del cordón y el desprendimiento de una gota por pulso, entre otras. Por esta razón, Rajasekaran y otros (1998), consideran necesario limitar la zona paramétrica predicha por los tres criterios de Amin, con un cuarto criterio combinado de uniformidad en la longitud del arco, en el tipo de desprendimiento de gota (una gota por pulso) y en el aspecto superficial del cordón de soldadura.

Para desarrollar este cuarto criterio, es primordial el análisis de los oscilogramas de los parámetros involucrados. Puesto que es la única forma de descartar entre un desprendimiento, dos desprendimientos o tres desprendimientos de gotas por pulso⁽³⁶⁾. Los parámetros de corriente pulsada que cumplan con el cuarto criterio planteado por Rajasekaran y otros (1998), limitarán una pequeña área dentro de la zona paramétrica predicha por los tres criterios de Amin, la cual es definida como La Nueva Zona Paramétrica de Pulso Estable⁽³⁶⁾.

Lo anterior se ilustra en la figura 2.22.

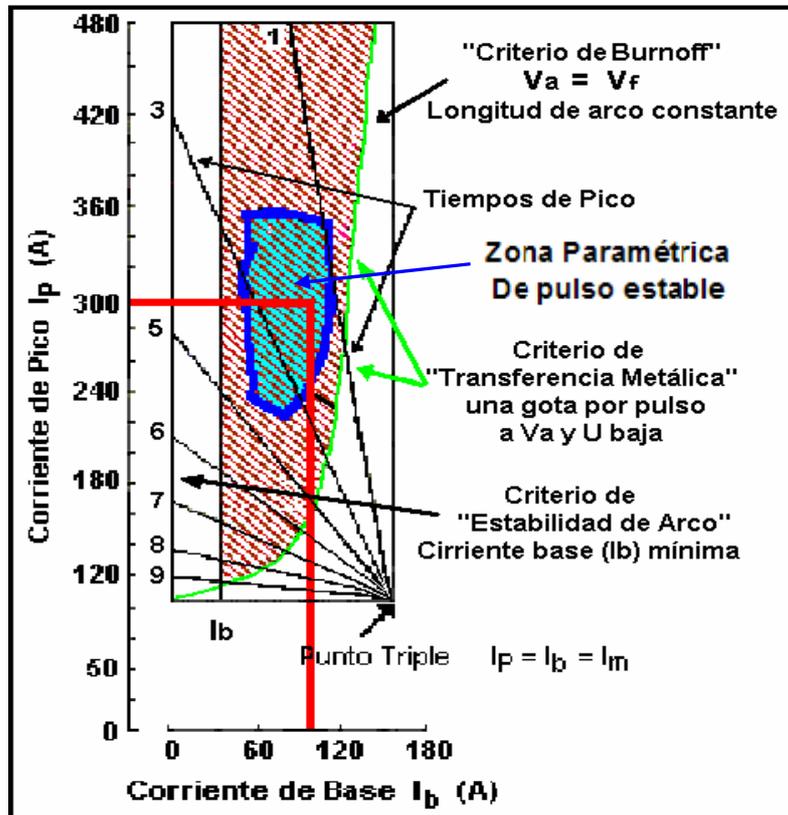


Figura 2.22.- Zona paramétrica de pulso estable.

2.4.- CALIFICACIÓN DEL PROCEDIMIENTO DE SOLDADURA

Un factor muy importante en el desarrollo y uso de materiales y procesos en soldadura, es la preocupación por aquellas personas que están expuestas a posibles peligros. Es por lo tanto esencial que los materiales usados y la capacidad de los procesos cumplan con ciertos niveles de aceptación. Esto implica la necesidad de establecer instrucciones detalladas para gobernar varios materiales y procesos.

Existen diferentes códigos, normas y especificaciones que comprenden tales instrucciones y cubren el área de soldadura. Por tanto, donde la vida y la

seguridad estén involucradas, la cantidad y calidad de la inspección de soldadura usualmente está acorde con un código, norma o especificación, como por el ejemplo la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾.

A continuación, se desarrollarán en forma detallada, algunos de los aspectos más relevantes relacionados con el procedimiento de una soldadura y su calificación.

2.4.1.- Especificación del procedimiento de soldadura (EPS)

La Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾, define a la EPS como un procedimiento de soldadura calificado para proporcionar las directrices empleadas en la realización de soldaduras de producción según los requerimientos de un código que pueda ser aplicado. La EPS u otros documentos son utilizados para proporcionar directrices a los soldadores u operadores de soldadura para asegurar el cumplimiento del Código.

Una EPS completa, debe describir todas las variables esenciales, no esenciales y en el caso de que existieran para un procedimiento en particular, las variables esenciales suplementarias.

La Sección IX del Código ASME define estos tipos de variables de la siguiente manera:

2.4.1.1.- Variables esenciales

Son aquellas que afectan las propiedades mecánicas de la junta. Estas deberán ser claramente documentadas y, de variar en cualquier forma, se deberá probar y calificar nuevamente el procedimiento de soldadura. Entre las variables esenciales envueltas en una EPS, pueden considerarse las siguientes:

- El proceso de soldadura.
- El tipo, especificación ó composición del metal base.
- La geometría del metal base, normalmente espesor.
- La necesidad de pre o post calentamiento del metal base.
- El metal de aporte y todo otro material consumido durante la soldadura.

2.4.1.2.- Variables no esenciales

Son aquellas que de variar dentro de ciertos límites, no afectan las propiedades mecánicas de la soldadura y no requieren de una recalificación del procedimiento de soldadura. Entre las variables no esenciales envueltas en una EPS, pueden considerarse las siguientes:

- La progresión (ascendente a descendente).
- Ciertas detalles del diseño de la junta.
- El tamaño del electrodo o alambre.
- El uso y tipo de respaldo de soldadura.
- La técnica de aplicación del proceso.

2.4.1.3.- Variables esenciales suplementarias

Para materiales, en donde la tenacidad (resistencia al impacto) es importante, existen ciertos códigos que consideran variables esenciales suplementarias, y estas son aquellas que afectan la tenacidad de la soldadura. Algunas de estas variables pueden ser:

- La progresión de la soldadura (ascendente a descendente).
- Calor suministrado.
- La polaridad de la corriente de soldadura.
- Numero de pases.

En el área de las variables de un procedimiento de soldadura, es importante recalcar el hecho de que todo cambio introducido, debe ser claramente documentado, ya que lo que para un código de diseño puede ser no esencial, para otro código puede convertirse en una variable esencial. Esto toma especial importancia al considerar, que las variables esenciales pueden no ser las mismas para una especificación de procedimiento de soldadura (EPS) y para la calificación de un soldador.

2.4.2.- Evaluación de la soldadura

El propósito de las pruebas de calificación de la especificación de procedimiento de soldadura (EPS), es demostrar que los materiales y métodos descritos producirán juntas de soldadura que cumplen con los requerimientos de servicio y códigos aplicables.

Estas pruebas comprenden una serie de ensayos destructivos y no destructivos, que en conjunto sirven para evaluar la soldadura realizada con algún procedimiento de soldadura descrito por una EPS, y con esto es posible calificar a la misma. Los tipos de ensayos a realizar estarán contemplados en los códigos que puedan ser aplicados.

A continuación se listan los ensayos requeridos por la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾ para calificar un procedimiento de soldadura, junto a algunos adicionales recomendados por este y otros códigos:

- ***Ensayos no destructivos:*** La evaluación no destructiva de una junta de soldadura abarca las técnicas de inspección por líquidos penetrantes inspección visual y radiografía. Los resultados obtenidos con estas pruebas pueden ser complementados por los métodos de inspección por ultrasonido y por partículas magnéticas.
- ***Ensayos destructivos:*** La calificación de un procedimiento de soldadura empleando la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾ involucra necesariamente los ensayos de tracción y doblez, pero al igual que en las pruebas no destructivas, los resultados obtenidos con estos ensayos se pueden complementar realizando otros ensayos, como por ejemplo los de dureza, impacto y fatiga.

Algunos procedimientos y técnicas de medición también proporcionan una excelente base para calificar un procedimiento, tales como lo son el análisis químico, la evaluación metalográfica (macro y microestructural) y la medición del contenido de ferrita.

2.4.3.- Registro de las pruebas de calificación (RPC)

Un RPC es un registro de las pruebas de calificación del procedimiento de los datos de soldadura usados para la elaboración del cupón de prueba, y de los resultados de los ensayos aplicados a las diferentes probetas.

El RPC debe documentar todas las variables esenciales, y cuando sean requeridas, las variables suplementarias, las variables no esenciales y otras

usadas durante la soldadura del cupón de prueba, pueden ser registradas a opción del fabricante. Los cambios al RPC no son permitidos, ya que el RPC es un registro de lo ocurrido durante una prueba particular de la soldadura.

Son permitidas correcciones en la parte editorial. La información requerida para estar en el RPC puede estar en cualquier formato que satisfaga las necesidades de cada fabricante. También debe ser enlistado los tipos números y resultados de los ensayos aplicados a las probetas.

Los RPC usados para soportar loa EPS deben estar a la disposición, bajo solicitud, para ser revisados por el personal autorizado, no es necesario que esté disponible para el soldador.

CAPITULO III

PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

El procedimiento experimental desarrollado en este trabajo se presenta resumido en el diagrama de flujo ilustrado en la figura 3.1. En esta metodología se distinguen tres etapas principales, siendo la primera de éstas la caracterización de los materiales base y aporte, seguida por la determinación de los parámetros de pulso para el proceso de soldadura GMAW con corriente pulsada, y posteriormente la caracterización de la soldadura disímil realizada mediante ensayos destructivos y no destructivos. Finalmente, se hizo la calificación del procedimiento de soldadura mediante la elaboración del registro de pruebas de calificación (RCP).

3.1.- CARACTERIZACIÓN DE LOS MATERIALES BASE Y APORTE

Los materiales base utilizados en la realización de este trabajo fueron lámina de acero estructural ASTM A36 y lámina de acero inoxidable austenítico AISI/SAE 304, ambas de 4 mm de espesor, las cuales fueron unidas en el proceso de soldadura usando como material de aporte el alambre de acero inoxidable austenítico ER 309L de 1,2 mm de diámetro.

La evaluación de los materiales estuvo comprendida inicialmente por la caracterización química de estos, seguida por la caracterización metalográfica, la cual incluyó un análisis micrográfico y la medición del contenido de ferrita presente en cada material utilizado. Finalmente, se determinaron las principales propiedades mecánicas de los metales base a través de la caracterización mecánica, mediante el ensayo de dureza y el ensayo de tracción.

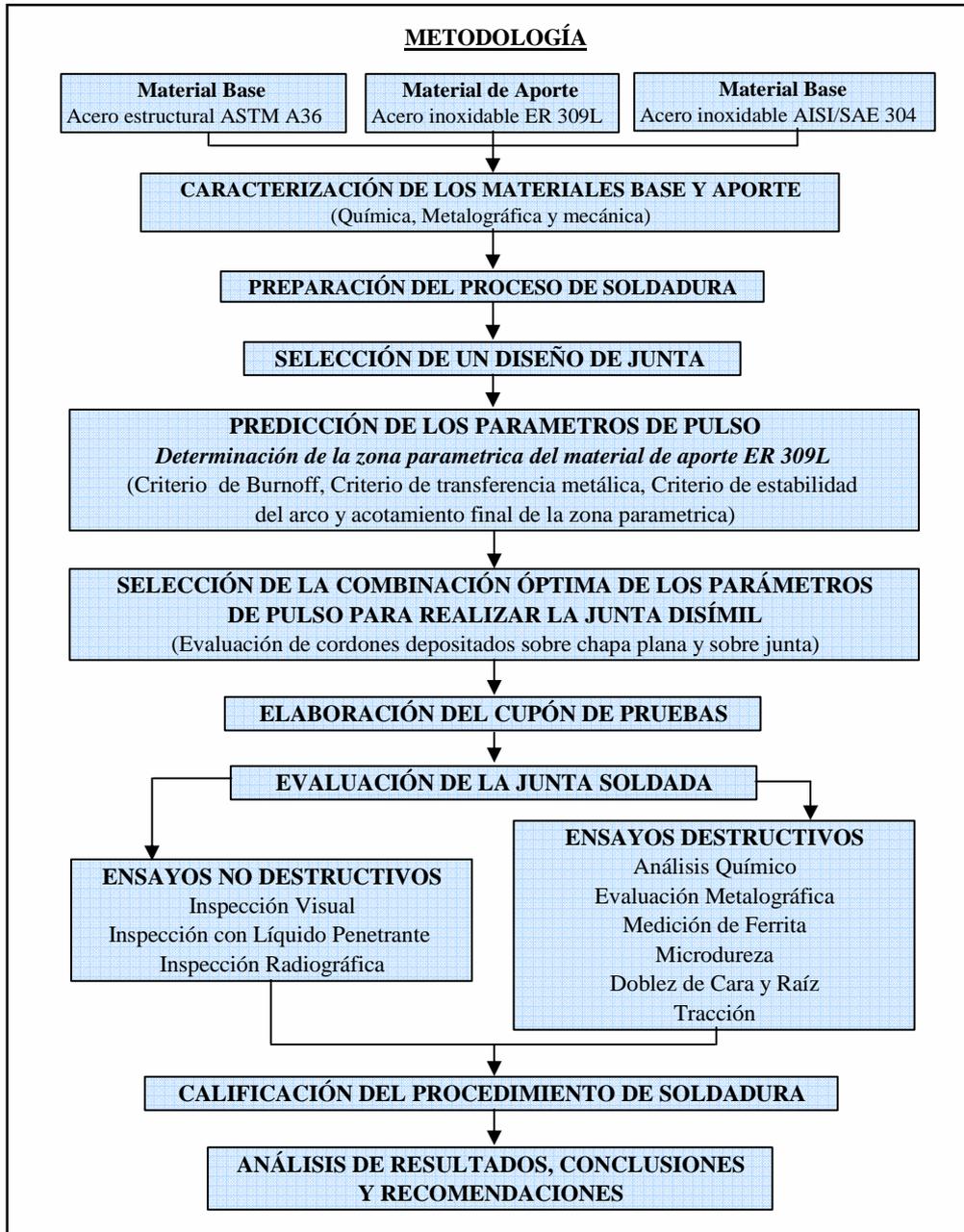


Figura 3.1.- Esquema del procedimiento experimental seguido en este trabajo.

3.1.1.- Caracterización química de los materiales base y de aporte

La caracterización química consistió en la determinación del porcentaje en peso de los elementos aleantes contenidos en los materiales base (ASTM A36 y AISI/SAE 304) y el material de aporte (AWS ER309L). Con este propósito se extrajeron muestras de 10 gr de virutas de cada material, y por medio del método analítico de espectroscopia de absorción atómica de llama se determinaron las cantidades de cromo y silicio existentes en el acero estructural ASTM A36, y las cantidades de molibdeno y silicio presentes en ambos aceros inoxidable. Luego se halló el porcentaje en peso de carbono y azufre contenido en cada uno de los tres materiales por medio del método gasométrico. Finalmente los porcentajes de cromo, níquel y manganeso contenidos en los aceros inoxidable, junto con el molibdeno y manganeso contenido en el acero estructural, se midieron por medio de un equipo de fluorescencia.

Todos los ensayos se llevaron a cabo en el Laboratorio de Análisis Químico Instrumental de la Escuela de Ingeniería Metalúrgica y Ciencia de los Materiales de la UCV. En la figura 3.2 se muestran los equipos utilizados en cada uno de los métodos.



Figura 3.2.- a) Equipo de espectroscopia de absorción atómica de llama marca Perkin Elmer.
b) Equipo de fluorescencia marca X-MET 3000TX c) Equipo de gasometría marca Leco.

3.1.2.- Caracterización metalográfica de los materiales base

Las características microestructurales de los metales base fueron examinadas microscópicamente por medio de un estudio metalográfico hecho en la superficie transversal al sentido de laminación. Para esto se tomó una muestra de cada acero usando una cortadora de disco refrigerada, las cuales después de realizarles un lijado burdo con papel de lija 80 fueron embutidas en baquelita para facilitar el proceso de pulido. Ambos especímenes se desbastaron haciéndose pasar por la siguiente secuencia de papel de carburo de silicio: 180, 240, 320, 400, 600, 1200 y 1500. Una vez obtenida una superficie regular por medio del desbaste, se procedió a realizar el pulido fino y final a las probetas en estudio, este fue llevado a cabo en el siguiente orden; primero en una lona con alúmina 1,00 μm , posteriormente en un paño verde con alúmina 0,300 μm y por último en un paño rojo con alúmina 0,050 μm .

Después de obtener una superficie especular libre de rayas en las probetas, cada material fue atacado con un reactivo específico para revelar su microestructura; dichos reactivos se seleccionaron de acuerdo a lo establecido en la norma ASTM E-407⁽¹³⁾. La probeta de acero estructural ASTM A36 se atacó con una solución de nital al 2% durante 4 segundos, mientras que la probeta de acero inoxidable AISI/SAE 304 fue atacada con una solución electrolítica de ácido oxálico (10 g de ácido en 100 mL. de agua) en condiciones de 6V durante 15 segundos.

Posteriormente las micrografías fueron observadas y fotografiadas a un aumento de 250X por medio del microscopio óptico Olympus PMG3 mostrado en la figura 3.3, junto al monitor digital marca JVC, incorporado al mismo.

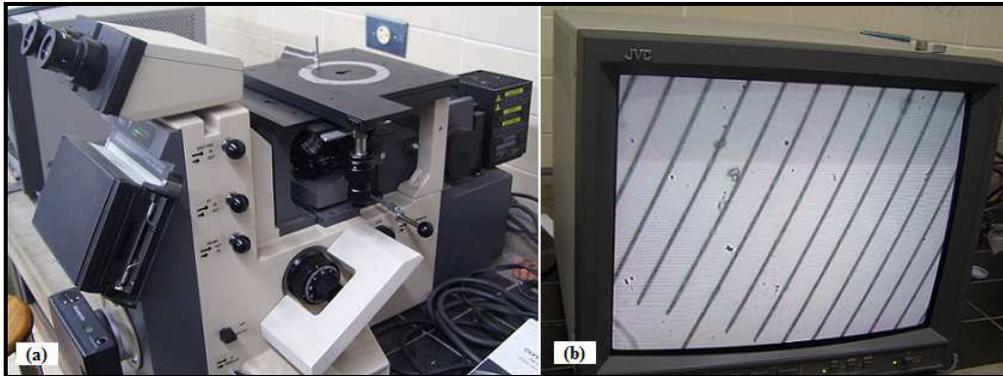


Figura 3.3.- a) Microscopio óptico OLYMPUS PMG3. b) Monitor JVC.

3.1.3.- Medición del contenido de ferrita

3.1.3.1.- Método químico

El contenido de ferrita en el metal base inoxidable AISI/SAE 304 y el que sería posible obtener con el metal de aporte ER 309L sin diluir, fueron estimados químicamente usando el diagrama de Schaeffler. Para esto, los valores de níquel equivalente y de cromo equivalente fueron calculados sustituyendo los resultados experimentales obtenidos en el análisis químico de los materiales antes mencionados en las ecuaciones 2 y 3 respectivamente, las cuales fueron reportadas por American Society for Metals⁽⁵⁾ para este procedimiento.

Níquel equivalente:

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

Cromo equivalente:

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

3.1.3.2.- Método metalográfico

El contenido de ferrita en el metal base inoxidable se midió metalográficamente a través del software analizador de imágenes Digital Micrograph versión 1.81.78. Por medio de este programa se procesó la micrografía tomada al acero inoxidable AISI/SAE 304 mostrada en la figura 4.2. En el análisis de la micrografía, el programa analizador calculó de forma automática el número de píxeles que ocupa cada fase existente en ellas, luego presentó los resultados obtenidos en un histograma. Posteriormente, la composición porcentual de las fases que componen la microestructura de este acero, austenita (fase clara) y ferrita (líneas oscuras), se obtuvo al dividir el número de píxeles de cada fase entre el número de píxeles totales que componen la imagen. El análisis de la micrografía consto de 3 mediciones, cuyos resultados fueron reportados en la tabla 4.5 junto con el valor promedio.

3.1.4.- Carbono equivalente en el metal base ASTM A36

Con la finalidad de predecir el grado de soldabilidad del acero estructural, así como los posibles efectos que sus elementos de aleación podrían tener sobre la calidad de la junta obtenida, de la cual esté formó parte, se calculo el valor del carbono equivalente (CE) para dicho acero. Para determinar este valor, se sustituyeron los resultados obtenidos de la caracterización química del metal base ASTM A36 en la ecuación 1, siendo esta la formula propuesta por la American Welding Society⁽³³⁾ y la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾ para el calculo del carbono equivalente de los aceros al carbono y de baja aleación.

$$CE = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr+Mo+V}{5} + \frac{Ni+Cu}{15} \quad (1)$$

3.1.5.- Caracterización mecánica del material base

3.1.5.1.- Ensayo de Dureza

El valor de la Dureza del acero estructural ASTM A36 y el acero inoxidable AISI/SAE 304 fue medido por medio del ensayo Rockwell B, el cual se llevo a cabo de acuerdo al procedimiento y características técnicas descritas en la norma ASTM A370⁽¹⁰⁾. Para la realización de dicha prueba, se extrajo una probeta longitudinal de cada material base, en las que se hicieron 8 mediciones en la superficie transversal al sentido de laminación. El equipo utilizado en este ensayo fue un durómetro marca Wilson/Rockwell, mostrado en la figura 3.4.



Figura 3.4.- Durómetro Wilson / Rockwell.

3.1.5.2.- Ensayo de Tracción

La caracterización mecánica de los dos materiales base se complementó con la realización del ensayo de tracción, el cual fue hecho según la metodología descrita en la norma ASTM A370⁽¹⁰⁾. Para esto se extrajeron tiras planas

longitudinales de cada chapa de acero a partir de las cuales se construyeron las probetas utilizadas en este ensayo, tres del acero estructural ASTM A36 y tres del acero inoxidable AISI/SAE 304, estas probetas fueron fabricadas con las dimensiones especificadas en la normativa técnica antes mencionada. La figura 3.5 muestra en detalle el diseño de dichas probetas, donde se puede apreciar la orientación del sentido de laminación con respecto a la geometría de los especímenes, además de la longitud calibrada establecida en este estudio ($L_0 = 50 \text{ mm}$).

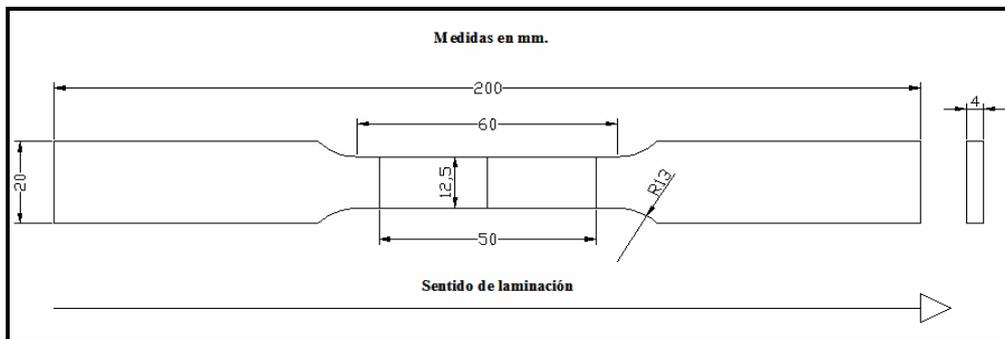


Figura 3.5.- Diseño de las probetas del ensayo de tracción realizado a los materiales base, tomado de la figura 3 de la norma ASTM A370⁽⁷⁾.

Las pruebas de tensión fueron hechas en una máquina universal de ensayo marca BALDWIN, ubicada en las instalaciones del Instituto de materiales y modelos estructurales (IMME). Adicionalmente, fue utilizado un extensómetro marca AMSLER para hacer las mediciones de la deformación, estos equipos se muestran en la figura 3.6.



Figura 3.6.- a) Máquina universal de ensayos marca BALDWIN. b) Extensómetro marca AMSLER.

Mientras cada probeta era ensayada, la fuerza (F_i) aplicada sobre esta se leyó en el indicador de carga de la maquina, y simultáneamente se registró la deformación (ΔL_i) que ésta causaba en el extensómetro. A partir de estos datos obtenidos, y por medio de las ecuaciones 15 y 16, se calcularon los valores de esfuerzo unitario (S_i) y deformación unitaria (e_i), donde “ A_o ” es el area transversal original de la zona calibrada. Posteriormente se procedió a construir la curva de esfuerzo Vs deformación para cada probeta.

$$S_i = \frac{F_i}{A_o} \quad (15)$$

$$e_i = \frac{\Delta L_i}{L_o} \quad (16)$$

Adicionalmente, se registraron los valores de carga máxima de cada prueba, y también fue medida la longitud final de la zona calibrada después de la ruptura. A partir de estos datos experimentales y de las gráficas obtenidas se calculo

para cada probeta los valores de resistencia a la tensión o resistencia máxima ($S_{m\acute{a}x}$) y el porcentaje de elongación en 50 mm, todo esto siguiendo el procedimiento sugerido en la norma ASTM A370⁽¹⁰⁾. Finalmente, usando el “método de la deformación permanente especificada” (ó método de la compensación) descrito en el apartado 13.2.1 de la norma anterior se obtuvo la resistencia a la fluencia (S_y) definida a 0,2% de la longitud calibrada. Todos estos resultados experimentales fueron resumidos y presentados en tablas, los cuales se compararon con los valores requeridos en la normativa técnica concerniente a cada acero.

3.2.- PREPARACIÓN DEL PROCESO DE SOLDADURA

3.2.1.- Fuente de energía

El equipo de soldadura utilizado en este trabajo fue la fuente multiproceso MTE DIGITEC 450 mostrada en la figura 3.7. Este equipo, de fabricación brasilera, fue diseñado y construido por el Instituto de Soldadura y Mecatronica para operar con los procesos de soldadura GMAW convencional y pulsado, TIG con corriente continua y pulsada, y soldadura con electrodo revestido ó SMAW.

La operación de este equipo se realiza a través de un panel de control equipado con un teclado y una pantalla de cristal líquido, por medio del cual se hace la selección del proceso a realizar, así como el ajuste de las variables de forma simple y practica. Esta fuente cuenta con un sistema de alimentación del alambre que tracciona al hilo del electrodo procedente de una bobina, y lo empuja automáticamente hacia la pistola de soldadura mediante un sistema de rodillos.



Figura 3.7.- Fuente de soldadura MTE DIGITEC 450.

Los datos técnicos del equipo se resumen en la tabla mostrada a continuación:

Tabla 3.1.- Datos técnicos de la fuente de soldadura MTE DIGITEC 450.

Voltaje	220, 380 o 440 V trifásica
Tensión en vacío	64 V
Corriente	Continua (Constante o pulsada)
Corriente Nominal	300 A
Corriente Máxima	450 A
Dimensiones	0,5 x 0,6 x 0,9 m
Peso	150 kg

Circuito de enfriamiento	3,5 Litros de agua destilada
Potencia máxima consumida	12 kW

3.2.2.- Monitoreo y registro de los parámetros de soldadura

Los parámetros de soldadura (corriente, voltaje y velocidad de alimentación del alambre) fueron monitoreados y registrados durante las pruebas realizadas a través de una serie de instrumentos, hardware y software instalados en un computador marca Compaq. Los periféricos utilizados fueron los dispositivos TC-1 y MVA-1 construidos por el Instituto de Soldadura y Mecatrónica de LABSOLDA, los cuales, a través de sensores electrónicos instalados al equipo de soldadura, recogen las señales de corriente, voltaje (TC-1) y velocidad de alimentación del alambre (MVA-1) de forma simultánea durante cada prueba. Las señales de los parámetros se transmiten desde los periféricos al computador por medio de una tarjeta de adquisición de datos instalada en la tarjeta madre de dicho ordenador.

Posteriormente, todos los datos registrados se pudieron analizar y almacenar mediante el software OSCILOS versión 4.0, desarrollado por LABSOLDA. Este programa tiene como fin simular un osciloscopio de memoria digital desde un computador, donde presenta la data del proceso por medio de oscilogramas de corriente, voltaje y velocidad de alimentación en función del tiempo.

En la figura 3.8 se muestran los periféricos TC-1 y MVA-1 junto al ordenador utilizados en la recolección de la data del proceso de soldadura.



Figura 3.8.- Periféricos TC-1 (izquierda), MVA-1 (centro) y ordenador marca Compaq utilizados en la recolección de la data del proceso de soldadura.

3.2.3.- Mesa de trabajo

Con la finalidad de realizar los ensayos de soldadura de manera adecuada, se preparo la mesa de trabajo ilustrada en la figura 3.9. Esta mesa de trabajo consistió en una chapa de acero sobre la cual fueron fijados los cupones de prueba mediante sargentos. Esta chapa de acero a su vez fue colocada y nivelada sobre un soporte que le daba firmeza a todo el conjunto durante las pruebas debido a su peso y rigidez.

La pistola de la fuente de soldadura se fijo a un carro guía de velocidad de avance variable marca ULTRALINE, el cual permitió depositar los cordones de forma automática a una velocidad de avance constante fijada previamente, disminuyendo de esta manera los errores asociados al factor humano en la realización de los cordones.

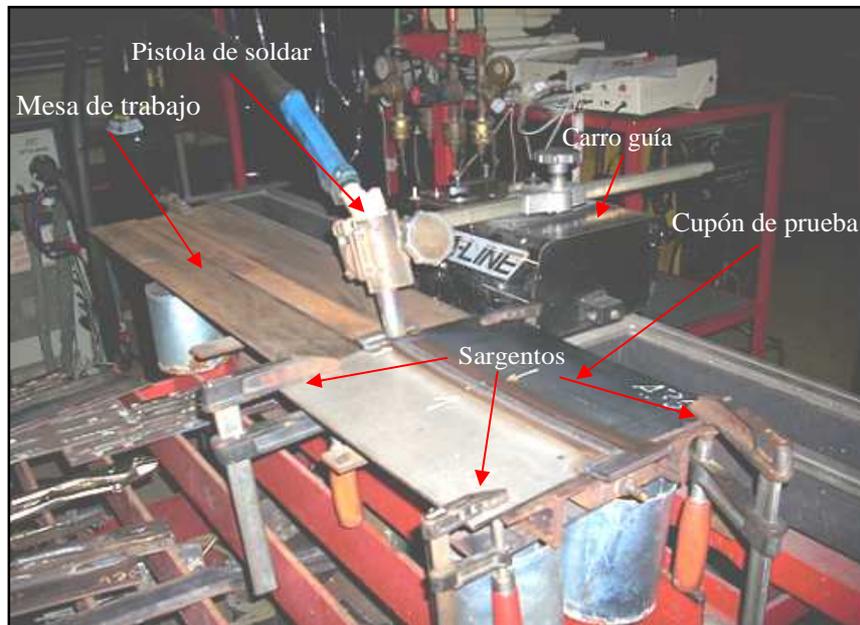


Figura 3.9.- Mesa de trabajo preparada para las pruebas de soldadura

3.2.4.- Preparación y limpieza del material base

Las laminas de ambos materiales base fueron cortadas en piezas de 15 centímetros de ancho por 35 centímetros de largo con la finalidad de facilitar su manipulación durante los ensayos realizados en la determinación de la zona paramétrica. Posteriormente, estas se limpiaron mediante cepillado metálico, lijado y finalmente con un trapo impregnado con solvente, eliminando así cualquier suciedad, grasa o partícula de la superficie de estas, que pudieran generar defectos en los cordones depositados y conducir a conclusiones erróneas.

3.3.- SELECCIÓN DEL DISEÑO DE JUNTA

La selección del diseño de junta se basó en el tipo y espesor de los materiales base, posición para soldar, el proceso de soldadura a utilizar y en el

requerimiento de lograr la penetración completa con la ejecución de un solo pase.

3.4.- PREDICCIÓN DE LOS PARAMETROS DE PULSO

Con la finalidad de encontrar la combinación apropiada de los parámetros de la soldadura GMAW con corriente pulsada, se procedió a desarrollar la zona paramétrica para el material de aporte ER 309L de 1,2mm de diámetro, basados en los tres criterios ó requerimientos esenciales presentes en el método desarrollado por Amin (1983), y en las correcciones al método anterior y estudios adicionales realizados por Rajasekaran y otros (1998).

Inicialmente, antes de proceder a la determinación de dicha zona paramétrica, se procedió a la fijación del reglaje correcto de todas aquellas variables del proceso de soldadura ajenas a los parámetros de pulso a ser determinados (I_p , T_p , I_b y T_b). Siendo estas variables las relacionadas con la posición de la soldadura, polaridad de la corriente, naturaleza y caudal del gas protector, orientación del electrodo, y demás variables propias del proceso GMAW. Los valores y propiedades de las variables antes mencionadas, fueron determinadas tomando en cuenta las recomendaciones dadas por la teoría de acuerdo a las características y aplicación del proceso desarrollado en este trabajo, y también de los resultados observados en algunas pruebas preliminares de soldadura. Una vez hallado el reglaje correcto de las variables del proceso ajenas a los parámetros de pulso, estas se mantuvieron fijas en todo el desarrollo de este trabajo, excepto en aquellos casos en donde se indico lo contrario. De esta manera se aseguro que los resultados observados en las distintas pruebas de soldadura son solo función de la variación intencional de los parámetros de pulso.

En la determinación de los parámetros de corriente pulsada I_p , T_p , I_b y T_b , los ensayos de soldadura se hicieron depositando cordones sobre el acero estructural ASTM A36 y sobre el acero inoxidable AISI/SAE 304, ambos aceros de 4 mm de espesor.

Para el desarrollo de la zona paramétrica se usó el siguiente procedimiento:

3.4.1.- Criterio de Burnoff

Con el propósito de cumplir con el primer requisito del procedimiento desarrollado por Amín, se procedió a realizar varias pruebas de soldadura con la intención de encontrar una relación funcional entre la velocidad de alimentación del alambre (W_f) y el nivel de corriente media (I_m) de tal manera que la longitud del arco de soldadura se mantuviera constante y estable durante cada prueba.

En todas las pruebas realizadas la velocidad de soldadura (V_s) se fijó en función del valor de la velocidad de alimentación (W_f) por medio de la relación 1:20, y todos aquellos parámetros ajenos a la velocidad de alimentación y a la corriente media se mantuvieron fijos según lo indicado en la tabla 4.10, para que estos no tuvieran un papel preponderante en los resultados obtenidos.

Los primeros ensayos llevados a cabo se hicieron con soldadura GMAW-Pulsada. En cada prueba los valores de los parámetros de pulso (I_p , T_p , I_b y T_b) fueron variados sistemáticamente por ensayo y error hasta estabilizar el arco y conseguir el modo de transferencia tipo rociado. Luego se sustituyeron cada juego de parámetros en la ecuación (4), obteniéndose así el valor de la corriente media correspondiente a cada W_f . De igual manera, usando la configuración de corriente constante en la fuente de soldadura, se realizaron numerosas pruebas, hasta conseguir igualmente por el método del ensayo y error el modo de

transferencia por corto-circuito, y la condición de un arco estable para cada W_f establecida. El valor de la corriente media fue tomado de la señal de corriente de los oscilogramas recogidos para cada valor de la velocidad de alimentación. La relación hallada entre W_f e I_m para ambos métodos de soldadura fue representada gráficamente.

Después, en base a lo planteado por Rajasekaran y otros (1998) en su trabajo, se asumió que el diámetro de la gota fundida es igual al diámetro del metal de aporte, calculando luego el volumen de la gota desprendida por medio de la ecuación (5). Entonces, a partir de una W_f de trabajo seleccionada, se calcula el tiempo de ciclo (ó periodo) por medio de la ecuación (6), y el valor de corriente media se obtiene de la grafica W_f vs I_m hallada para corriente pulsada.

Por ultimo, utilizando la ecuación (10) se obtiene la zona paramétrica que representa todas las posibles combinaciones de los parámetros de pulso (I_p , T_p , I_b y T_b) que satisfacen el criterio de Burnoff para una W_f especificada igual a 6,000 (m/min).

3.4.2.- Criterio de transferencia metálica

Puesto que no todas las condiciones de pulso expresadas por la ecuación (10) satisfacen el requerimiento de la transferencia metálica tipo rociado controlado para el volumen de gota requerido, la zona paramétrica predicha por el criterio de Burnoff fue adicionalmente limitada para satisfacer la condición de desprendimiento de por lo menos una gota por pulso con el volumen requerido durante el instante de duración de la corriente pico (I_p). Este limite quedo definido por la expresión potencial que vincula “la limitación de la corriente pico y el tiempo pico”, tal como se explica a continuación.

3.4.2.1.- Limitación de la corriente pico (I_p) y Tiempo Pico (T_p)

Con el propósito de hallar la relación potencial existente entre I_p y T_p expresada por la ecuación (11) para el material de aporte estudiado, se procedió a hallar varios juegos de parámetros en la zona paramétrica que proporcionaran el desprendimiento de una gota por pulso.

Se realizaron entonces varias pruebas de soldadura, escogiendo al azar la combinación de los parámetros de pulso I_p , T_p , I_b y T_b a lo largo y ancho de toda la zona paramétrica construida para una W_f dada en el criterio de Burnoff. En el momento de hacer las pruebas se recogieron los oscilogramas para cada combinación de los parámetros antes mencionados, después, por medio del análisis de éstos, se escogieron aquellas combinaciones de parámetros que ofrecieran el desprendimiento de una gota por pulso. La relación encontrada entre los parámetros que cumplen con las especificaciones dadas fue representada gráficamente.

3.4.2.2.- Estimación del parámetro de desprendimiento K_v

El valor de K_v para el volumen de gota requerido, fue determinado a partir de los datos obtenidos de pruebas de soldadura hechas con corriente constante (GMAW-Convencional), dichas pruebas se llevaron a cabo para las siguientes velocidades de alimentación; $W_f = 4, 6, 8$ y 10 m/min. Al momento de realizar los ensayos de soldadura para cada W_f , los valores del voltaje de referencia (U_{ref}) y de la velocidad de avance del morrocoy (V_s) fueron ajustados de forma iterativa, hasta conseguir el modo de transferencia tipo rociado y la estabilidad del arco. Una vez hecho esto en cada prueba, se procedió a recoger los oscilogramas usando el software Oscilos 4, y a registrar el valor de la corriente media I_m leído directamente en el panel de la máquina.

El nivel de corriente (I_{dc}) para cada Wf estudiada, se obtuvo de la señal de corriente de los oscilogramas a través de un ajuste lineal. Luego, los tiempos existentes entre desprendimientos sucesivos (T_d) fueron extraídos de la señal del voltaje por medio del programa Origin 4.0, después estos T_d se ordenaron y representaron en una grafica de distribución de frecuencias (ó histograma), a partir del cual se determino el tiempo de desprendimiento modal (T_{dm}) para cada Wf.

A continuación, usando la ecuación (12), se calculo el volumen de gota modal (V_{dm}) asociado a cada T_{dm} hallado, y por medio de este a una Wf específica.

El vinculo que existe entre las variables que componen los pares de relación “ I_{dc} vs V_{dm} ” y “ V_{dm} vs T_{dm} ” encontrados a partir de las pruebas de soldadura fue representado en forma de gráficas, después por medio de estas, se obtuvo la relación única existente entre T_{dm} e I_{dc} para el volumen de gota requerido por desprendimiento, los cuales se usaron para determinar el valor de K_v por medio de la ecuación (13).

3.4.2.3.- Curva paramétrica de desprendimiento

Una vez obtenido el parámetro de desprendimiento (K_v) para el volumen de gota requerido, se sustituyo este en la relación (27) hallada en la limitación de la corriente pico y del tiempo pico, quedando así definida la curva paramétrica de desprendimiento.

3.4.3.- Criterio de estabilidad del arco

La zona paramétrica desarrollada con el criterio de Burnoff fue también limitada por el requerimiento de que la corriente base (I_b) debe ser mayor de aquel valor por debajo del cual el arco se hace inestable o se extingue. Este

límite inferior de la corriente base se obtuvo directamente de pruebas de soldadura realizadas con corriente pulsada durante las cuales la intensidad de la corriente base fue reducida progresivamente hasta que el comportamiento del arco fuese irregular o que el mismo se extinguiera.

3.4.4.- Acotamiento final de la zona paramétrica

La zona paramétrica construida sobre la base de los criterios desarrollados hasta ahora (criterios de Burnoff, transferencia metálica y estabilidad del arco) fue restringida a un área reducida por medio un cuarto criterio combinado que Rajasekaran y otros (1998) adicionaron al método de Amín (1983). Con este propósito, muchos ensayos de soldadura fueron llevados a cabo para varias combinaciones de parámetros de pulso tomados de dicha zona paramétrica. Cada uno de los juegos de parámetros ensayados se evaluó con el fin de seleccionar aquellos que cumplieran con los requerimientos de uniformidad en la longitud del arco, en el tipo de desprendimiento de gota (una gota por pulso) y en el aspecto superficial del cordón de soldadura. Aquellas combinaciones que cumplieron con los requisitos antes mencionados, delimitaron el área reducida, la cual representa la zona paramétrica definitiva.



Figura 3.10.- Aspecto general de los depósitos de soldadura correspondientes a los ensayos del acotamiento final de la zona paramétrica.

3.5.- SELECCIÓN DE LA COMBINACIÓN ÓPTIMA DE LOS PARAMETROS DE PULSO

Una vez definida el área que representa la zona paramétrica estable, se pre-seleccionaron de ella tres combinaciones distintas de los parámetros de pulso entre las mejores condiciones obtenidas en los ensayos del acotamiento final numerados en la tabla 4.15, esto se hizo con la intención de finalmente obtener la combinación óptima de los parámetros de corriente pulsada para realizar la unión disímil entre los aceros ASTM A36 y AISI/SAE 304 usando el material de aporte AWS ER 309L mediante el proceso GMAW-Pulsado.

Las combinaciones escogidas para ser evaluadas fueron las condiciones 3, 11 y 34 de la tabla 4.15, las cuales se muestran resumidas en la tabla 3.2. Estas configuraciones de los parámetros de corriente pulsada se prefirieron de las otras porque además de ofrecer el desprendimiento de una gota por pulso en medio de un arco estable y de longitud constante, los cordones obtenidos a partir de ellas presentaron características superficiales adecuadas como lo son el buen aspecto de contorno y la casi inexistencia de salpicaduras. Luego, a fin de evaluar las combinaciones de parámetros escogidas, se depositaron cordones sobre chapa plana y sobre junta, para posteriormente hacer la evaluación pertinente a cada caso, lo cual se expone en las secciones siguientes.

Tabla 3.2.- Parámetros preseleccionados para caracterizar sobre chapa plana y sobre junta.

Condición N°	Tp (ms)	Tb (ms)	Ip (A)	Ib (A)	Wf (m/min)	Vs(cm/s)
3	2,6	5,4	365	112,32	6	0,5
11	2,8	5,2	360	105,29	6	0,5
34	3,2	4,8	350	90,73	6	0,5

3.5.1.- Evaluación de cordones depositados sobre chapa plana

Con las condiciones preseleccionadas se depositaron cordones sobre una chapa de acero inoxidable AISI/SAE 304, estos fueron caracterizados en base a su apariencia externa por medio de inspección visual, y en base a sus características macroestructurales a través de un examen macroscópico realizado a la sección transversal de los mismos.

3.5.1.1.- Inspección visual:

Este ensayo consistió en evaluar los cordones depositados sobre chapa plana durante el proceso de soldadura hasta la inspección final de los mismos, teniendo como propósito compararlos entre si por medio de sus características externas y la proporción de sus imperfecciones.

3.5.1.2.- Estudio macrográfico:

Los cordones depositados sobre chapa plana fueron objeto de un estudio macrográfico con el fin de determinar la influencia que las distintas combinaciones de los parámetros de pulso tienen sobre la geometría de los mismos. Para esto, se tomo una muestra transversal de cada uno de ellos por medio de una cortadora de disco refrigerada, estas fueron luego sometidas a un proceso de desbaste usando la secuencia de lijas 80, 180, 320, 480 y 600, dejándolas preparadas para el proceso de macroataque. Puesto que “el metal austenítico de aportación se puede macroatacar con éxito mediante técnicas electrolíticas” (Kehl, 1963), las probetas se atacaron con una solución electrolítica de ácido oxálico (10g de ácido en 100mL de agua) en condiciones de 6V durante 15 segundos⁽¹³⁾, revelando así las zonas limítrofes entre el cordón y el metal base. Finalmente se obtuvieron las macrografías mediante una cámara digital.

Por medio del software analizador de imágenes Digital Micrograph, fueron determinadas en las macrografías las áreas transversales de refuerzo (A_r) y penetración (ó área diluida) (A_p) de cada cordón. Luego, a partir de los valores de estas variables, se obtuvo el porcentaje de dilución usando la siguiente formula reportada por la American Welding Society⁽³³⁾ para cordones depositados sobre chapa:

$$\% \text{ Dilución} = \frac{A_p}{(A_r + A_p)} * 100 \quad (17)$$

La figura 3.11 muestra un esquema representativo de la ubicación de las variables antes mencionadas en los cordones depositados.

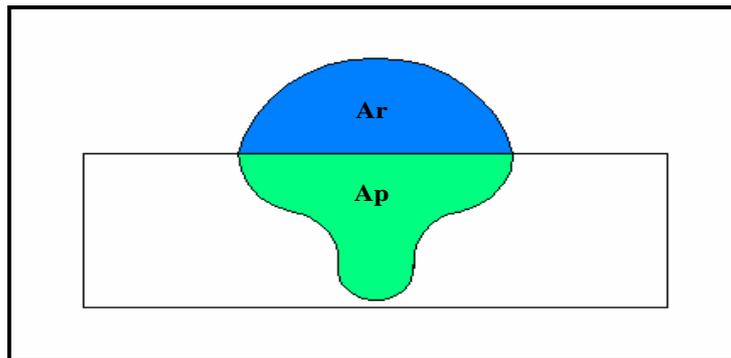


Figura 3.11.- Variables representativas de la geometría del deposito sobre chapa plana.

3.5.2.- Evaluación de cordones depositados sobre junta

Simulando las condiciones de diseño de junta del cupón de prueba descrito en la sección 4.2 del presente trabajo, nuevamente se depositaron cordones con las condiciones preseleccionadas, pero esta vez sobre una junta disímil compuesta por los dos materiales base estudiados. Esta caracterización de cordones depositados sobre junta fue tratada con un enfoque de evaluación no destructiva, a través de la examinación de dichos cordones en busca de posibles

discontinuidades internas y superficiales, empleando los métodos de inspección visual, inspección con líquidos penetrantes e inspección radiográfica.

3.5.2.1.- Inspección visual:

Los cordones depositados sobre junta disímil fueron inicialmente evaluados por medio de la inspección visual, esta consistió en detallar las discontinuidades presentes en cada uno y sus características superficiales. Los resultados fueron mostrados en la tabla comparativa 4.18.

3.5.2.2.- Inspección con líquidos penetrantes:

Los cordones depositados sobre junta fueron sometidos a una inspección con líquidos penetrantes con la finalidad de detectar posibles discontinuidades como poros y grietas que no son visibles a simple vista. Este método consistió en la aplicación de un penetrante colorante visible a la luz ordinaria, lo cual se hizo siguiendo el procedimiento descrito en la norma ASTM E-165⁽¹¹⁾ pertinente a este ensayo. Este procedimiento se resume a continuación:

1. Los cordones a examinar fueron limpiados por cepillado metálico y luego con un trapo humedecido con alcohol, eliminado así la presencia de grasas, óxidos u otras partículas extrañas que pudieran obstruir las discontinuidades y conducir a conclusiones falsas.
2. Una vez limpios los cordones, las partes a inspeccionar fueron impregnadas con líquido penetrante en aerosol SKL-SP penetrant, manteniendo una distancia de aproximadamente 30 cm entre la boquilla del rociado y la pieza de inspección. Este se dejó reposar durante 10 minutos para permitir su penetración en las discontinuidades.

3. Luego, se eliminó el exceso de líquido que quedó en la superficie con un trapo impregnado con el limpiador disolvente SKC-S cleaner, sin limpiar excesivamente para evitar remover el penetrante absorbido hacia el interior de las posibles discontinuidades.
4. Posteriormente se procedió a aplicar el revelador con base disolvente en aerosol SKD-52 developer, manteniendo una distancia de aproximadamente 30 cm entre la boquilla del rociado y la pieza de inspección, dejándose reposar igualmente durante diez minutos.
5. Al cabo de este tiempo el penetrante absorbido exudó, revelando de esta manera las condiciones de las superficies de los cordones. Finalmente se hizo la inspección visual bajo luz ordinaria, registrando los resultados por medio de fotografías.

3.5.2.3.- Inspección Radiográfica:

El último método de inspección al que los cordones depositados sobre junta fueron sometidos para ser comparados entre sí, fue el ensayo de inspección radiográfica, este se realizó con el fin de revelar la posible existencia de discontinuidades internas que pudieran estar presente en dichos cordones. Este ensayo se llevó a cabo en el laboratorio de ensayos no destructivos de la Escuela de Ingeniería Metalúrgica y Ciencia de los Materiales de la U.C.V. Siguiendo el procedimiento descrito a continuación.

Primero fue medido el espesor de cada cordón de soldadura, con el fin de determinar en función del promedio de estos el tipo de película radiográfica a utilizar. La película seleccionada fue una AGFA tipo D4. Luego, en función del espesor promedio y a través del gráfico mostrado en los anexos, se

determinaron el voltaje de trabajo, la intensidad de corriente y el tiempo de exposición. Los valores obtenidos fueron los siguientes:

- Espesor promedio = 6,400 mm.
- Voltaje = 140,000 KV.
- Tiempo de exposición = 3 minutos y 30 segundos.
- Intensidad de corriente = 2,000 mA.

Posteriormente la película radiográfica se colocó dentro de una funda negra. Después, fue colocado en la máquina de rayos X el cupón encima de la película ya preparada, de tal modo que los cordones quedaran a lo largo de la radiografía, entonces se realizó la exposición. El equipo utilizado se muestra en la figura 3.12.



Figura 3.12.- Equipo de rayos X marca Andrex. A) mando de control. B) maquina de rayos X.

Posteriormente, la radiografía se reveló en el bunker del laboratorio por medio del siguiente procedimiento:

1. Inicialmente la película fue sumergida durante 5 minutos en una bandeja que contenía una solución de agua-revelador AGFA según la

concentración descrita en el producto. Una vez transcurrido el tiempo, se extrajo la película de la bandeja y se sumergió en una bandeja con agua para remover el revelador y frenar los efectos de este.

2. Después de ser enjuagada, la radiografía se sumergió durante 5 minutos en una bandeja que contenía una solución de agua-fijador AGFA, según la concentración descrita en el producto. Una vez transcurrido el tiempo de fijación, se sacó la radiografía de la solución fijadora y nuevamente fue enjuagada con agua limpia.
3. Una vez terminado el proceso de revelado, la película radiográfica se introdujo en un horno secador para de esta manera garantizar un secado uniforme, evitándose así la aparición de manchas.

Las radiografías fueron inspeccionadas usando un negatoscopio. Los resultados fueron registrados por medio de fotografías.

3.6.- ELABORACIÓN DE LA JUNTA DE SOLDADURA

De acuerdo a los resultados obtenidos en la evaluación de los cordones depositados sobre chapa plana y sobre la junta disímil, realizados con las combinaciones de los parámetros de pulso pre-seleccionadas 3, 11 y 34, se encontró a la condición 11 como aquella que presentó las mejores características de soldadura, por lo tanto esta se consideró como la combinación óptima de los parámetros de soldadura con corriente pulsada para el material de aporte ER 309L, empleado en la realización de la unión disímil entre los aceros ASTM A36 y AISI/SAE 304. Una vez seleccionada esta condición, se procedió a la elaboración del cupón de prueba necesario para la calificación del procedimiento de soldadura según la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾. Para esto, se cortaron tiras de ambos materiales base de 15 cm de ancho por 35 cm

de largo, estas dimensiones se seleccionaron con la intención de que después de quedar unidas las tiras por la soldadura, el cupón de prueba resultante cumpliera con las características dimensionales señaladas en el apartado QW-463.1(a) del mencionado código⁽¹⁷⁾ para la realización de las probetas empleadas en la caracterización destructiva de la soldadura. Además dichas tiras se seccionaron del metal base, de tal manera que el sentido de laminación quedara transversal a estas, para que al extraer las probetas del cupón, estas fueran longitudinales.

El cupón de prueba se preparo para el proceso de soldadura mediante la sujeción de las tiras por medio de puntos de soldadura aplicados en ambos extremos y en el centro de este, cuidando que se mantuviera el diseño de junta seleccionado a lo largo de esta durante el proceso de unión. En la figura 3.13 se muestra un esquema del cupón de prueba preparado.

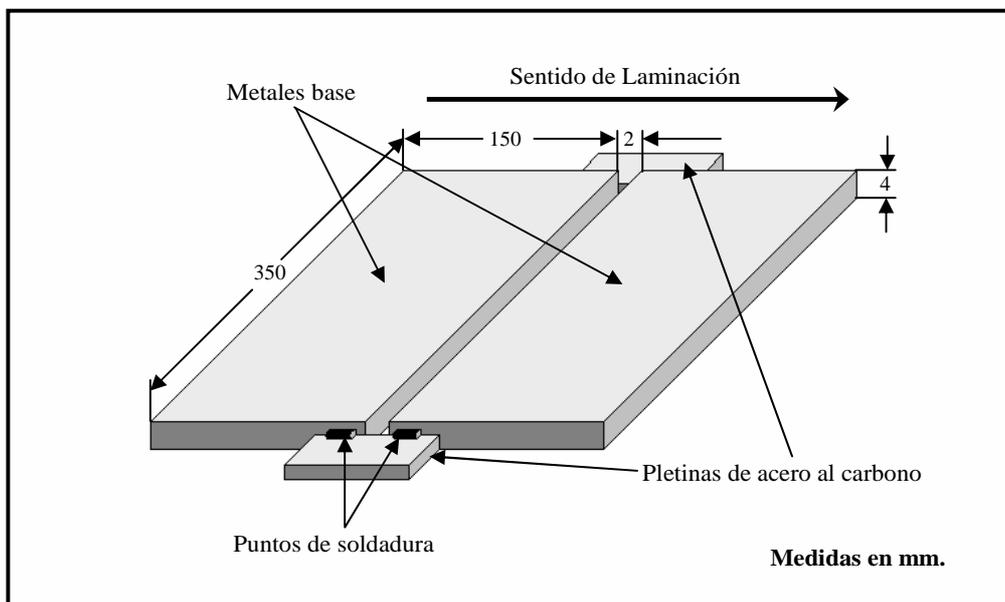


Figura 3.13.- Esquema representativo del cupón de prueba preparado.

Una vez preparado el cupón de prueba, se colocó sobre la mesa de trabajo descrita en la sección 3.2.3, sujetándose a esta por medio de sargentos para

evitar distorsiones debidas al calor aportado durante el proceso. Finalmente, se realizo la soldadura de una sola pasada en posición plana (1G) con los parámetros seleccionados.

3.6.1.- Energía aportada en el proceso de soldadura

La cantidad de calor generado por el arco eléctrico durante el proceso de soldadura utilizado en la elaboración de la junta, fue estimado por medio de la determinación de la energía bruta aportada por unidad de longitud (EBA). Esta fue calculada empleando la ecuación 18, la cual es propuesta por la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾ e Ignoto V. (2003) para los procesos de soldadura al arco.

$$EBA = \frac{V \cdot I \cdot 60}{V_s} \quad (18)$$

Donde:

V = Tensión o voltaje medio del proceso (V).

I = Corriente media del proceso (A).

Vs = Velocidad de avance de la soldadura (mm/min).

EBA = Energía bruta aportada por unidad de longitud (J/mm).

Además, el valor teórico de la energía recibida o absorbida por la pieza de trabajo durante la operación de soldadura fue estimada por medio del cálculo de la energía neta aportada por unidad de longitud (ENA). La cual fue determinada por medio de la ecuación 19, reportada por Ignoto V. (2003).

$$ENA = \rho \times EBA \quad (19)$$

Donde ρ es el valor teórico de la eficiencia térmica de los procesos de soldadura. Según Ignoto V. (2003) este es aproximadamente igual a 0,850 para el proceso GMAW cuando se usa una mezcla activa como gas de protección. En la ecuación 19 la ENA queda expresada en J/mm al igual que la energía bruta aportada por unidad de longitud.

3.6.2.- Corte y preparación de probetas

Una vez realizada la soldadura sobre el cupón de prueba, el uso de este fue orientado al fin para el cual se construyo, que era la evaluación de la soldadura, siendo esta conformada por evaluaciones destructivas y no destructivas, haciéndose necesario entonces la realización de probetas. El tipo y número de probetas a ser removidas del cupón para la realización de los ensayos mecánicos y demás ensayos de la caracterización destructiva de la soldadura vino dado por el apartado QW-451.1 del código aplicado⁽¹⁷⁾, mientras que en el párrafo QW-463.1(a) se indica la forma en que deben extraerse las probetas de dicho cupón. La figura 3.14 muestra un esquema del corte del cupón de prueba para obtener las probetas concernientes a los ensayos destructivos especificados en el código (tracción y dobles) y los ensayos adicionales (análisis químico, metalográfico y ensayo de dureza), los cuales se realizaron luego de hacer la evaluación no destructiva de la soldadura.

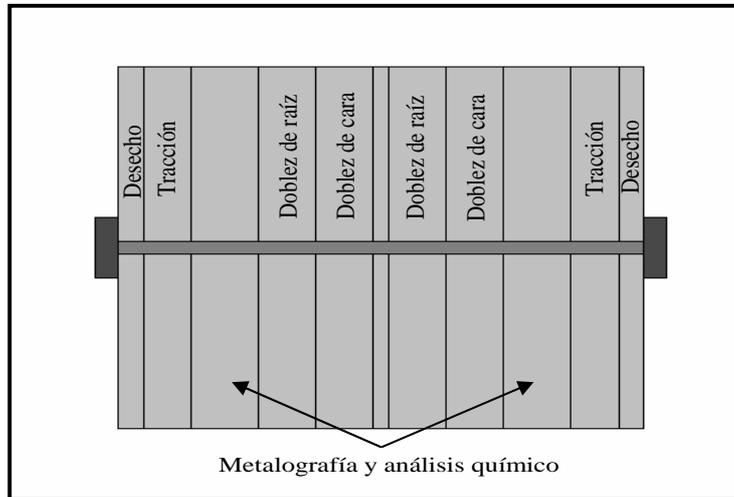


Figura 3.14.- Esquema de la extracción de probetas del cupón de prueba para la caracterización destructiva de la soldadura.

3.7.- EVALUACIÓN DE LA SOLDADURA

La evaluación de la soldadura se llevo a cabo con la finalidad de evaluar la calidad de la junta disímil realizada a través de los requerimientos de aceptación especificados en la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾, para esto se realizaron una serie de ensayos destructivos y no destructivos contemplados en el código mencionado, los cuales se presentan en las secciones siguientes.

3.7.1.- Ensayos no destructivos

La evaluación de la unión soldada fue tratada inicialmente con un enfoque de evaluación no destructiva. Este primer nivel de caracterización estuvo orientado a la detección de posibles imperfecciones internas o superficiales que pudieran estar presentes en el cupón soldado, el cual se examino mediante los ensayos de inspección visual, inspección con líquidos penetrantes e inspección radiográfica.

3.7.1.1.- Inspección Visual

La inspección visual tuvo lugar desde el momento en que se obtuvieron los materiales consumibles. En la caracterización de los materiales base y de aporte se comprobó que estos cumplen con la normativa técnica referidas a los mismos, descartándose de esta manera cualquier imperfección relacionada con los materiales empleados en la soldadura. Durante la realización del cupón de prueba se fijaron los dos materiales que componen el material base por medio de puntos de soldadura, asegurándose así que se mantuviera la separación de raíz durante el proceso de unión. Posteriormente los bordes a ser unidos se sometieron a una fase de limpieza. Finalmente se verificó que el cupón cumpliera cabalmente con las características de diseño establecidas en el apartado 4.2.

Una vez realizada la soldadura, la junta fue sometida a la inspección visual con el objeto de detectar la posible presencia de imperfecciones superficiales, tales como poros, grietas, socavaduras, salpicaduras, exceso de penetración, etc. así como la observación de la geometría y contorno del cordón. En la figura 3.15 se muestra el cupón antes de ser soldado.

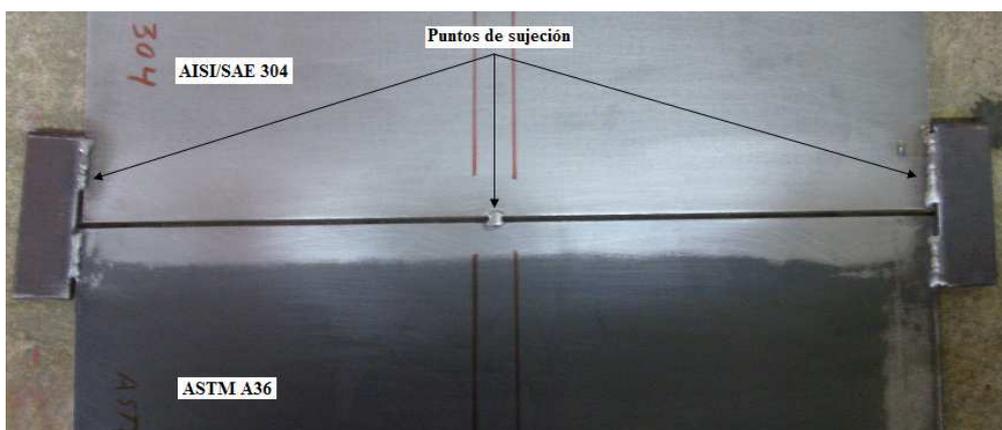


Figura 3.15.- Cupón de prueba preparado para el proceso de soldadura.

3.7.1.2.- Inspección con líquidos penetrantes:

El cordón de soldadura del cupón de prueba se inspecciono mediante la aplicación de líquido penetrante, esto se hizo con el fin de detectar cualquier discontinuidad que no pudiera localizarse mediante inspección visual directa, tales como fisuras, poros u otras discontinuidades. El procedimiento seguido en la realización de esta prueba es exactamente el mismo descrito en la sección 3.5.2.2 del presente trabajo. Los resultados obtenidos fueron registrados por medio de fotografías, las cuales se evaluaron de acuerdo a los criterios de aceptabilidad del apartado QW-195.2.2 del código aplicado⁽¹⁷⁾.

3.7.1.3.- Inspección Radiográfica:

Con la finalidad de detectar cualquier imperfección interna que pudiera estar presente en el cordón de soldadura del cupón de prueba, éste fue evaluado mediante una inspección radiográfica. Dicho ensayo se realizo en el Laboratorio de Ensayos No Destructivos de la Escuela de Ingeniería Metalúrgica y Ciencia de los Materiales de la U.C.V. siguiendo exactamente el mismo procedimiento descrito en el apartado 3.5.2.3 de este trabajo. Los valores empleados de voltaje de trabajo, intensidad de corriente y tiempo de exposición fueron los mismos calculados para la radiografía realizada a los cordones depositados sobre junta ya que el tipo de material fue igual y los espesores eran similares. Finalmente, después de realizar el ensayo, la junta de soldadura fue evaluada por medio de la radiografía obtenida, de acuerdo a los criterios de aceptabilidad establecidos en el apartado QW-191.2.2 de la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾.

3.7.2.- Ensayos destructivos

La junta de soldadura también fue sometida a la caracterización por medio de ensayos destructivos, comenzando esta con un análisis químico del cordón para determinar su composición química. Seguidamente se realizó la evaluación metalográfica compuesta de un análisis micrográfico y uno macrográfico, obteniéndose así las propiedades y características micro y macroestructurales de la junta, además del contenido de ferrita presente, el cual juega un papel preponderante en la caracterización de esta. Finalmente se llevaron a cabo los ensayos mecánicos de tracción, doblez y microdureza a través de los cuales quedaron determinadas las principales propiedades mecánicas de la junta disímil realizada.

3.7.2.1.- Análisis químico del cordón de soldadura

El análisis químico del cordón de soldadura consistió en la medición de los porcentajes en peso de los principales elementos aleantes presentes en el cordón de soldadura. Para esto se tomaron 10 gr de viruta del refuerzo de cara de dicho cordón, por medio de un taladro de banco. Las técnicas empleadas en las mediciones de los elementos fueron las mismas utilizadas en la caracterización química de los materiales base y aporte.

3.7.2.2.- Evaluación metalográfica de la junta de soldadura

Las características estructurales de la unión de soldadura y de las zonas inmediatas a esta correspondientes a los materiales base, fueron determinadas por medio de una evaluación metalográfica que consistió en un análisis micrográfico y un análisis macrográfico. De esta manera se determinaron en forma conjunta las propiedades referentes al tamaño, distribución y forma de las fases existentes que pudieran tener efecto sobre las propiedades mecánicas del

conjunto soldado, así como las características geométricas del cordón depositado sobre los metales base.

Para este estudio se extrajo una probeta de la junta soldada. Luego, de esta, fue preparada la cara transversal al sentido de laminación, siguiendo exactamente el mismo procedimiento descrito en el apartado 3.1.2 de este mismo trabajo concerniente a la caracterización metalográfica de los materiales base.

Después de obtener una superficie especular libre de rayas en la probeta, esta estuvo lista para los análisis micrográficos y macrográficos descritos a continuación.

3.7.2.2.1.- Análisis Micrográfico

Con el fin de revelar las fases presentes en la unión soldada, tanto en el cordón como en la zona afectada por el calor de los materiales base, fue llevado a cabo un análisis micrográfico, el cual se hizo en dos pasos debido a la naturaleza disímil de la junta de soldadura.

Primero se atacó la probeta con una solución de nital al 2% durante 4 segundos, haciéndose posible de esta manera la observación de la microestructura correspondiente al acero estructural ASTM A36 así como de la zona afectada por el calor. Luego, la probeta se sometió a un ataque electrolítico con una solución de ácido oxálico (10 g de ácido en 100 mL de agua) en condiciones de 6 voltios durante 15 segundos, pudiéndose así observar los límites de granos y las fases presentes en el otro metal base (acero inoxidable AISI/SAE 304) así como en el metal aportado (acero inoxidable ER309L), haciendo especial énfasis en la zona de transición entre el cordón y la zona afectada térmicamente. Ambos ataques se seleccionaron de acuerdo a lo especificado en la normativa técnica⁽⁶⁾ referente a los microataques de los metales y sus aleaciones.

Las fotomicrografías fueron tomadas inmediatamente después del ataque realizado a cada zona con un aumento de 100X, utilizando un microscopio óptico marca Olympus PMG3.

3.7.2.2.2.- *Análisis Macrográfico*

Este ensayo se realizó con la finalidad de determinar las características macroestructurales de la sección transversal del cordón, así como la contribución que tuvieron los materiales base en la formación del mismo. Con este propósito, se fotografió la probeta microatacada inmediatamente después del análisis micrográfico con una cámara digital Fuji, obteniendo de esta manera la macrografía de la junta disímil en cuestión. Esta fue utilizada posteriormente para determinar el ancho y la altura de refuerzo tanto de cara como de raíz del cordón, por medio del software Autocad versión 2004. Análogamente, usando el software analizador de imágenes Digital Micrograph fueron determinadas las áreas de penetración lateral (ó área diluida) de cada metal base y el área total del cordón. La figura 3.16 muestra el esquema representativo de la unión a tope evaluada, donde se señalan las características geométricas determinadas en este análisis macrográfico.

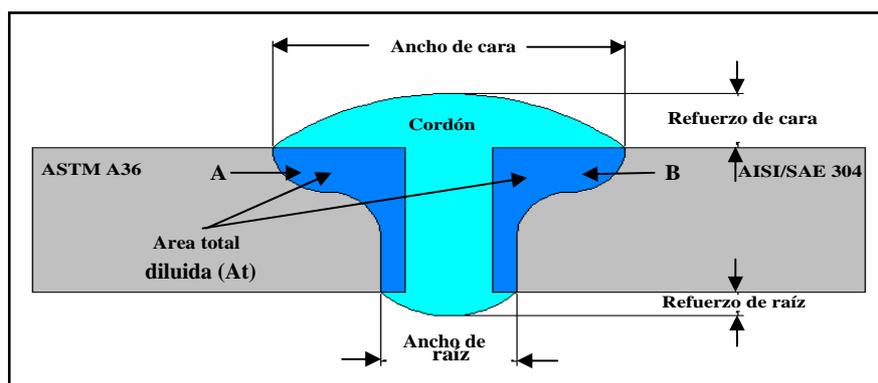


Figura 3.16.- Esquema de los parámetros geométricos y de dilución determinados en el análisis macrográfico hecho a la unión de soldadura.

El porcentaje de dilución de cada metal base, así como el porcentaje de dilución total fueron calculados usando las siguientes ecuaciones reportadas por la American Welding Society⁽³³⁾ para juntas de soldadura disímil:

$$\%Dilución\ del\ acero\ ASTM\ A36 = \frac{A}{A_C} * 100 \quad (20)$$

$$\%Dilución\ del\ acero\ AISI\ 304 = \frac{B}{A_C} * 100 \quad (21)$$

$$\%Dilución\ Total = \frac{A+B}{A_C} * 100 \quad (22)$$

Donde: A = Área transversal de la porción del metal base ASTM A36 diluida en el cordón de soldadura.

B = Área transversal de la porción del metal base AISI/SAE 304 diluida en el cordón de soldadura.

A_c = Área transversal total del cordón de soldadura.

3.7.2.3.- Medición del contenido de ferrita en el cordón de soldadura

Puesto que el contenido de ferrita en la unión de soldadura juega un papel importante en el desempeño de esta en condiciones de servicio, este fue medido por los métodos descritos a continuación.

3.7.2.3.1.- Método químico

La composición microestructural del cordón de soldadura fue inicialmente determinada a partir del uso del diagrama de Schaeffler, el cual es ideal para estimar la microestructura del metal de soldadura resultante en uniones disímiles entre aceros inoxidable con aceros al carbono o de baja aleación⁽³³⁾. Este método fue llevado a cabo por medio de dos procedimientos diferentes,

arrojando cada uno de ellos un valor específico del contenido de ferrita, los cuales fueron contrastados para verificar la precisión de los resultados obtenidos.

Procedimiento 1:

El primer procedimiento consistió en determinar el contenido de ferrita en el cordón de soldadura a partir de los resultados obtenidos en el análisis químico del mismo, siguiendo una metodología análoga a la realizada en la determinación de ferrita de los metales base. Para esto, se sustituyeron las composiciones porcentuales de los elementos en las ecuaciones 2 y 3, obteniendo así los valores de níquel y cromo equivalente, que luego, al ser graficados en el diagrama de Schaeffler fijaron la ubicación del cordón en dicho diagrama, quedando determinada de esta manera la composición microestructural del metal de soldadura.

Procedimiento 2:

La composición estructural del cordón de soldadura fue estimada siguiendo el procedimiento especificado por la American Welding Society⁽³³⁾ para aplicaciones de soldadura disímil, el cual consistió en estimar el contenido de ferrita en el cordón a partir de la composición química de los metales base y aporte obtenida en la caracterización química de los mismos, y basados en los porcentajes de dilución determinados en el análisis macrográfico de la junta disímil. La figura 3.17 ilustra el procedimiento que a continuación es descrito. Primero, se trazó una línea recta entre los dos puntos graficados para ambos materiales base a partir de los valores calculados de níquel y cromo equivalente. Seguidamente se localizó sobre esta línea el punto X, el cual representa la dilución relativa contribuida por cada metal base. Luego, una segunda línea

recta es dibujada entre el punto X y el punto que representa la composición del metal de aporte ER 309L, estando la composición estructural del cordón de soldadura sobre esta línea, cuya localización exacta se obtuvo al aplicar el 40,540% de dilución total a este segmento medido desde el punto que representa al aporte ER 309L.

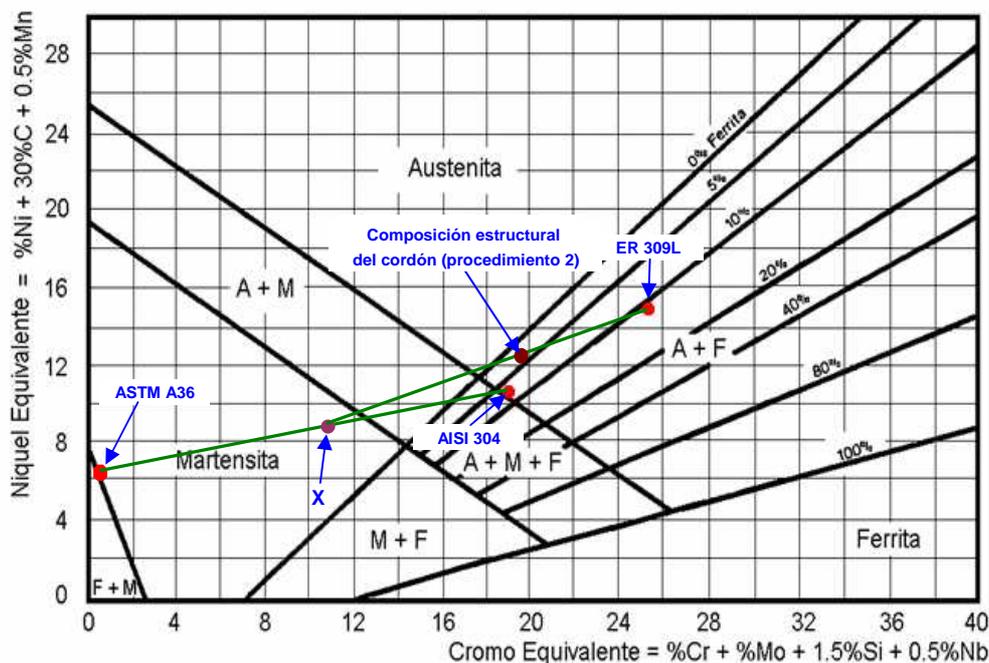


Figura 3.17.- Estimación de la composición estructural del cordón de soldadura por medio del porcentaje de dilución en el mismo y de la composición química de los metales base y aporte.

3.7.2.3.2.- Método Metalográfico

El contenido de ferrita en el metal de soldadura fue determinado metalográficamente de manera similar al procedimiento descrito en la sección 3.1.3.2 referente a la caracterización de los metales base. Para esto, se analizó con el software Digital Micrograph versión 1.81.78 la micrografía tomada en el centro del cordón mostrada en la figura 4.44(a), obteniéndose a través de dicho

programa el número de píxeles ocupado por la ferrita (líneas negras) y la austenita (fase clara) en dicha micrografía. Luego, a través de una relación entre píxeles se reveló directamente la relación porcentual existente entre las distintas fases presentes en la fotomicrografía analizada.

3.7.2.4.- Ensayo de microdureza

La junta de soldadura fue sometida a un ensayo de microdureza con la finalidad de determinar ciertas propiedades mecánicas así como evaluar la uniformidad o variación de estas a lo ancho de la junta. Esta prueba fue realizada siguiendo el procedimiento descrito en la norma ASTM E384⁽¹²⁾, empleando un microindentador Vickers, con una carga de 100 gf aplicada durante 10 s. Puesto que la normativa establece que esta prueba debe ser hecha sobre un espécimen plano con una superficie pulida, esta fue llevada a cabo sobre la probeta utilizada en la caracterización metalográfica de la soldadura, realizando sobre esta dos barridos de mediciones, uno superior y uno inferior, tal y como se muestra en la figura 3.18. Cada barrido constó de 30 microindentaciones, dejando una distancia de 0,5 mm entre cada una. El equipo utilizado en este ensayo es un microdurometro marca Leitz modelo Metallux, mostrado en la figura 3.19.

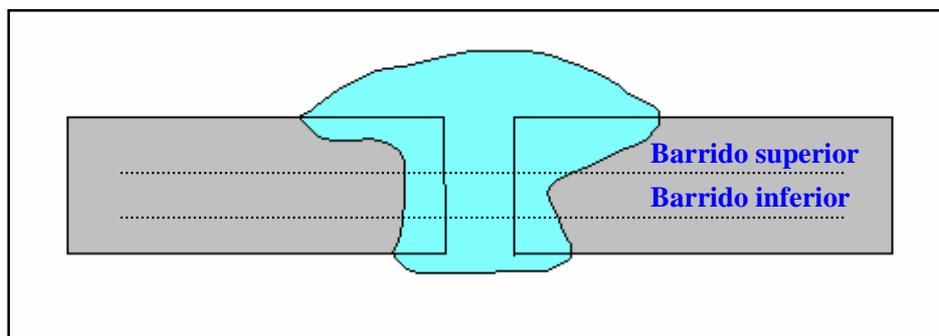


Figura 3.18.- Esquema de barrido de las microindentaciones realizadas sobre la junta de soldadura.



Figura 3.19.- Microdurometro marca Leitz modelo Metallux.

3.7.2.5.- *Ensayo de Doble*

El ensayo de doblez fue realizado con la finalidad de evaluar el grado de ductilidad de la junta de soldadura, para esto, en conformidad con lo establecido en el párrafo QW-451.1 de la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾, fueron ensayadas cuatro probetas de doblez transversal, dos de cara y dos de raíz. Dichas probetas fueron construidas de acuerdo a las dimensiones especificadas en el apartado QW-462.3(a), esto se muestra en la figura 3.20.

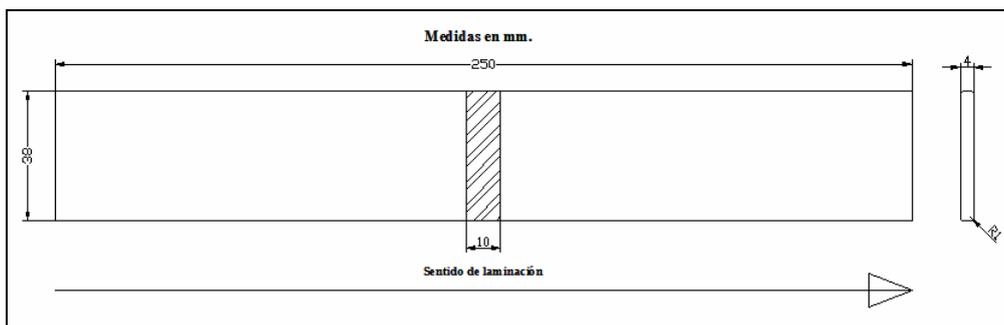


Figura 3.20.- Diseño de las probetas utilizadas en los ensayos de doblez transversal de cara y de raíz realizado a la unión soldada, tomado del apartado QW-462.3(a) de la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾.

Estos ensayos se hicieron siguiendo el procedimiento descrito en el párrafo QW-162 del ya mencionado código, en las instalaciones del Instituto de Materiales y Modelos Estructurales, por medio de una máquina universal de ensayos marca BALDWIN, ilustrada en la figura 3.21 junto con el dispositivo de doblado utilizado marca TINIUS OLSEN. Además, la configuración y características geométricas de dicho accesorio de doblado se ilustran en la figura 3.22, estas se seleccionaron siguiendo lo establecido en el apartado QW-466.2 del código en cuestión.



Figura 3.21.- a) Máquina universal de ensayos marca BALDWIN. b) Dispositivo de doblado marca TINIUS OLSEN.

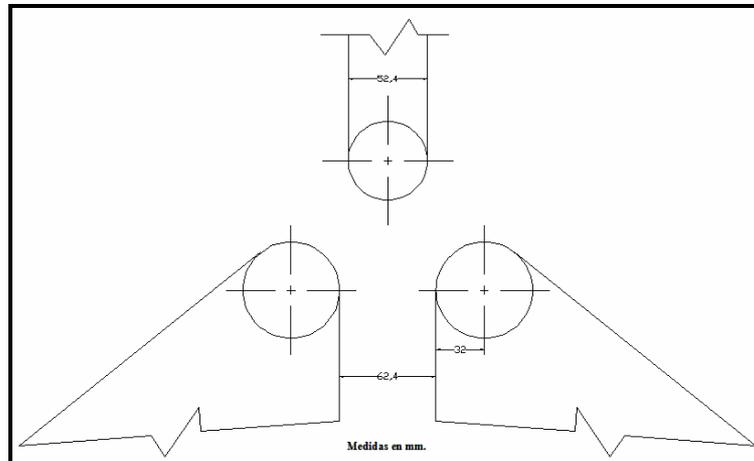


Figura 3.22.- Características geométricas del dispositivo utilizado en el ensayo de doblez, configurado de acuerdo al párrafo QW-466.2 de la Sección IX del Código ASME.

3.7.2.6.- *Ensayo de Tracción*

El ensayo de tracción realizado a la junta soldada consistió en la evaluación de dos probetas, tal y como lo indica el párrafo QW-451.1 de la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾, en la figura 3.23 se muestra el diseño de dichas probetas el cual se hizo de acuerdo a lo establecido en la norma ANSI/AWS B2.1⁽³⁾ referida a la calificación de soldadura, en esta figura se puede apreciar la orientación del cordón con respecto al sentido de laminación, así como también la longitud calibrada establecida en este estudio ($L_o = 50\text{mm}$). En la figura 3.24 se muestran los especímenes utilizados en este ensayo, junto a las probetas de dobles.

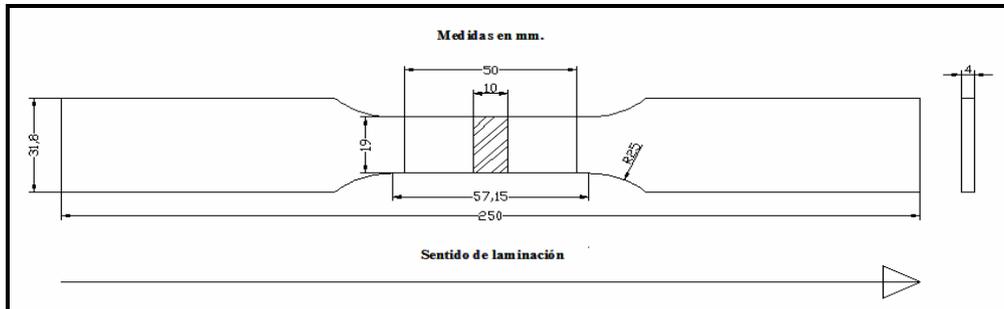


Figura 3.23.- Diseño de las probetas del ensayo de tracción realizado a la unión soldada, tomado de la norma ANSI/AWS B2.1⁽³⁾.

Las pruebas fueron llevadas a cabo en las instalaciones del IMME, por medio de una máquina universal de ensayos marca BALDWIN, ilustrada en la figura 3.21. El ensayo de tracción realizado a la junta soldada, al igual que el hecho en la caracterización del metal base, consistió en la determinación de las propiedades mecánicas de resistencia máxima ($S_{m\acute{a}x}$), porcentaje de elongación en 50 mm ($\% \Delta L$ en 50 mm), y resistencia a la fluencia del 0,2% (S_y del 0,2%). El procedimiento seguido en la determinación de estas propiedades es exactamente el mismo descrito en la caracterización mecánica del metal base de este trabajo, el cual fue hecho en concordancia a lo descrito en el párrafo QW-152 del código utilizado⁽¹⁷⁾. Los resultados obtenidos fueron reportados en gráficos y tablas, y luego a través de ellos se efectuó la correspondiente calificación de la soldadura.



Figura 3.24.- Probetas de Tracción y dobléz utilizadas en la calificación de la soldadura.

3.8.- CALIFICACIÓN DEL PROCEDIMIENTO DE SOLDADURA

Una vez hecha la evaluación de la soldadura, se procedió a realizar el registro de las pruebas de calificación (RPC), la cual soporta los resultados obtenidos en esta caracterización junto con la especificación del procedimiento de soldadura (EPS) desarrollada en la metodología de este trabajo. La realización del RPC se llevo a cabo sobre formatos elaborados por el Centro Venezolano de Soldadura.

CAPITULO IV

RESULTADOS EXPERIMENTALES

4.1.- CARACTERIZACIÓN DE LOS MATERIALES BASE Y APORTE

4.1.1.- Caracterización química de los materiales base y de aporte

Los resultados obtenidos en el análisis químico son mostrados en las tablas 4.1, 4.2, y 4.3 para los materiales base ASTM A36, AISI/SAE 304 y el material de aporte ER 309L respectivamente. En la primera columna de dichas tablas se reporta el porcentaje en peso de cada elemento; éste fue obtenido del promedio calculado de tres mediciones hechas en el laboratorio. Mientras que en la segunda columna se muestran los valores requeridos en las normas que corresponden a cada material.

Tabla 4.1.- Composición química del acero estructural ASTM A36

Elemento	Valor obtenido (% en peso)	Norma ASTM A36⁽⁸⁾ (% en peso)
C	0,201	0,250 máx
S	0,008	0,050 máx
Cr	0,001	...
Mn	0,452
Mo	0,034	...
Si	0,077	0,400 máx

Tabla 4.2.- Composición química del acero inoxidable AISI/SAE 304

Elemento	Valor obtenido (% en peso)	Norma ASTM A240⁽⁹⁾ (% en peso)
C	0,044	0,070 máx
S	0,004	0,030 máx
Cr	17,926	17,500 - 19,500
Ni	8,050	8,000 - 10,500

Mn	1,647	2,000 máx
Mo	0,304	...
Si	0,465	0,750 máx

Tabla 4.3.- Composición química del material de aporte ER 309L

Elemento	Valor obtenido (% en peso)	Norma AWS A5.9⁽²⁾ (% en peso)
C	0,019	0,030 máx
S	0,001	0,030 máx
Cr	24,593	23,000 – 25,000
Ni	13,500	12,000 - 14,000
Mn	1,425	1,000 - 2,500
Mo	0,100	0,750 máx
Si	0,470	0,300 - 0,650

4.1.2.- Caracterización metalográfica de los materiales base

A partir de la caracterización metalográfica hecha a los materiales base se obtuvieron las micrografías referentes a cada uno, por medio de estas y con la ayuda de un atlas de microestructuras⁽⁶⁾ se identificaron las fases presentes en cada acero. La figura 4.1 muestra la microestructura del acero ASTM A36, la cual está constituida por ferrita (áreas claras) y finas placas de perlita (líneas oscuras). Por otra parte, en la figura 4.2 se distingue la presencia de ferrita (líneas negras) en una matriz austenítica constituida por granos equiaxiales (áreas claras) que componen la microestructura de la aleación del acero inoxidable AISI/SAE 304.

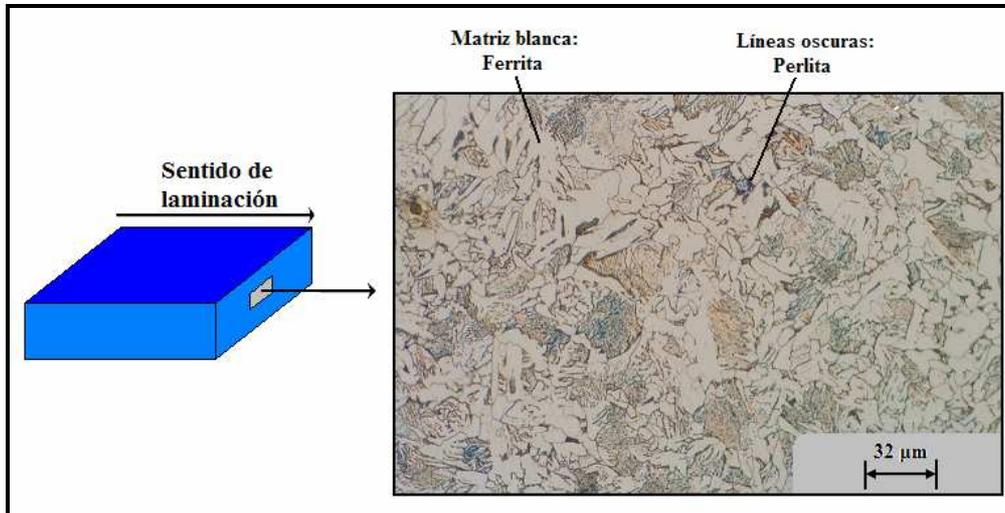


Figura 4.1.- Microestructura del acero ASTM A36, tomada en la cara transversal al sentido de laminación.

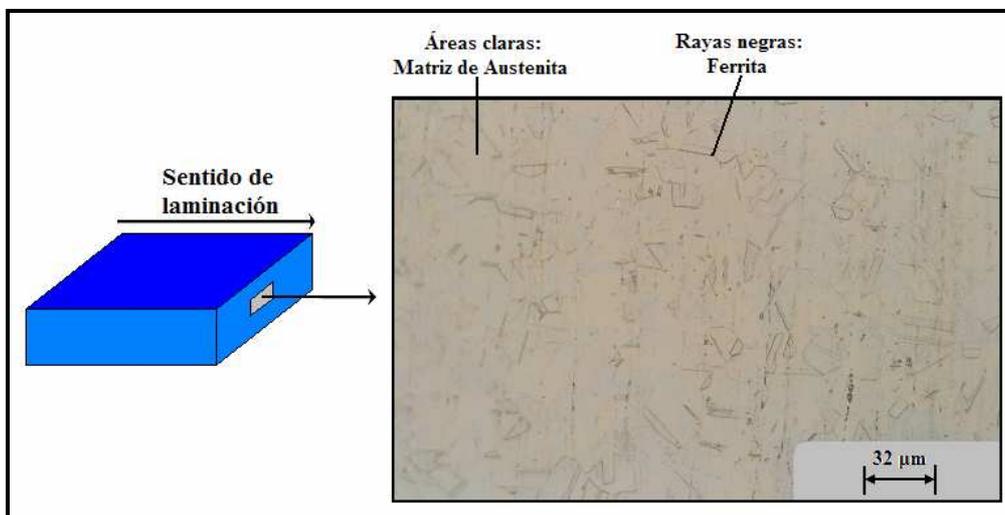


Figura 4.2.- Microestructura del acero inoxidable AISI/SAE 304, tomada en la cara transversal al sentido de laminación.

4.1.3.- Medición del contenido de ferrita

4.1.3.1.- Método químico

El contenido estimado de ferrita del aporte ER 309L y el acero AISI/SAE 304 determinados por medio del diagrama de Schaeffler, se muestran en la tabla 4.4 junto con los valores del níquel equivalente y del cromo equivalente. Estos valores también se reportan en forma gráfica en la figura 4.3, donde se puede observar que ambos metales están dentro del área austenítica con bajos niveles de ferrita, lo cual coincide con lo reportado en la teoría⁽³³⁾ para estos materiales.

Tabla 4.4.- Contenido de ferrita en el metal base AISI/SAE 304 y en el aporte ER 309L obtenidos por medio del diagrama de Schaeffler.

Material:	Nieq (%)	Creq (%)	Contenido de Ferrita (%)
AISI/SAE 304	10,200	18,930	7,500
ER 309L	14,780	25,400	11,000

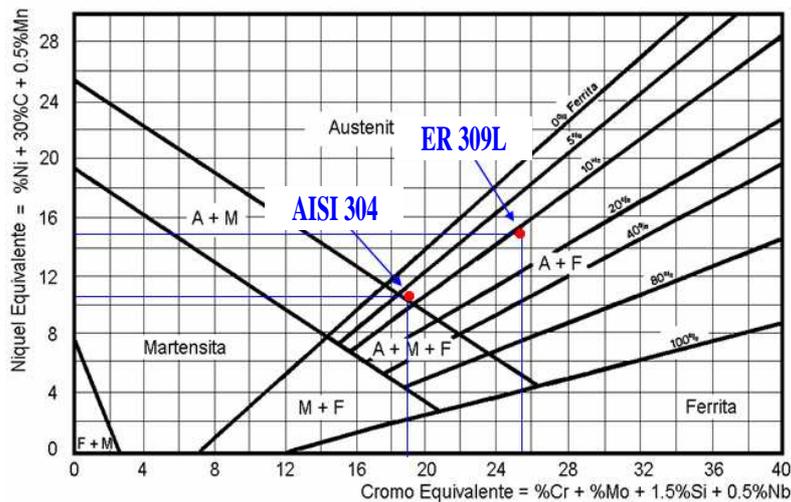


Figura 4.3.- Contenido de Ferrita en los materiales AISI/SAE 304 y ER 309L representados gráficamente sobre el diagrama de Schaeffler.

4.1.3.2.- Método metalográfico

Los resultados obtenidos del análisis hecho a la micrografía tomada al acero inoxidable austenítico AISI/SAE 304, mostrada en la figura 4.2, se presenta en la tabla 4.5. En esta se reporta el contenido de ferrita y austenita determinado para este metal base.

Tabla 4.5.- Contenido de ferrita en el metal base AISI/SAE 304 hallado por el método metalográfico.

AISI/SAE 304	Contenido de Austenita (%)	Contenido de Ferrita (%)
Medición 1	91,910	8,090
Medición 2	91,860	8,140
Medición 3	92,480	7,520
Promedio	92,080	7,920

4.1.4.- Carbono equivalente en el metal base ASTM A36

El valor porcentual del carbono equivalente obtenido en el acero estructural ASTM A36 usado como uno de los metales base en este trabajo, fue igual a 0,283.

4.1.5.- Caracterización mecánica del material base

4.1.5.1.- Ensayo de Dureza

Los valores obtenidos en los ensayos de dureza realizados a los aceros ASTM A36 y AISI/SAE 304 se presentan en las tablas 4.6 y 4.7 respectivamente. En cada tabla son mostrados los resultados de cada medición junto con el valor del promedio y su desviación estandar en escala Rockwell B (HRB).

Tabla 4.6.- Valores de Dureza Rockwell B (HRB) obtenidos para el material base ASTM A36.

Medición	Valor de Dureza (HRB)
1	71,000
2	72,000
3	71,000
4	73,000
5	72,000
6	69,000
7	68,000
8	71,000
Promedio =	70,880
Desviación estandar =	1,640

Tabla 4.7.- Valores de Dureza Rockwell B (HRB) hallado para el material base AISI/SAE 304.

Medición	Valor de dureza (HRB)
1	85,000
2	86,000
3	89,000
4	89,000
5	87,000
6	87,000
7	86,000
8	88,000
Promedio =	87,130
Desviación estandar =	1,460

Los resultados obtenidos muestran que el valor promedio de dureza Rockwell B de los aceros ASTM A36 y AISI/SAE 304 esta dentro del rango establecido en las normas ASTM A36 y ASTM A240 respectivamente.

4.1.5.2.- Ensayo de Tracción

Los resultados obtenidos de esfuerzo unitario (Si) Vs deformación unitaria (ei) son presentados gráficamente en las figuras 4.4 y 4.5. En la figura 4.4 se aprecia la curva de “esfuerzo Vs deformación” de cada una de las probetas del acero estructural ASTM A36, y de manera análoga en la figura 4.5 se muestran los resultados del acero inoxidable AISI/SAE 304.

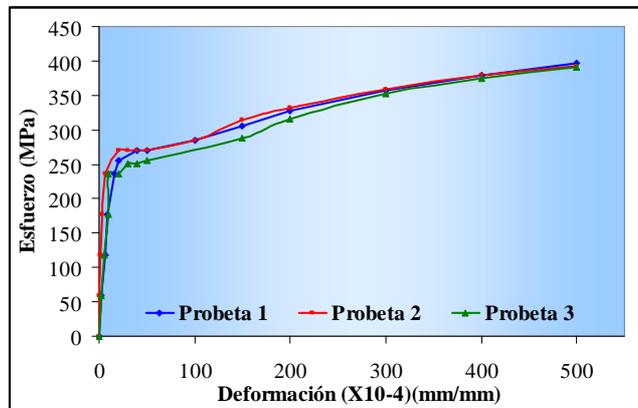


Figura 4.4.- Curvas de esfuerzo unitario (Si) Vs deformación unitaria (ei) correspondientes a las tres probetas hechas del acero estructural ASTM A36.

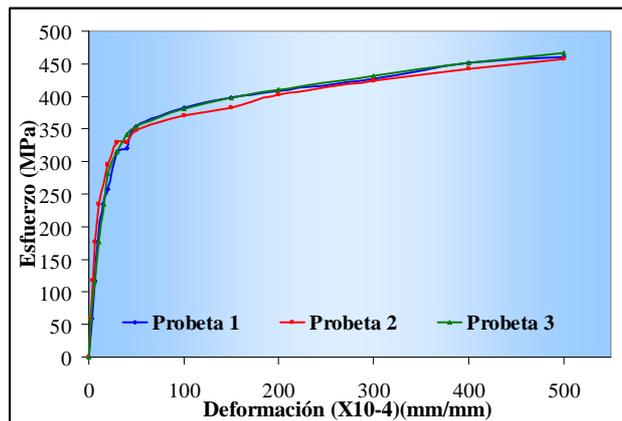


Figura 4.5.- Curvas de esfuerzo unitario (Si) Vs deformación unitaria (ei) correspondientes a las tres probetas hechas del acero inoxidable AISI/SAE 304.

En las tablas 4.8 y 4.9 se presentan resumidos los valores de resistencia máxima ($S_{m\acute{a}x}$), porcentaje de elongación en 50 mm ($\% \Delta L$ en 50 mm), y resistencia a la fluencia del 0,2% (S_y del 0,2%), correspondientes a los aceros ASTM A36 y AISI/SAE 304 respectivamente. En dichas tablas también se reporta el promedio de las tres mediciones hechas de cada material contrastado con los valores requeridos en las normativa técnica concerniente a cada acero, comprobando de esta manera que los valores de las propiedades mecánicas medidas para los dos materiales base cumplen con los requisitos establecidos en sus respectivas normas.

Tabla 4.8.- Resultados del ensayo de tracción realizado al Acero estructural ASTM A36.

Acero ASTM A36	$S_{m\acute{a}x}$ (MPa)	S_y del 0,2% (MPa)	ΔL en 50 mm (%)
Probeta 1	447,200	268,000	38,200
Probeta 2	441,320	273,000	33,000
Probeta 3	439,350	252,000	35,000
Promedio	442,620	264,33	35,400
Norma ASTM A36⁽⁸⁾	400 – 550	250 minimo	23 minimo

Tabla 4.9.- Resultados del ensayo de tracción realizado al acero inoxidable AISI/SAE 304.

Acero AISI/SAE 304	$S_{m\acute{a}x}$ (MPa)	S_y del 0,2% (MPa)	ΔL en 50 mm (%)
Probeta 1	660,990	320,000	52,000
Probeta 2	678,640	330,000	56,000
Probeta 3	666,880	345,000	56,000
Promedio	668,840	331,670	54,700
Norma ASTM A240⁽⁹⁾	515 minimo	205 minimo	40 minimo

4.2.- SELECCIÓN DEL DISEÑO DE JUNTA

El diseño de junta seleccionado se muestra en la figura 4.6. Como se puede observar en esta figura, se trata de una junta a tope de bisel cuadrado o de bordes rectos, con una separación de raíz igual a 2 mm. Adicionalmente se considero el uso de un respaldo de cobre el cual sirvió de molde para recibir el metal de aporte.

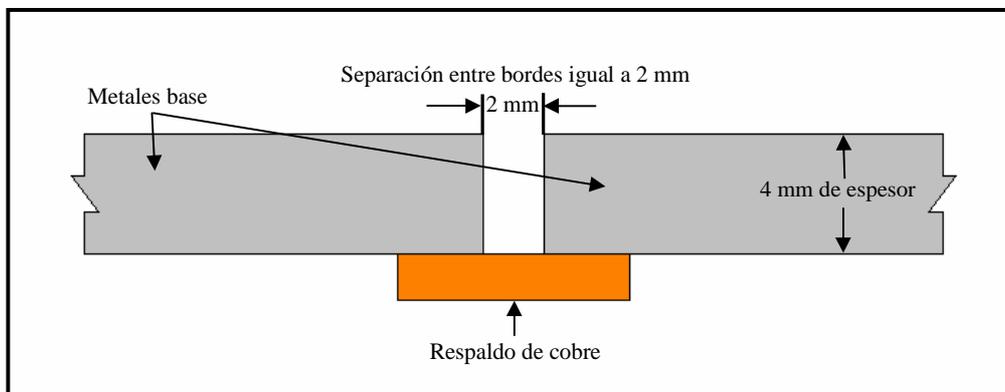


Figura 4.6.- Diseño seleccionado para la elaboración de la junta.

4.3.- PREDICCIÓN DE LOS PARAMETROS DE PULSO

Los valores de las variables que se mantuvieron fijos durante el desarrollo de todas las pruebas de soldadura se presentan resumidos en la tabla 4.10. Estos valores corresponden al reglaje definitivo de las variables de soldadura ajenas a los parámetros de pulso, las cuales permanecieron invariables a lo largo de todas las pruebas de soldadura hechas en esta investigación, excepto en los casos en los que se indica lo contrario.

Tabla 4.10.- Parámetros fijados en los ensayos de soldadura realizados con los modos GMAW-P y GMAW-C, para la determinación de los parámetros de pulso.

Material de aporte	AWS ER309L, de 1,2 mm de diámetro
Gas de protección	Argón + 2% Oxígeno

Flujo del gas de protección	15 Litros/min
Polaridad	Corriente directa con polaridad inversa (Electrodo positivo)
Velocidad de alimentación (Wf)	Entre 2 m/min y 10 m/min.
Velocidad de soldadura (Vs)	Relación 1:20 con respecto a Wf
Distancia Boquilla-Pieza de trabajo	8 mm
Posición de soldadura	Plana (1G)
Orientación del electrodo	90°
Inductancias (solo GMAW-Convencional)	Ks = Kd = 15

4.3.1.- Criterio de Burnoff

Los resultados obtenidos de las pruebas de soldadura hechas con corriente pulsada (transferencia tipo rociado) y corriente constante (transferencia tipo cortocircuito) que aseguran un arco estable son mostrados en la tabla 4.11, dichas pruebas de soldadura fueron llevadas a cabo para los valores de la velocidad de alimentación del alambre (Wf) igual a 2, 4, 6, 8, y 10 m/min. en ambos métodos.

Tabla 4.11.- Datos característicos del criterio de Burnoff usando corriente pulsada y corriente directa, para el material de aporte ER 309L de 1,2mm de diámetro.

Corriente pulsada (rociado)		Corriente constante (cortocircuito)	
Wf (m/min.)	Im (A)	Wf (m/min.)	Im (A)
2,000	69,000	2,000	83,500
4,000	132,000	4,000	139,000
6,000	186,000	6,000	178,500
8,000	250,000	8,000	239,800
10,000	335,000	10,000	274,500

Estos valores de corriente media (Im) obtenidos en cada prueba, fueron graficados contra cada valor de la velocidad de alimentación del alambre, y son mostrados en la figura 4.7.

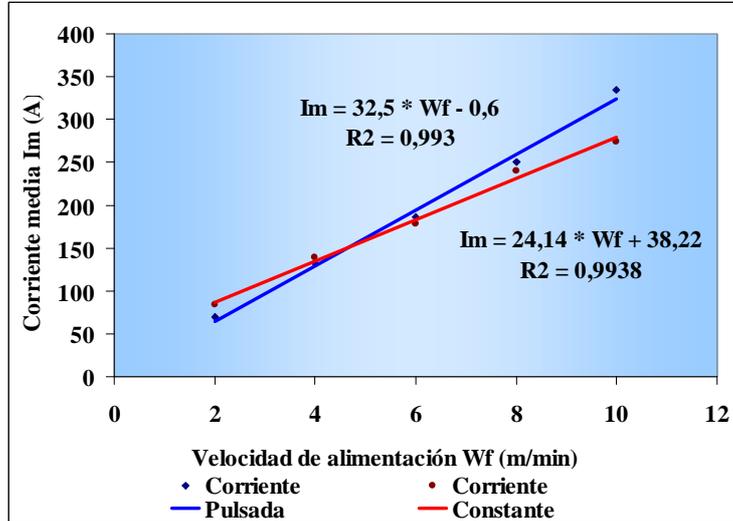


Figura 4.7.- Relación entre Wf Vs. Im para una longitud de arco constante en los modos de soldadura GMAW-P y GMAW-Convencional para el aporte ER 309L de 1,2mm de diámetro.

A partir de esta figura se determinaron por regresión lineal las ecuaciones de ambas rectas, conocidas como líneas características de Burnoff para GMAW Pulsada y constante⁽³⁶⁾, las cuales son; la ecuación (23) para la corriente pulsada y la ecuación (24) para la corriente constante respectivamente:

$$I_m = 32,500 * W_f - 0,600 \quad (23)$$

$$I_m = 24,140 * W_f + 38,220 \quad (24)$$

Usando estas ecuaciones se calculo el punto de intercepción entre ambas rectas, este ocurre en el valor de Wf igual a 4,644 m/min, el cual fija según la sugerencia de Rajasekaran y otros (1998) el posible valor de la corriente media de transición para el material de aporte estudiado en $I_m = 150,315$ A.

Según los autores, este valor indica que para valores mayores de la velocidad de alimentación de $W_f = 4,644$ m/min ($I_m = 150,315$ A) se obtendrá mas fácilmente el modo de transferencia tipo rociado del material de aporte usando

corriente pulsada. Bajo este criterio se escogió la velocidad de alimentación para el cual se desarrollo la zona paramétrica igual a $W_f = 6,000$ m/min, puesto que para este valor ya se puede asegurar la ocurrencia del modo de transferencia tipo rociado.

Usando la ecuación (5) para el diámetro del alambre igual a $d = 1,2$ mm se calculo el volumen de gota requerido por desprendimiento, el cual es:

$$V = 0,905 \text{ mm}^3$$

Para el valor de la velocidad de alimentación estudiada igual a $W_f = 6,000$ m/min, y el volumen de gota hallado, se obtuvo por medio de la ecuación (6) el valor del tiempo de ciclo (T) para el cual Amín (1983) y Rajasekaran y otros (1998), aseguran que se produce mas fácilmente el desprendimiento de una gota por pulso para el volumen de gota requerido. El valor encontrado es el siguiente:

$$T = 8,000 \text{ ms}$$

Introduciendo el valor de $W_f = 6,000$ m/min. en la ecuación (23) hallada para el modo de corriente pulsada, se obtuvo el valor correspondiente de la corriente media:

$$I_m = 194,400 \text{ A}$$

Por ultimo, haciendo uso de la ecuación (10) para varios valores de la relación T/T_p , se obtiene la primera aproximación de la zona paramétrica para el valor de la velocidad de alimentación $W_f = 6,000$ m/min; ésta se representó en la siguiente figura:

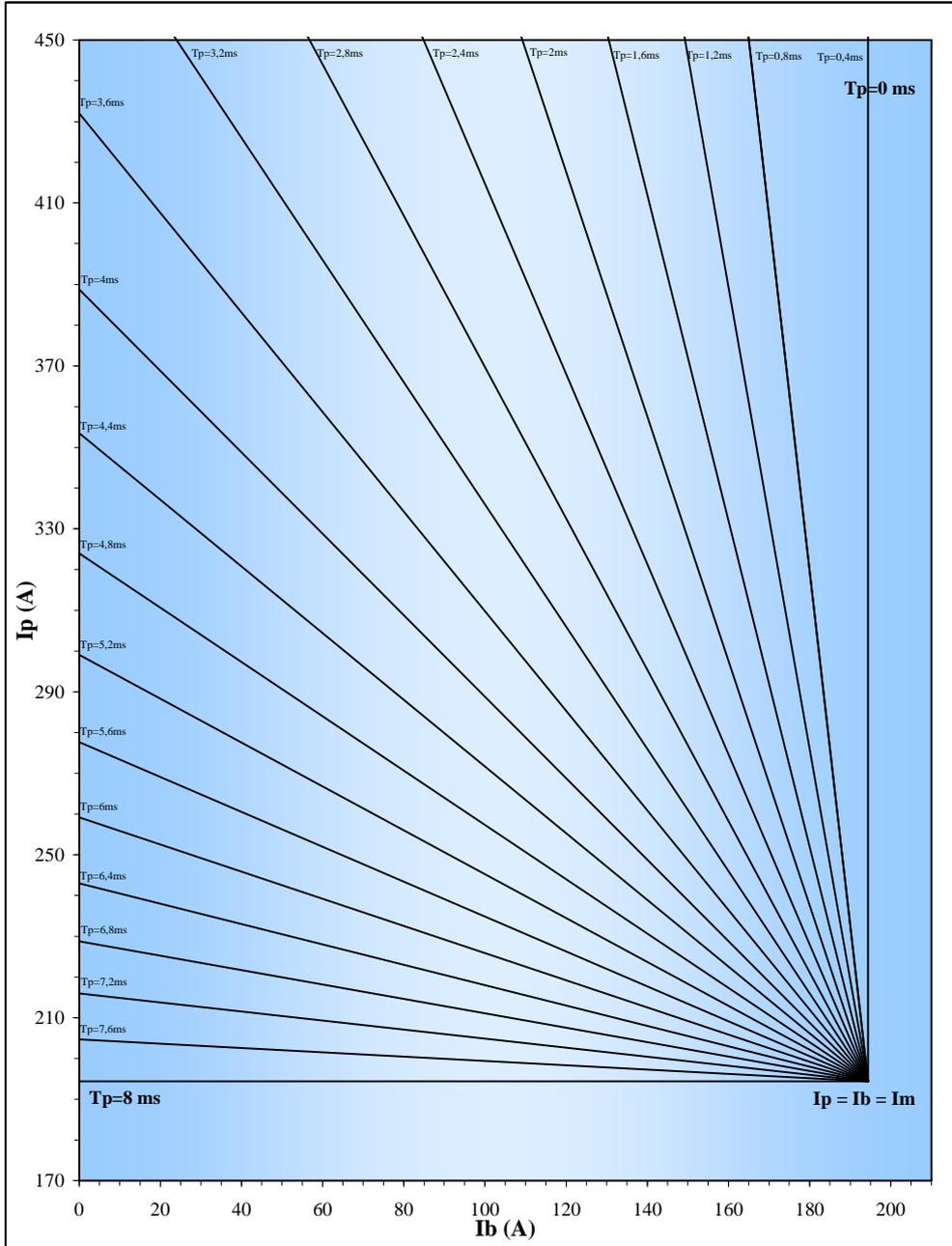


Figura 4.8.- Zona paramétrica predicha usando el criterio de Burnoff para $W_f = 6,000$ m/min,
 $I_m = 194,400$ A, $T = 8$ ms.

4.3.2.- Criterio de transferencia metálica

4.3.2.1.- Limitación de la corriente pico (I_p) y Tiempo Pico (T_p)

Los juegos de parámetros cuya combinación de I_p y T_p proporcionan el desprendimiento de una gota por pulso para las condiciones de soldadura establecidas en el criterio de Burnoff, son mostrados en la siguiente tabla:

Tabla 4.12.- Parámetros cuya combinación de I_p y T_p producen el desprendimiento de una gota por pulso para $W_f = 6$ m/min e $I_m = 194,4$ A.

T_p (ms)	T_b (ms)	I_p (A)	I_b (A)
3,4	4,6	350	79,461
3	5	375	86,104
3,8	4,2	335	67,267
3,4	4,6	340	86,853
3,6	4,4	325	87,619
2,9	5,1	365	97,455

La relación potencial inversa existente entre I_p y T_p de los parámetros listados en la tabla anterior, se expresa en la siguiente figura:

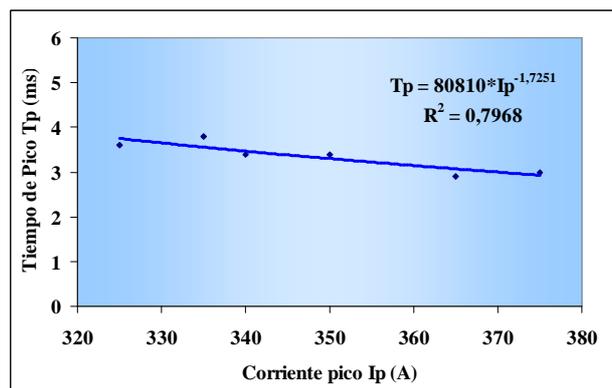


Figura 4.9.- Relación potencial entre I_p y T_p , para el volumen de gota requerido por desprendimiento igual a $0,905$ mm³.

De la regresión potencial hecha a los datos de la figura anterior, se obtuvo la siguiente ecuación:

$$T_p = 80810,000 * I_p^{-1,720} \quad (25)$$

Después, linealizando la ecuación anterior se llegó a la siguiente expresión:

$$\text{Log}(T_p) = -1,720 \text{ Log}(I_p) + 4,908 \quad (26)$$

De la expresión anterior se extrajo el valor de la pendiente ($m = -1,720$), que luego, al ser sustituida en la ecuación (11), dio como resultado la ecuación mostrada a continuación:

$$I_p^{1,720} * T_p = K_v \quad (27)$$

4.3.2.2.- Estimación del parámetro de desprendimiento K_v

De las pruebas de soldadura realizadas con corriente continua se obtuvieron el juego de variables que aseguran la transferencia tipo rociado para cada W_f seleccionada, en la tabla 4.13 son mostradas dichas configuraciones junto con el valor de la corriente media observado en el panel de la máquina.

Tabla 4.13.- Configuración de variables que aseguran transferencia tipo rociado en GMAW-Convencional.

Wf (m/min)	Im (A)	Uref (V)	Vs (Cm/s)
4,000	173,500	30,000	0,230
6,000	222,000	31,000	0,280
8,000	260,500	32,000	0,450
10,000	301,000	33,000	0,610

Los oscilogramas obtenidos con los parámetros anteriores se presentan a continuación:

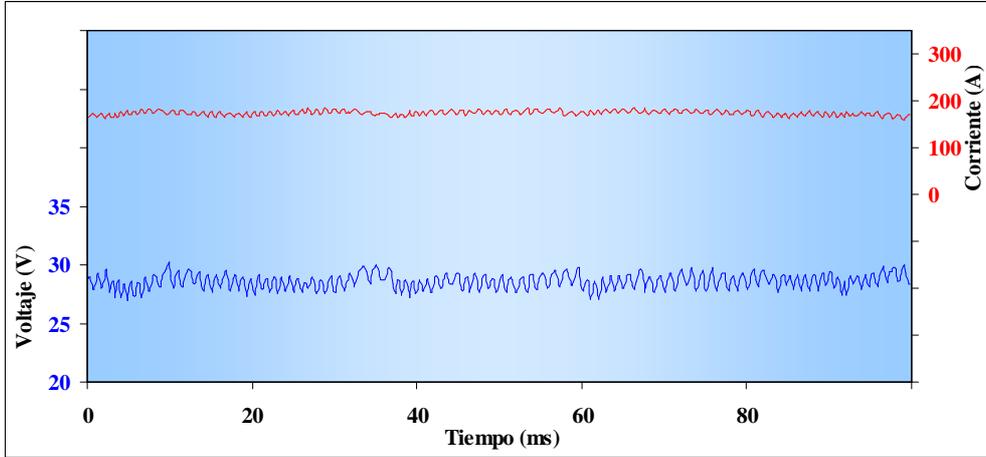


Figura 4.10.- Oscilograma para $W_f = 4,000$ m/min. ($I_m = 173,960$ A, $U_{ref} = 30,000$ V).

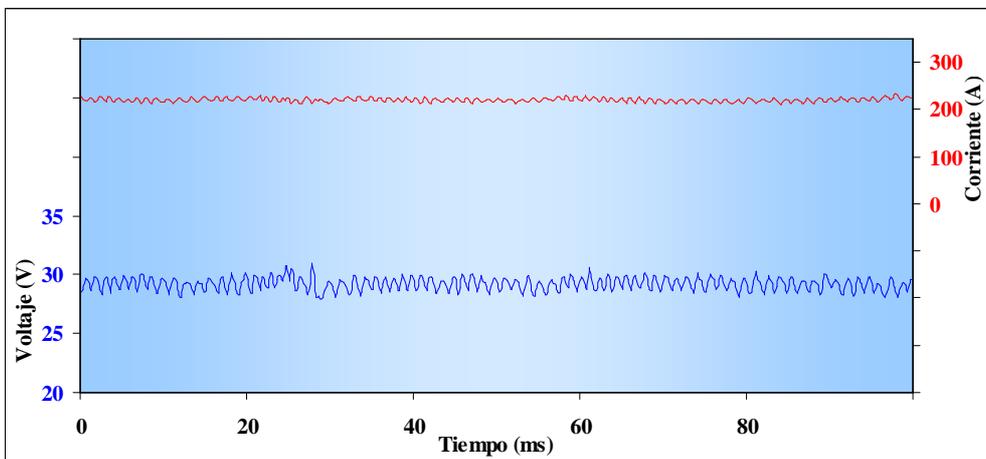


Figura 4.11.- Oscilograma para $W_f = 6,000$ m/min. ($I_m = 222,000$ A, $U_{ref} = 31,000$ V).

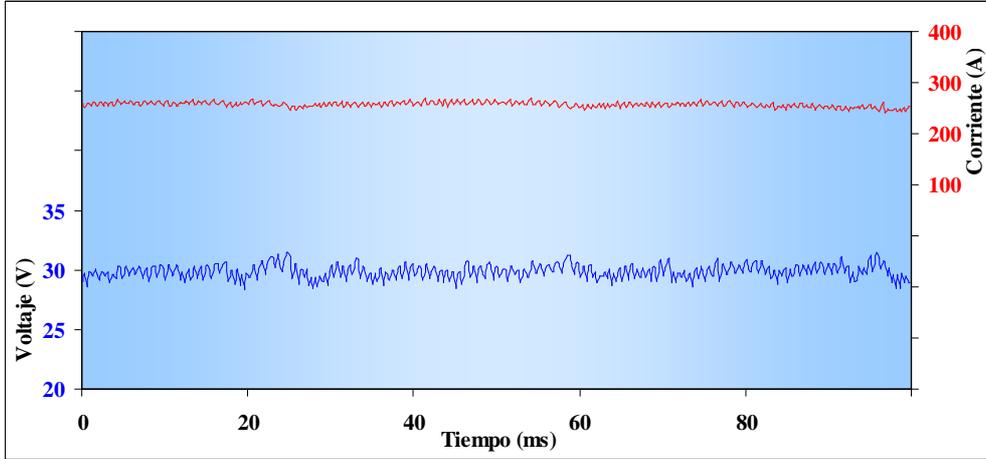


Figura 4.12.- Oscilograma para $W_f = 8,000$ m/min. ($I_m = 260,500$ A, $U_{ref} = 32,000$ V).

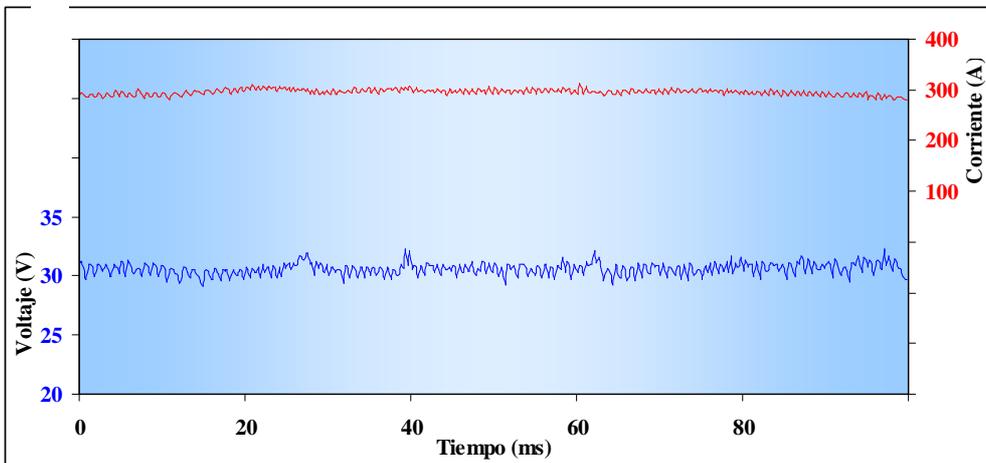


Figura 4.13.- Oscilograma para $W_f = 10,000$ m/min. ($I_m = 301,500$ A, $U_{ref} = 33,000$ V).

En los oscilogramas anteriores los desprendimientos de gotas se pueden observar en los picos de la señal del voltaje. Las Figuras 4.14, 4.15, 4.16 y 4.17 muestran los histogramas que agrupan los tiempos de desprendimientos obtenidos en cada prueba de soldadura, donde el punto medio del intervalo de clase con mayor frecuencia relativa representa el tiempo de desprendimiento modal (T_{dm}) adquirido para cada W_f .

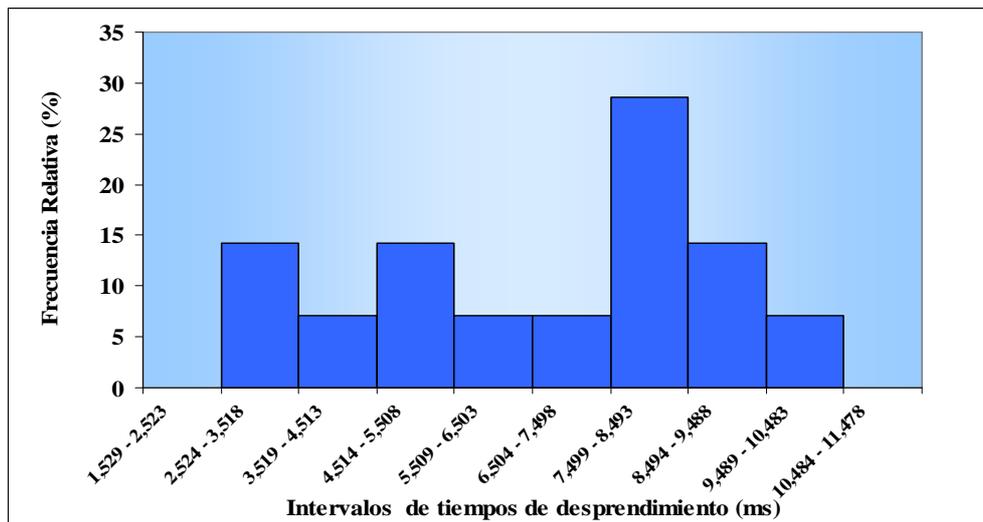


Figura 4.14.- Histograma para $W_f = 4,000$ m/min. ($I_m = 173,960$ A, $U_{ref} = 30,000$ V). Tiempo de desprendimiento modal (T_{dm}) = 7,996 ms.

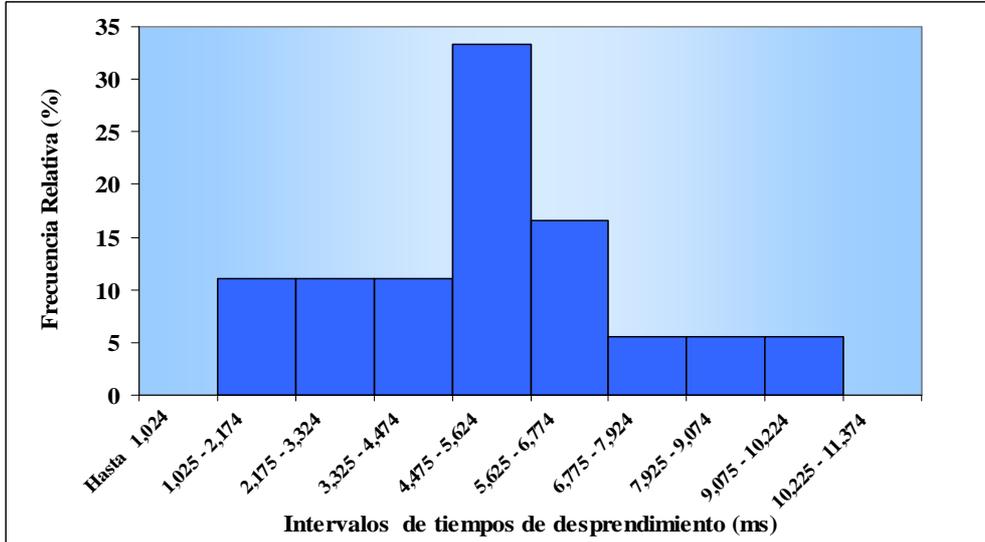


Figura 4.15.- Histograma para $W_f = 6,000$ m/min. ($I_m = 222,000$ A, $U_{ref} = 31,000$ V). Tiempo de desprendimiento modal (T_{dm}) = 5,050 ms.

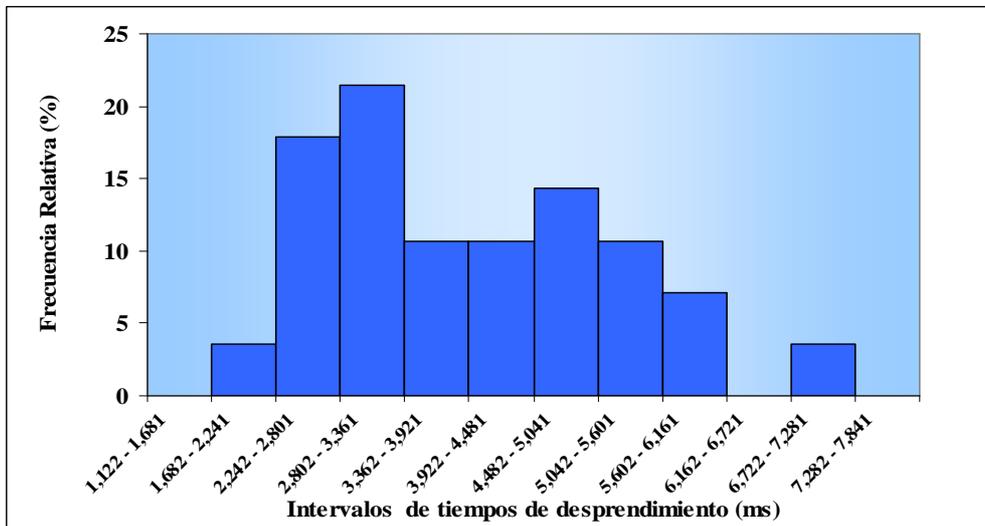


Figura 4.16.- Histograma para $W_f = 8,000$ m/min. ($I_m = 260,500$ A, $U_{ref} = 32,000$ V). Tiempo de desprendimiento modal (T_{dm}) = 3,082 ms.

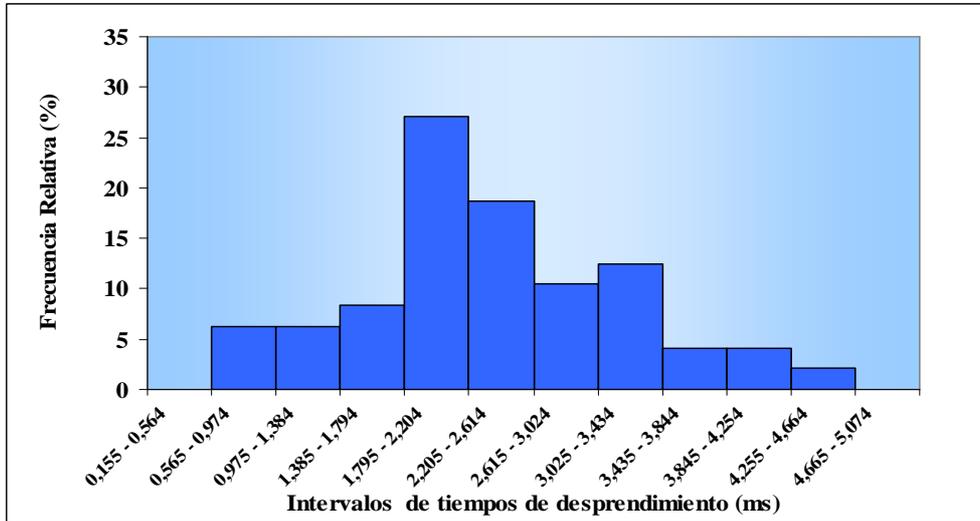


Figura 4.17.- Histograma para $W_f = 10,000$ m/min. ($I_m = 301,500$ A, $U_{ref} = 33,000$ V).

Tiempo de desprendimiento modal (T_{dm}) = 2,000 ms.

Los datos obtenidos de los oscilogramas e histogramas antes presentados, fueron ordenados en la tabla 4.14, donde V_{dm} es el volumen de gota modal relacionado con cada T_{dm} , e I_{dc} representa el nivel de corriente media registrado en cada oscilograma.

Tabla 4.14.- Datos obtenidos de los oscilogramas e histogramas construidos para cada W_f .

W_f (m/min)	I_{dc} (A)	T_{dm} (ms)	V_{dm} (mm ³)
4,000	173,960	7,996	0,603
6,000	220,060	5,050	0,571
8,000	261,150	3,082	0,465
10,000	297,170	2,000	0,377

El conjunto de valores obtenidos para cada velocidad de alimentación y mostrados en la tabla anterior fueron usados para construir los pares de relaciones “ T_{dm} vs. V_{dm} ” y “ V_{dm} vs I_{dc} ”, éstos son presentados en forma de gráficas en las figuras 4.18 y 4.19. En dichas gráficas se pudo observar la

relación potencial existente entre Tdm y Vdm, y la correlación logarítmica entre Idc y Vdm (la cual, con el fin de linealizarla se colocó en el eje de las abscisas el valor del logaritmo de Vdm).

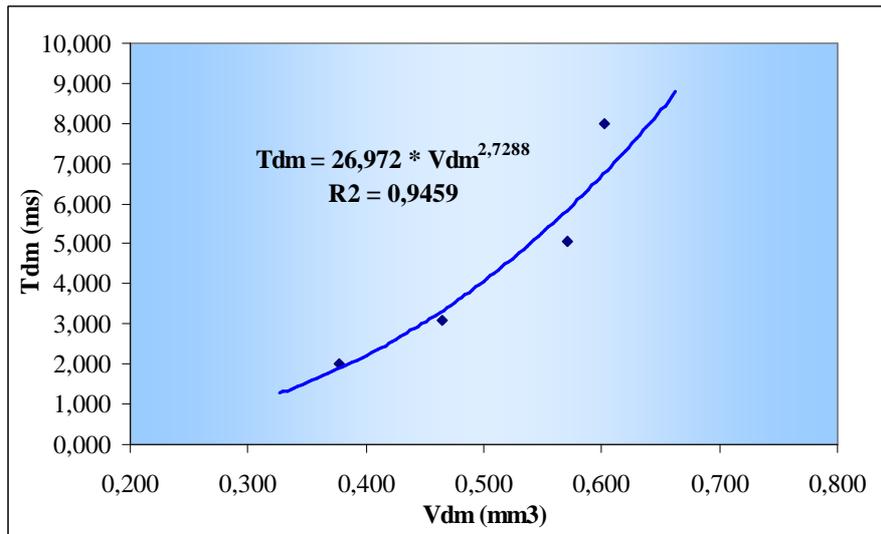


Figura 4.18.- Relación potencial existente entre Vdm y Tdm.

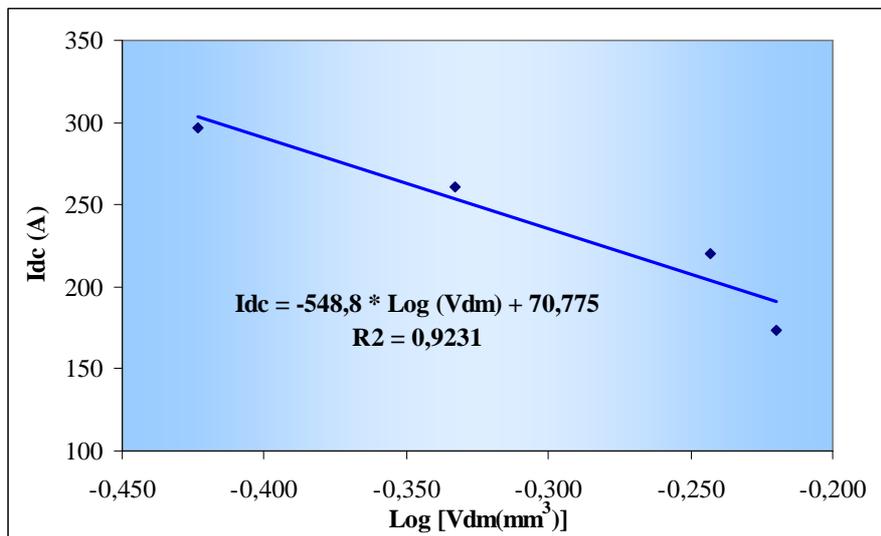


Figura 4.19.- Relación logarítmica existente entre Idc y Vdm.

Del ajuste potencial hecho a los datos de la figura 4.18 se obtuvo la siguiente expresión:

$$T_{dm} = 26,972 * V_{dm}^{2,728} \quad (28)$$

Similarmente, el ajuste lineal realizado a la figura 4.19 dio como resultado la ecuación (29).

$$I_{dc} = -548,800 * \text{Log}(V_{dm}) + 70,775 \quad (29)$$

A través de las expresiones anteriores se pudo establecer la combinación única del nivel de corriente I_{dc} , y el tiempo de desprendimiento de gota T_{dc} , del que se espera ocurra la transferencia metálica controlada para el volumen de gota definido en el criterio de Burnoff. De esta manera, para el volumen de gota requerido por desprendimiento ($V = 0,905 \text{ mm}^3$), y con las ecuaciones 28 y 29 se consiguieron los siguientes resultados:

$$T_{dc} = 20,527 \text{ ms}$$

$$I_{dc} = 94,625 \text{ A}$$

Luego sustituyendo estos valores, junto al valor de la pendiente ($m = -1,720$) hallado de la expresión (26), en la ecuación (13), se obtuvo el valor de K_v :

$$K_v = 52617,495 \text{ A}^{1,720} \text{ ms}$$

O lo que es igual:

$$K_v = 52,617 \text{ A}^{1,720} \text{ s}$$

4.3.2.3.- Curva paramétrica de desprendimiento

Por medio de la expresión (27) y del valor de Kv obtenido en el apartado anterior, quedo determinada la curva paramétrica de desprendimiento, mostrada a continuación:

$$I_p^{1,720} * T_p = 52,617 A^{1,720}s \quad (30)$$

La cual restringe la zona paramétrica predicha por el criterio de Burnoff a la condición de que solo aquellas combinaciones de los parámetros de pulso que estén a la izquierda de esta curva pueden satisfacer el criterio de transferencia metálica.

4.3.3.- Criterio de estabilidad del arco

Después de realizar varias pruebas de soldadura con combinaciones de parámetros tomados de la zona paramétrica desarrollada en este trabajo, se encontró que el valor de Ib a partir del cual el arco de soldadura empieza a ser inestable esta alrededor de los 20,000 A. Adicionalmente, tomando en cuenta la recomendación dada por Amín (1983) en su investigación, se adiciono a este valor obtenido experimentalmente un margen de tolerancia de 5,000 A, quedando así fijada la corriente base Ib mínima de trabajo en 25,000 A, es decir:

$$I_b > 25,000 A \quad (31)$$

De esta manera se aseguro la estabilidad del arco en cualquier combinación de parámetros tomada de la zona paramétrica hallada en el presente trabajo.

Las expresiones halladas que definen la curva paramétrica de desprendimiento y el límite de la corriente base (ecuaciones 30 y 31) fueron graficadas sobre la figura 4.8 y mostradas en la figura 4.20, quedando así delimitada la nueva zona de trabajo por el área que encierran estas dos líneas. De esta manera, para cualquier juego de parámetros de pulso (I_p , T_p , I_b y T_b) tomados de esta nueva zona paramétrica se puede asegurar que cumplen con los tres requerimientos esenciales de la soldadura con GMAW-Pulsada propuestos por Amín (1983).

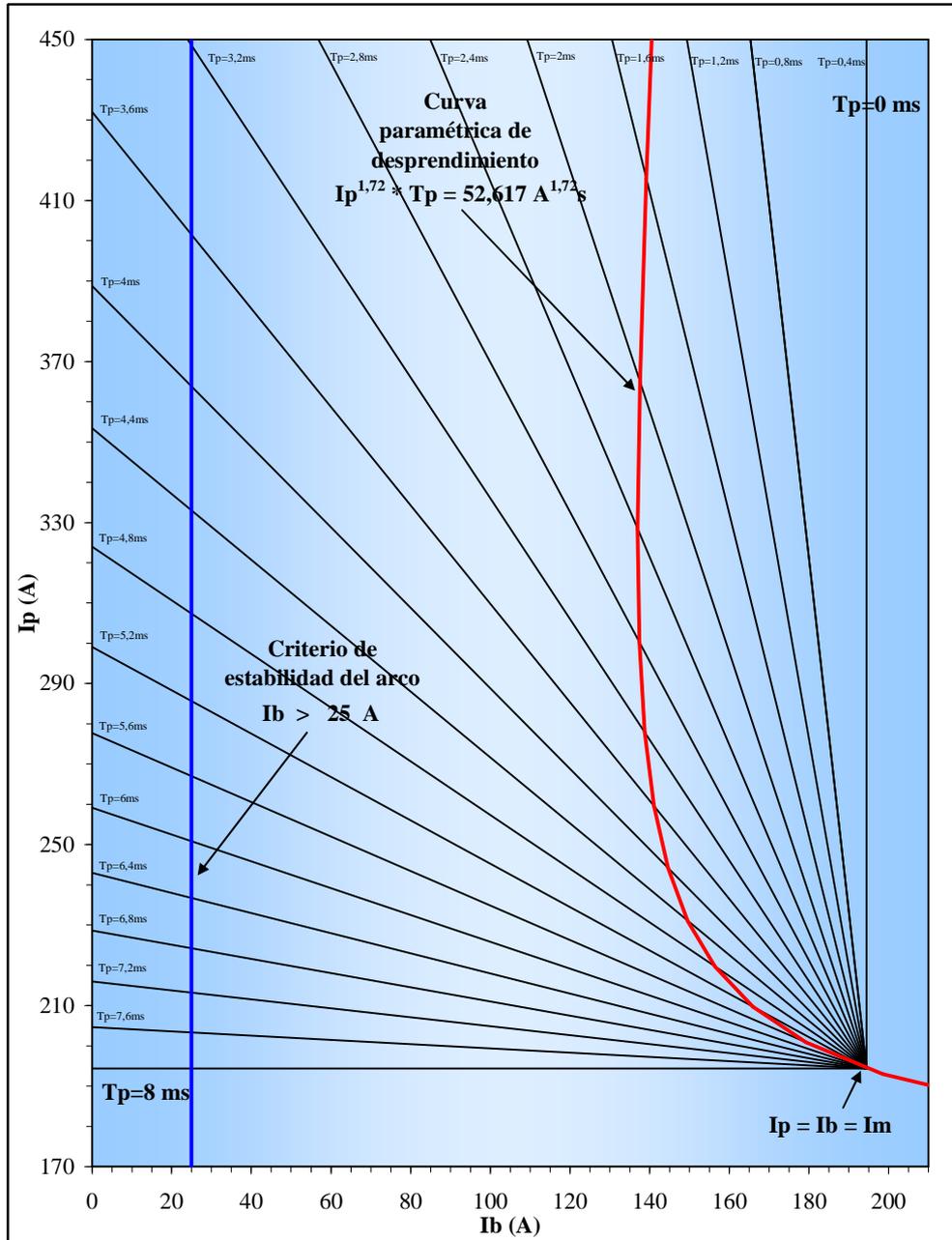


Figura 4.20.- Zona paramétrica predicha por el criterio de Burnoff para $W_f = 6,000$ m/min, $I_m = 194,400$ A, $T = 8,000$ ms. Adicionalmente limitada por los criterios de transferencia metálica y de estabilidad del arco.

4.3.4.- Acotamiento final de la zona paramétrica

Aquellas combinaciones de los parámetros de pulso (I_p , T_p , I_b , T_b) que durante los ensayos de soldadura produjeron un arco estable, de longitud constante y libre de cortocircuitos son numerados en la tabla 4.15, estos se muestran clasificados según el tipo de desprendimiento de gota observado en la señal de voltaje del oscilograma correspondiente, a saber; una gota por pulso (UGP), dos gotas desprendidas por pulso (2 GDP) y tres gotas desprendidas por pulso (3 GDP).

Tabla 4.15.- Parámetros en los que se obtuvo un arco estable libre de cortocircuito, tomados de la zona paramétrica construida con las condiciones: $W_f = 6,000$ m/min; $I_m = 194,400$ A; $T = 8,000$ ms; $V_s = 0,500$ cm/s. (En rojo: parámetros que ofrecen una gota por pulso).

Ensayo N°	T_p (ms)	T_b (ms)	I_p (A)	I_b (A)	Observaciones
1	3,000	5,000	375,000	86,100	UGP
2	3,000	5,000	355,000	98,100	UGP
3	2,600	5,400	365,000	112,320	UGP
4	3,400	4,600	360,000	72,070	2 GDP
5	2,900	5,100	370,000	94,610	2 GDP
6	2,300	5,700	375,000	121,580	UGP
7	3,100	4,900	355,000	92,860	UGP
8	3,100	4,900	350,000	96,020	UGP
9	2,900	5,100	355,000	103,140	UGP
10	2,800	5,200	355,000	107,990	UGP
11	2,800	5,200	360,000	105,290	UGP
12	2,900	5,100	365,000	97,460	UGP
13	3,000	5,000	365,000	92,100	2 GDP

14	3,000	5,000	350,000	101,100	UGP
15	3,200	4,800	345,000	94,070	UGP
16	2,600	5,400	355,000	117,130	UGP
17	2,800	5,200	345,000	113,370	UGP
18	3,200	4,800	330,000	104,070	3 GDP
19	3,200	4,800	355,000	87,400	2 GDP
20	3,200	4,800	335,000	100,730	3 GDP
21	3,400	4,600	340,000	86,850	UGP
22	3,400	4,600	350,000	79,460	UGP
23	3,600	4,400	345,000	71,260	UGP
24	3,600	4,400	335,000	79,440	UGP
25	3,600	4,400	325,000	87,620	UGP
26	3,800	4,200	335,000	67,270	UGP
27	3,500	4,500	370,000	57,890	2 GDP
28	3,800	4,200	355,000	49,170	2 GDP
29	3,800	4,200	345,000	58,220	UGP
30	4,100	3,900	335,000	46,670	3 GDP
31	4,300	3,700	315,000	54,330	3 GDP
32	4,300	3,700	305,000	65,950	3 GDP
33	3,800	4,200	315,000	85,360	3 GDP
34	3,200	4,800	350,000	90,730	UGP
35	2,600	5,400	335,000	126,760	3 GDP
36	3,400	4,600	305,000	112,720	3 GDP
37	2,600	5,400	395,000	97,870	2 GDP

En aquellos cordones hechos con juegos de parámetros que muestran el desprendimiento de una gota por pulso, se observó una superficie suave con

buen aspecto superficial. Mientras que para el tipo de desprendimiento de varias gotas por pulso, los cordones obtenidos lucen una superficie irregular y de geometría no uniforme.

Lo expuesto en el párrafo anterior es ejemplificado e ilustrado a través de las figuras 4.21 a la 4.26, para la condición de una gota por pulso, y de las figuras 4.27 y 4.28, para las condiciones de desprendimiento de dos y tres gotas por pulso respectivamente. En dichas figuras se exhibe el oscilograma y el cordón obtenido con el juego de parámetros ejemplificado en cada caso, donde el número de desprendimiento de gotas es observado en los picos de la señal del voltaje de los oscilogramas, y la apariencia externa de la superficie del cordón es visualizada en la fotografía del mismo.

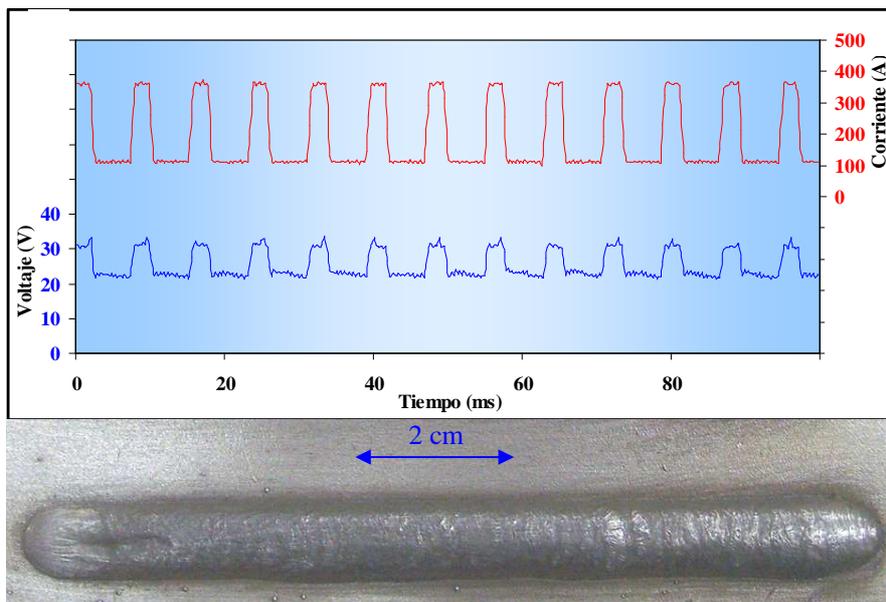


Figura 4.21.- Ensayo N°3 ($T_p = 2,600$ ms; $T_b = 5,400$ ms; $I_p = 375,000$ A; $I_b = 86,100$ A), una gota por pulso

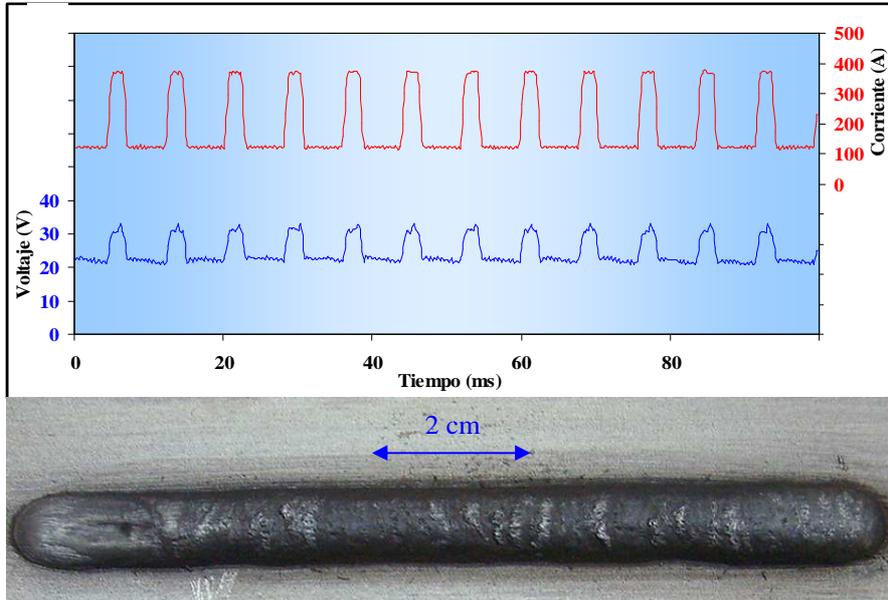


Figura 4.22.- Ensayo N°6 ($T_p = 2,300$ ms; $T_b = 5,700$ ms; $I_p = 375,000$ A; $I_b = 121,580$ A), una gota por pulso

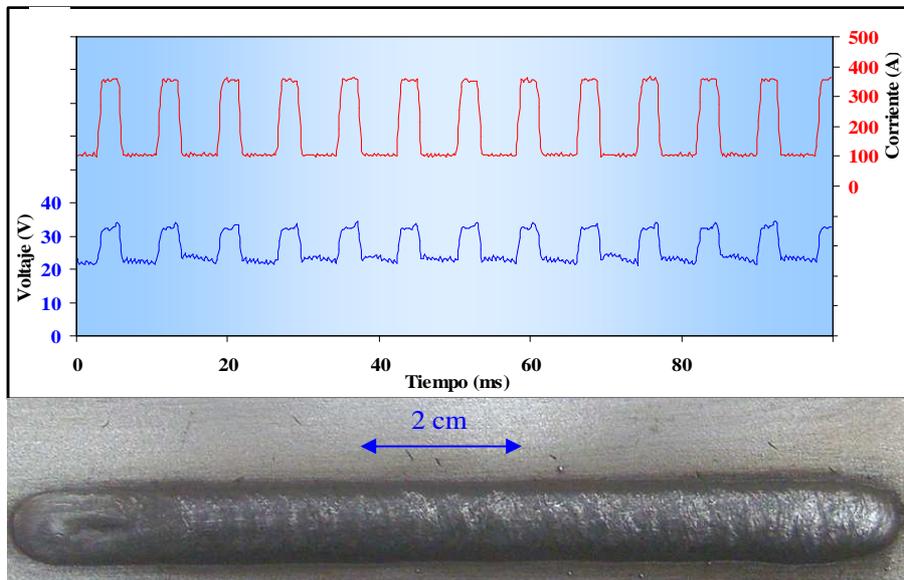


Figura 4.23.- Ensayo N°11 ($T_p = 2,800$ ms; $T_b = 5,200$ ms; $I_p = 360,000$ A; $I_b = 105,290$ A), una gota por pulso

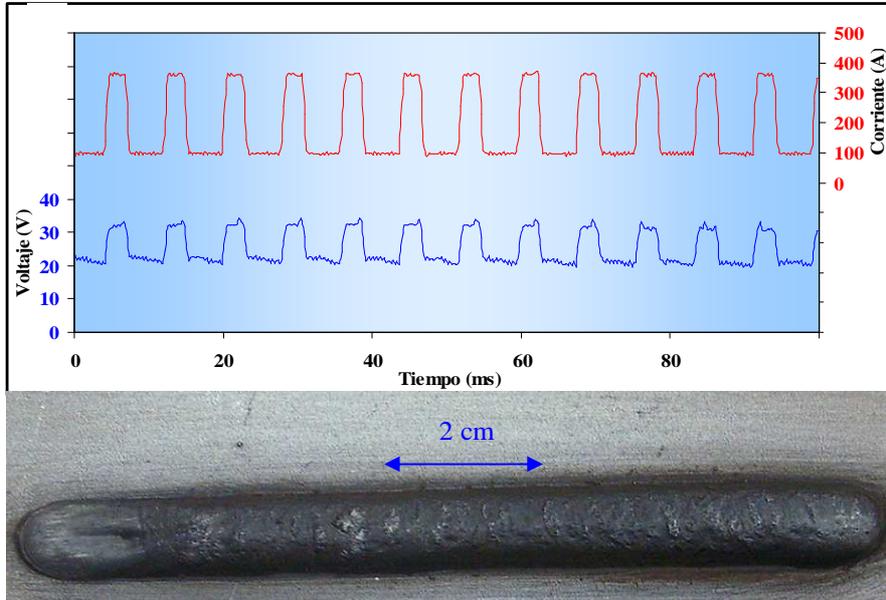


Figura 4.24.- Ensayo N°12 ($T_p = 2,900$ ms; $T_b = 5,100$ ms; $I_p = 365,000$ A; $I_b = 97,450$ A),
una gota por pulso

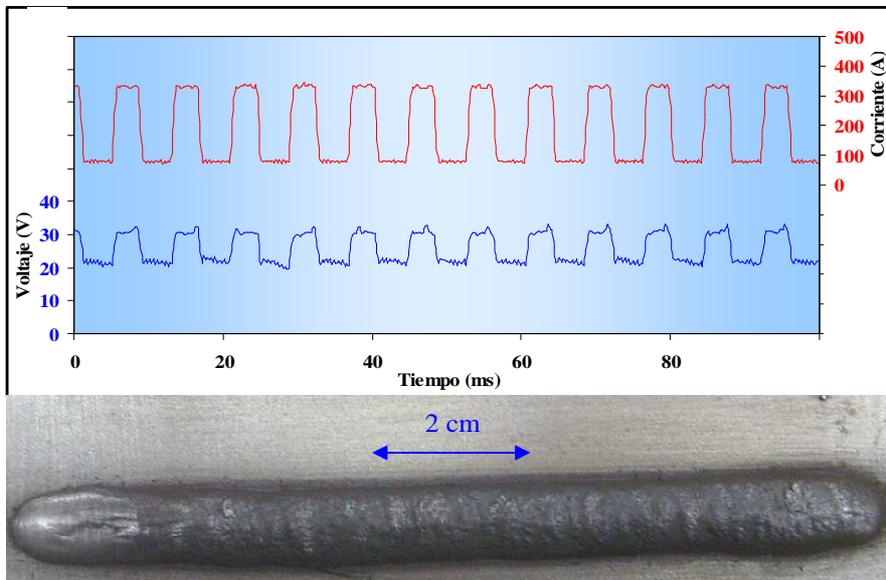


Figura 4.25.- Ensayo N°24 ($T_p = 3,600$ ms; $T_b = 4,400$ ms; $I_p = 335,000$ A; $I_b = 79,440$ A),
una gota por pulso

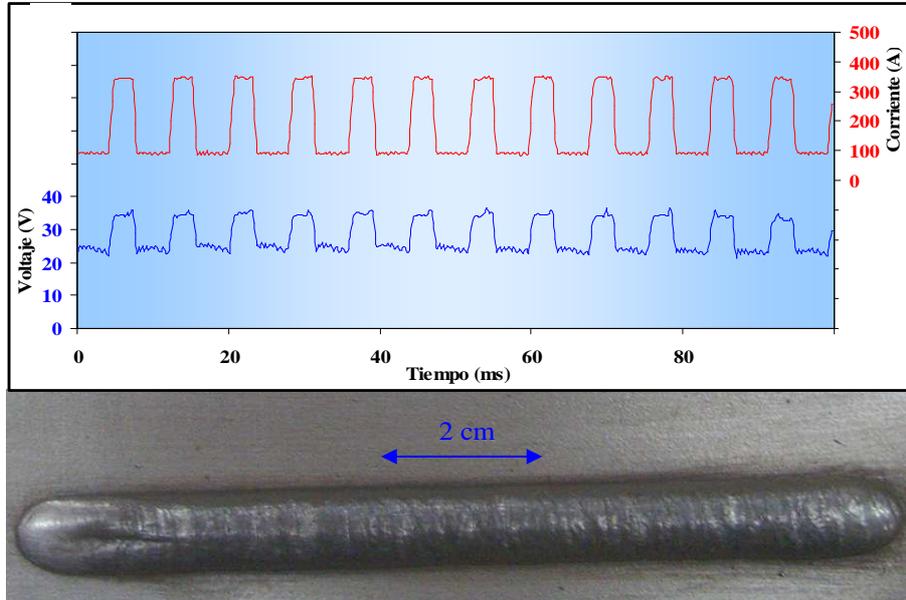


Figura 4.26.- Ensayo N°34 ($T_p = 3,200$ ms; $T_b = 4,800$ ms; $I_p = 350,000$ A; $I_b = 90,730$ A), una gota por pulso

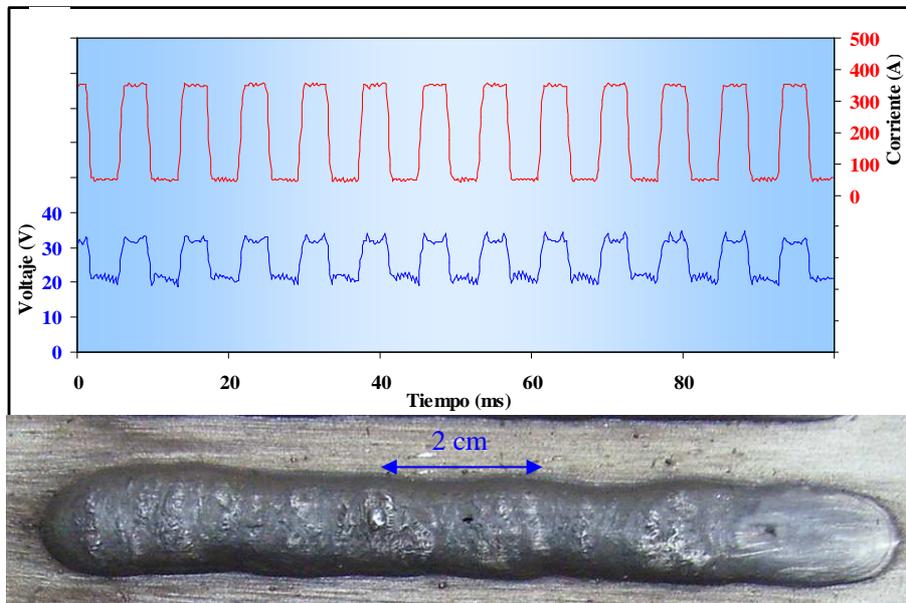


Figura 4.27.- Ensayo N°28($T_p = 3,800$ ms; $T_b = 4,200$ ms; $I_p = 355,000$ A; $I_b = 49,170$ A), dos gotas por pulso.

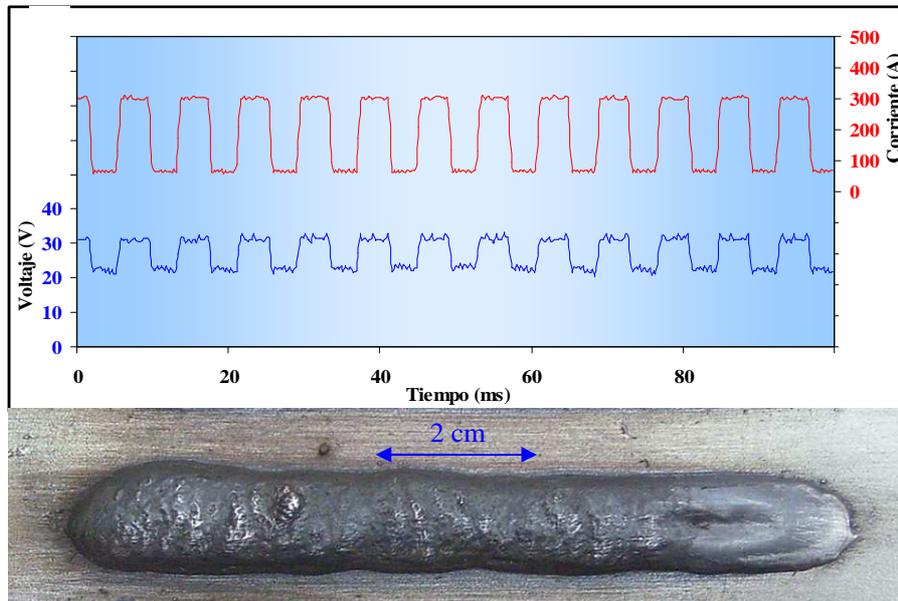


Figura 4.28.- Ensayo N°32 ($T_p = 4,300$ ms; $T_b = 3,700$ ms; $I_p = 305,000$ A; $I_b = 65,950$ A), tres gotas por pulso.

Aquellas combinaciones de los parámetros de pulso que cumplieron con el requerimiento señalado por Rajasekaran y otros (1998), se graficaron sobre la zona paramétrica construida por el método de Amín (1983). En la figura 4.29 se ilustra lo anterior, y se dibujo un ovalo gris que encierra el área donde se encuentran todas estas combinaciones seleccionadas, esta región pretende representar la nueva zona paramétrica estable, dentro del cual se considera que existe la mayor posibilidad de obtener aquellas combinaciones de los parámetros de corriente pulsada (I_p , T_p , I_b y T_b) que darán el desprendimiento de una gota por pulso, lo que es apropiado para obtener una soldadura de buena calidad^(1, 36). En la figura 4.29 también fueron graficados algunos juegos de parámetros que producen el desprendimiento de dos y tres gotas por pulso, estos son identificados por medio de colores.

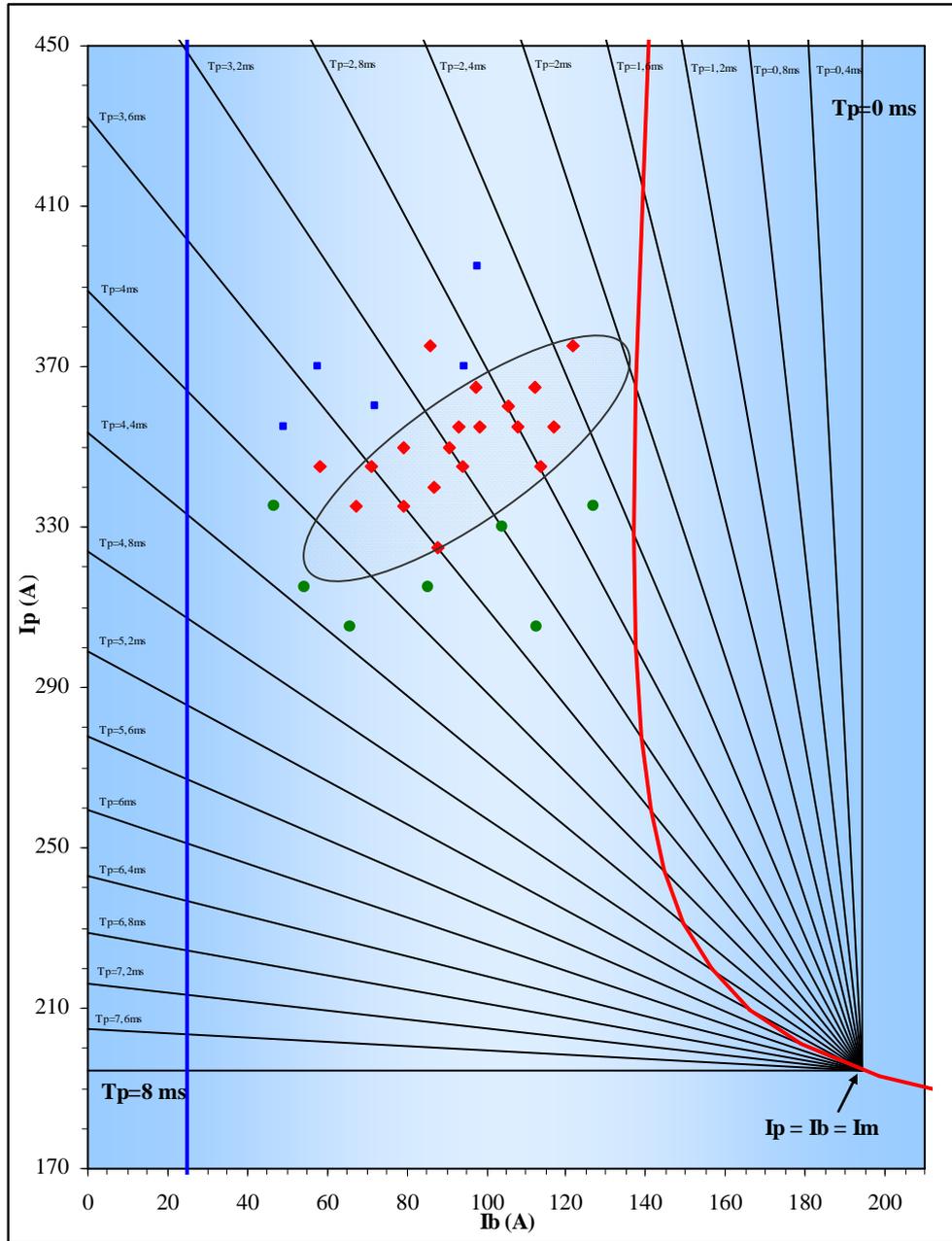


Figura 4.29.- Zona paramétrica construida para $W_f = 6,000$ m/min, $I_m = 194,400$ A y $T = 8,000$ ms. El óvalo gris representa la nueva zona paramétrica estable. En Rojo; parámetros que ofrecieron una gota por pulso. En azul y en verde; parámetros que dieron el desprendimiento de dos y tres gotas por pulso respectivamente.

4.4.- SELECCIÓN DE LA COMBINACIÓN ÓPTIMA DE LOS PARAMETROS DE PULSO

4.4.1.- Evaluación de cordones depositados sobre chapa plana

4.4.1.1.- Inspección visual:

En forma general se puede decir que el aspecto superficial de los tres cordones depositados sobre chapa plana es bastante bueno, estos se ilustran en las figuras 4.30, 4.31 y 4.32. En estas figuras se puede apreciar que estos cordones están libres de grietas, poros y de irregularidades de forma tales como el desbordamiento, exhibiendo así un contorno bastante regular. Las características globales de estos cordones observadas en esta prueba se muestran resumidas en la tabla 4.16.

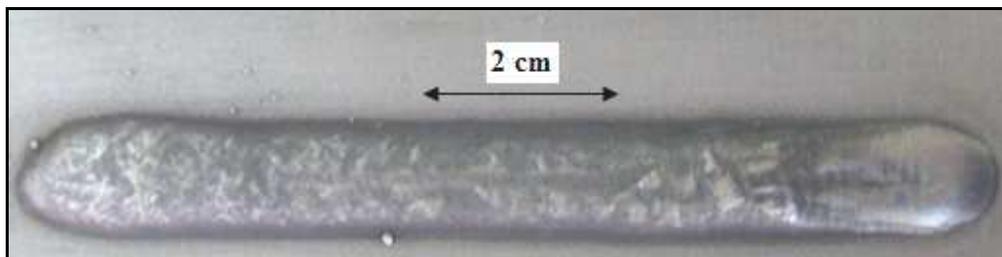


Figura 4.30.- Cordón realizado con la condición 3 ($T_p = 2,600$ ms; $T_b = 5,400$ ms; $I_p = 365,000$ A; $I_b = 112,120$ A).

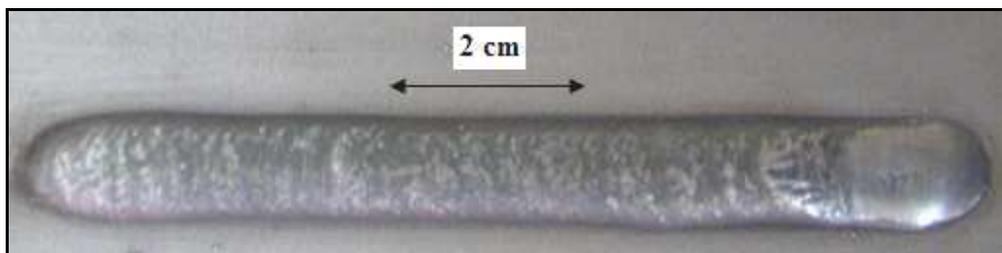


Figura 4.31.- Cordón realizado con la condición 11 ($T_p = 2,800$ ms; $T_b = 5,200$ ms; $I_p = 360,000$ A; $I_b = 105,290$ A).

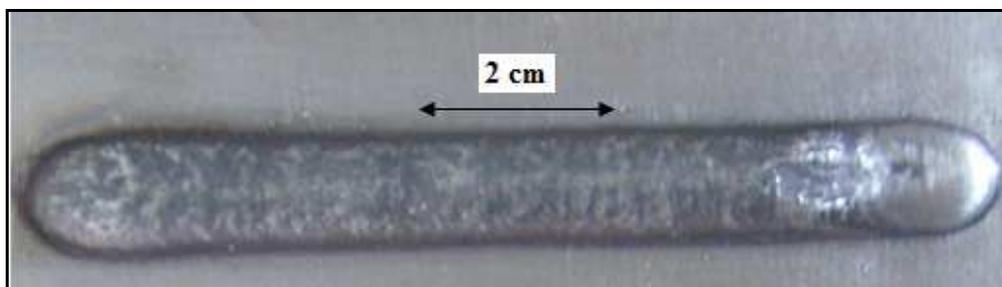


Figura 4.32.- Cordón realizado con la condición 34 ($T_p = 3,200$ ms; $T_b = 4,800$ ms;
 $I_p = 350,000$ A; $I_b = 90,730$ A).

Tabla 4.16.- Tabla comparativa de las características superficiales observadas en los cordones depositados sobre chapa plana.

<i>Cordones</i>	<i>Contorno del cordón</i>	<i>Discontinuidades observadas</i>
<i>Condición 3</i>	Regular	Se observa un poco de salpicadura al principio del cordón.
<i>Condición 11</i>	Recto	Salpicadura casi inexistente
<i>Condición 34</i>	Recto	Se observa salpicadura bastante ligera.

4.4.1.2.- Estudio macrográfico:

Las macrografías tomadas a la sección transversal de los cordones depositados sobre chapa plana se muestran en la figura 4.33, en ella se puede observar algo de diferencia en la geometría del área transversal de dichos cordones, encontrándose al cordón depositado con la condición 11 como el más simétrico de los tres. Así mismo, en la tabla 4.17 se reportan los porcentajes de dilución obtenidos a partir del análisis de las macrografías, encontrándose estos valores en todo los casos cerca del 50,000%.

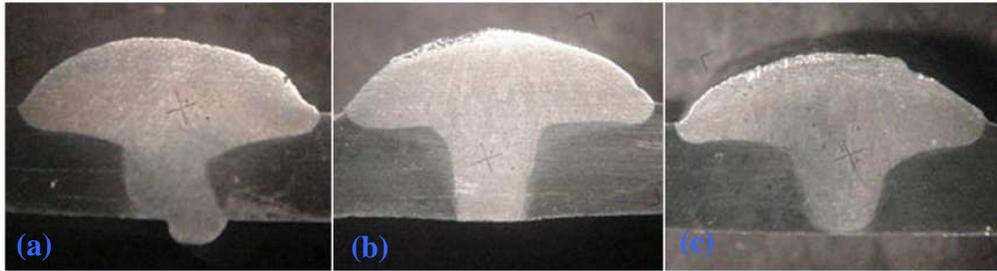


Figura 4.33.- Macrografías tomadas a la sección transversal de los cordones depositados sobre chapa plana con: a) Condición 3; b) Condición 11; c) Condición 34.

Tabla 4.17.- Geometría de los cordones depositados sobre chapa plana

Cordón	Dilución (%)
Condición 3	50,050
Condición 11	44,600
Condición 34	47,100

4.4.2.- Evaluación de cordones depositados sobre junta

4.4.2.1.- Inspección visual:

La inspección visual realizada a los cordones depositados sobre junta se hizo tanto en la cara como en la raíz de los mismos. Estos cordones se muestran en la figura 4.34. En esta figura se evidencia la inexistencia de imperfecciones tales como falta de penetración, agrietamientos ó poros, que podrían ser producto del proceso de soldadura. Las características globales de estos cordones observadas en este ensayo se muestran resumidas en la tabla 4.18.

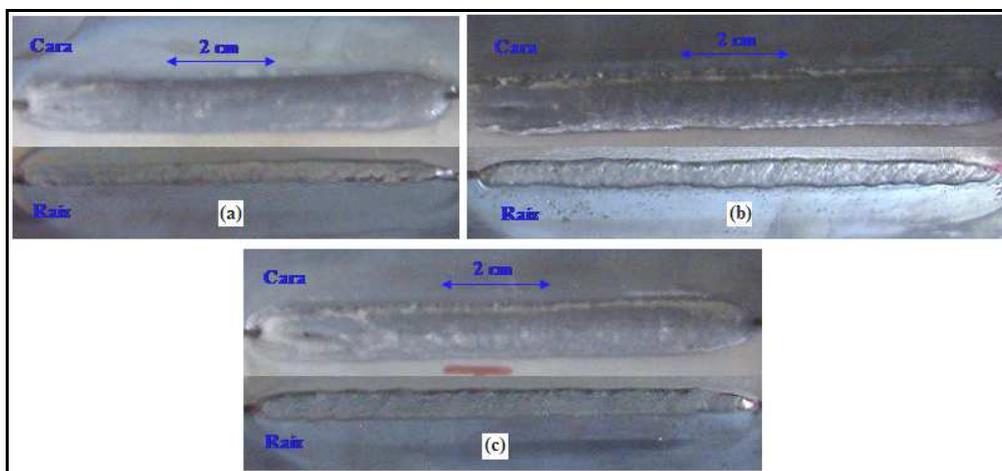


Figura 4.34.- a) Cordón realizado con la condición 3. b) Cordón realizado con la condición 11. c) Cordón realizado con la condición 34.

Tabla 4.18.- Tabla comparativa de las características superficiales observadas en los cordones depositados sobre junta disímil.

<i>Cordones</i>	<i>Contorno del cordón</i>	<i>Discontinuidades observadas</i>
<i>Condición 3</i>	Regular	Falta de fusión en el acero estructural, mostrando así desalineamiento en la raíz al inicio del cordón.
<i>Condición 11</i>	Recto	Salpicadura casi inexistente.
<i>Condición 34</i>	Recto	Salpicadura escasa.

4.4.2.2.- Inspección con líquidos penetrantes

Los resultados obtenidos con líquidos penetrantes revelan en términos generales el buen estado de la superficie de los cordones, estando estos libres de discontinuidades como grietas, socavaduras, falta de fusión o poros tanto en los

materiales base como en el metal de soldadura. En las figuras 4.35, 4.36 y 4.37 se reportan los resultados de este ensayo para las condiciones 3, 11 y 34 respectivamente, evidenciándose así lo expuesto anteriormente. También se corrobora lo observado en la inspección visual, pudiendo detallarse la falta de fusión en la raíz del lado del acero estructural al inicio del cordón 3.

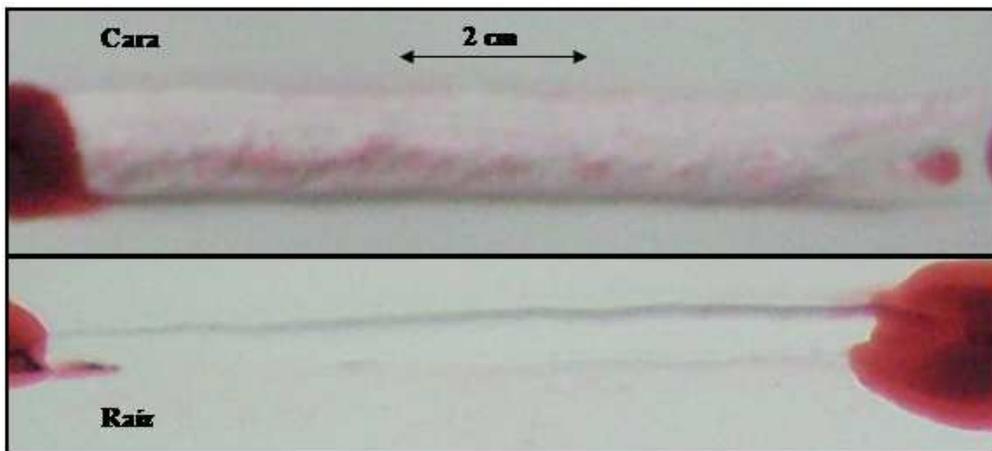


Figura 4.35.- Aspecto superficial del cordón realizado con la condición 3 después de aplicar el revelador.

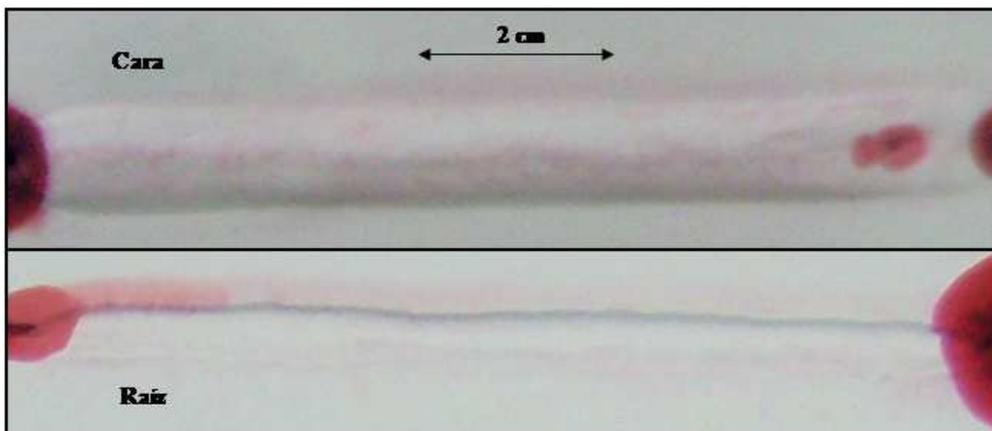


Figura 4.36.- Aspecto superficial del cordón realizado con la condición 11 después de aplicar el revelador.

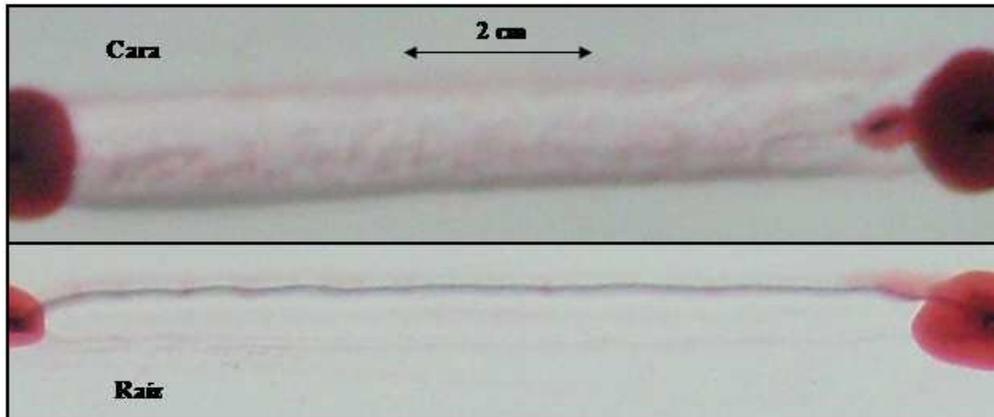


Figura 4.37.- Aspecto superficial del cordón realizado con la condición 34 después de aplicar el revelador.

4.4.2.3.- Inspección Radiográfica

La imagen obtenida en el ensayo radiográfico hecho a los cordones depositados sobre la junta disímil se muestra en la figura 4.38. Al examinar esta radiografía no se detectó la presencia de grietas, poros, o cualquier otro tipo de discontinuidad interna en ninguno de los cordones. Además, en ella se pudo observar claramente que todos los cordones tienen penetración completa y uniforme en la raíz a lo largo de todo el cuerpo central. La única discontinuidad observada en estos, es la referida al ojo de soldadura o cráter existente al final de cada cordón, lo cual para los fines de la calificación del procedimiento no tiene relevancia, ya que la parte inicial y final de los cordones en cuestión no se toman en cuenta en la inspección no destructiva de la soldadura y deben ser removidas antes de hacer la caracterización destructiva tal y como lo indican los apartados QW-302.4 y QW- 463.1 de la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾.



Figura 4.38.- Radiografía tomada a los tres cordones depositados sobre junta disímil.

4.5.- ELABORACIÓN DE LA JUNTA DE SOLDADURA

En la tabla 4.19 mostrada a continuación, se presentan resumidas las variables y parámetros de soldadura seleccionados para realizar la unión disímil entre los aceros ASTM A36 y AISI/SAE 304 usando el material de aporte ER 309L mediante el proceso GMAW-Pulsado.

Tabla 4.19.- Parámetros y variables de soldadura seleccionados para la elaboración de la soldadura disímil usando el proceso GMAW-Pulsado.

Material de aporte	AWS ER309L, de 1,2mm de diámetro
Modo de transferencia	Pulsado
Parámetros de corriente pulsada	$I_p = 360,000 \text{ A}$; $T_p = 2,800 \text{ ms}$; $I_b = 105,300 \text{ A}$; $T_b = 5,200 \text{ ms}$
Gas de protección	Argón + 2% Oxígeno
Flujo del gas de protección	15,000 Litros/min
Polaridad	Corriente directa con polaridad inversa (Electrodo positivo)
Velocidad de alimentación del alambre (Wf)	6,000 m/min
Velocidad de avance de la soldadura (Vs)	0,500 cm/s

Distancia Boquilla-Pieza de trabajo	8,000 mm
Posición de soldadura	Horizontal plana (1G)
Orientación del electrodo	90°

4.5.1.- Energía aportada en el proceso de soldadura

En la tabla 4.20 se reportan los valores obtenidos de la energía bruta aportada (EBA) por el proceso de soldadura, y la energía neta aportada por unidad de longitud (ENA) durante la fabricación de la junta de soldadura. En esta tabla también son mostrados los valores de corriente y voltaje medios utilizados en los cálculos.

Tabla 4.20.- Energía bruta aportada (EBA) y energía neta aportada (ENA) para los parámetros utilizados en la elaboración de la junta de soldadura.

Im (A)	Vm (A)	Vs (mm/min)	EBA (J/mm)	ENA (J/mm)
194,400	26,683	300,000	1037,435	881,820

4.6.- EVALUACIÓN DE LA SOLDADURA

4.6.1.- Ensayos no destructivos

4.6.1.1.- Inspección Visual

Por medio de la inspección visual realizada a la junta soldada, se halló ésta libre de discontinuidades superficiales como poros, salpicaduras, grietas, ó socavaduras. Esto se evidencia en la figura 4.39, donde se puede observar el cordón de aspecto uniforme y geometría adecuada. En la figura 4.40 se puede

observar mas detalladamente dicho cordón, donde tanto la cara como la raíz del mismo muestran la completa penetración en la junta con fusión completa entre el metal de soldadura y los metales base, cumpliendo así con el criterio de aceptación especificado en el apartado QW-194 de la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾.



Figura 4.39.- Aspecto superficial del cordón de soldadura.

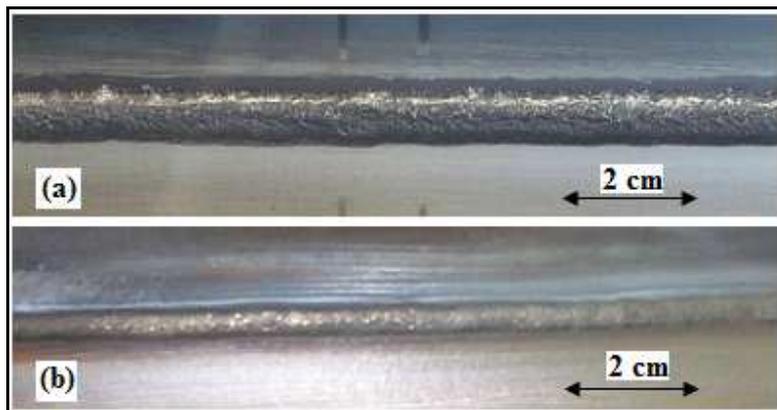


Figura 4.40.- Aspecto superficial del cordón de soldadura mostrado en detalle.

a) Vista de cara. b) Vista de Raíz.

4.6.1.2.- Inspección con líquidos penetrantes:

Los resultados obtenidos en la inspección con líquidos penetrantes realizada al cupón de prueba mostró la total inexistencia de grietas o fisuras superficiales en el cordón de soldadura. También se descartó la existencia de otras discontinuidades superficiales tales como poros, socavaduras, salpicaduras o falta de fusión, lo que favorece la calidad de la unión de soldadura, cumpliéndose así con los criterios de aceptabilidad establecidos en el apartado QW-195.2.2 de la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾. Estos resultados se muestran en la figura 4.41.

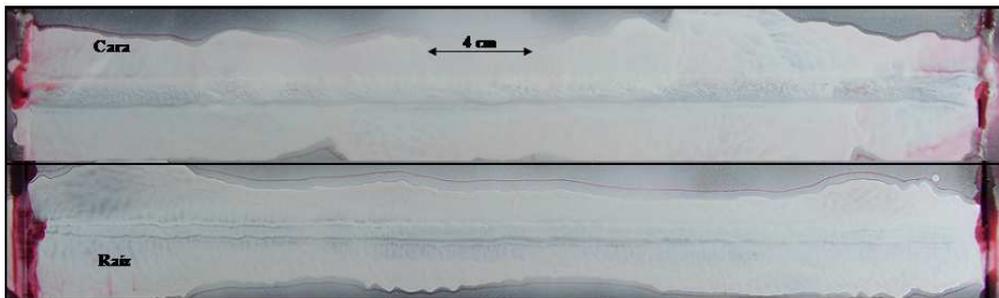


Figura 4.41.- Aspecto superficial del cordón de soldadura del cupón de prueba después de aplicarse el revelador.

4.6.1.3.- Inspección Radiográfica:

La radiografía tomada al cordón de soldadura del cupón de prueba se muestra en la figura 4.42. En ella se indica cada uno de los materiales base por medio de las marcas “A36” y “SAE 304”, de manera análoga las marcas “1” y “2” en la misma indican de que lado esta el inicio y el final del cordón respectivamente. Así mismo la marca en forma de flecha en la figura señala el lugar donde se realizo el punteo antes de soldar. Esta radiografía al ser examinada, mostro la ausencia total de grietas, socavaduras, porosidades, falta de fusión o cualquier otro tipo de discontinuidad interna o externa a lo largo del cordón de soldadura.

Al mismo tiempo, se puede observar que el cordón se mantiene uniforme a lo largo de la junta, mostrando penetración completa de raíz en ambos materiales base. De esta manera, se puede decir que el cordón de soldadura cumplió con los criterios de aceptabilidad establecidos en el apartado QW-191.2.2 de la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾.

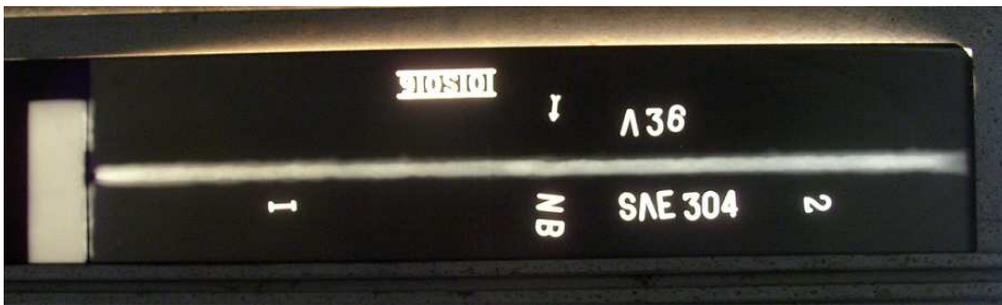


Figura 4.42.- Radiografía tomada al cordón de soldadura del cupón de prueba.

4.6.2.-Ensayos destructivos

4.6.2.1.-Análisis químico del cordón de soldadura

En la tabla 4.21 se muestra la composición porcentual de los principales elementos aleantes presentes en el cordón de soldadura, los cuales se obtuvieron como resultado del análisis químico hecho a dicho cordón.

Tabla 4.21.- Composición química del cordón de soldadura (% en peso).

Elemento:	C	S	Cr	Ni	Mn	Mo	Si
% en peso	0,065	0,007	19,420	9,200	1,600	0,100	0,172

4.6.2.2.- Evaluación metalográfica del cordón de soldadura

4.6.2.2.1.- Análisis Micrográfico

En el análisis micrográfico realizado al cordón de soldadura, se tomaron varias fotomicrografías a lo largo de una sección transversal de la junta, pretendiendo de esta manera mostrar las distintas fases existentes, haciendo especial énfasis en el área de transición entre el cordón y la zona afectada térmicamente en ambos materiales base. Utilizando como referencia un atlas de microestructuras⁽⁶⁾ y de lo expuesto en la teoría⁽¹¹⁾ se identificaron las distintas fases existentes en la microestructura presente en dicha unión soldada.

En la figura 4.43(a, b y c), se muestra la zona de transición entre el cordón de soldadura y el material base ASTM A36, y la variación de la microestructura en la zona afectada por el calor de dicho material base. Por otra parte en las figuras 4.44((b) y (c)) se muestra la estructura existente en la transición cordón-metal base AISI/SAE 304.

Finalmente, en la figura 4.44(a) se aprecian las fases que constituyen el cordón de soldadura, en ella se distingue la presencia de ferrita delta vermicular (hilos negros) en una matriz austenítica (áreas blancas).

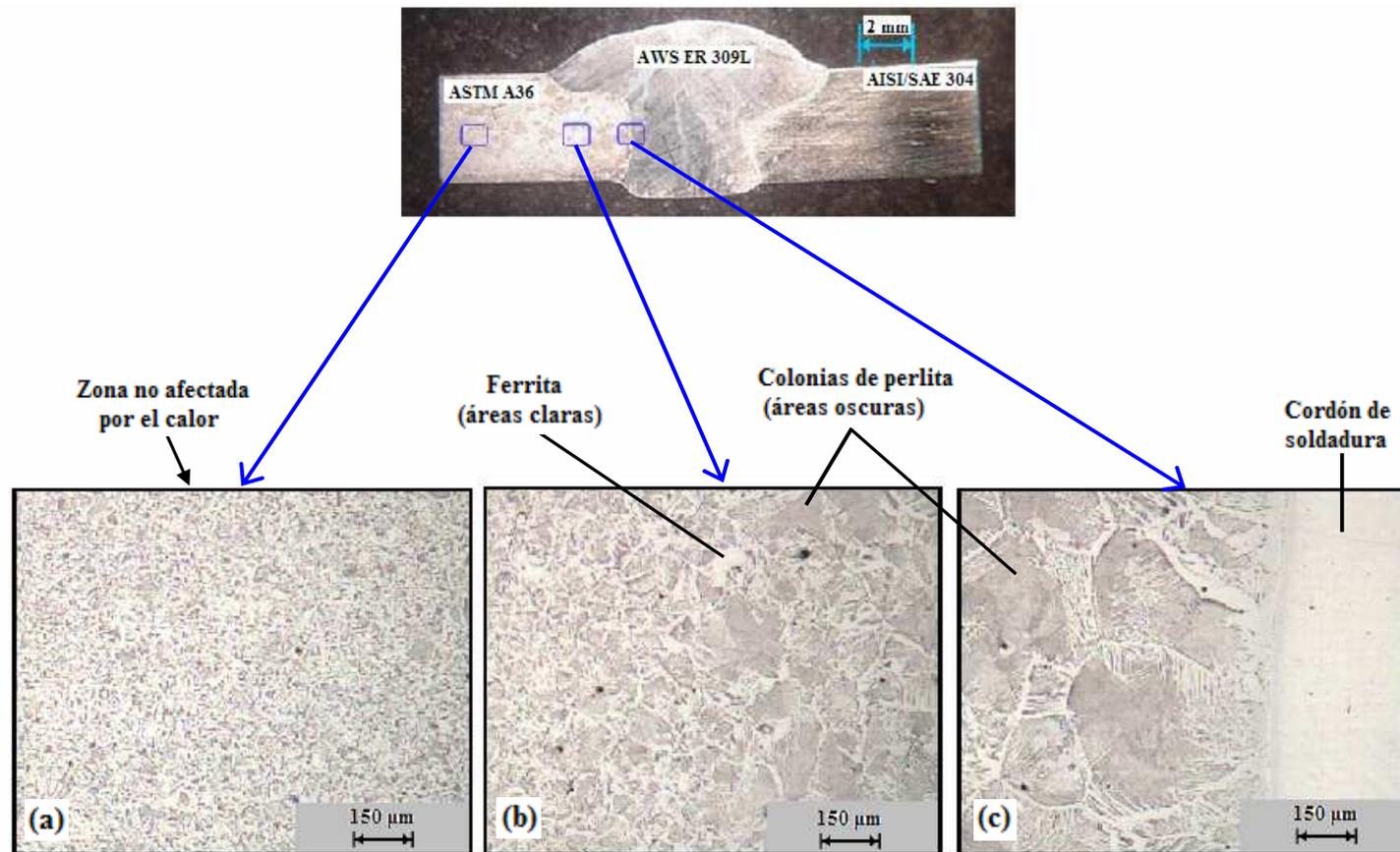


Figura 4.43.- Microestructura de la junta de soldadura; interface Cordón-Acero estructural ASTM A36, atacada con una solución de nital al 2% durante 4 segundos.

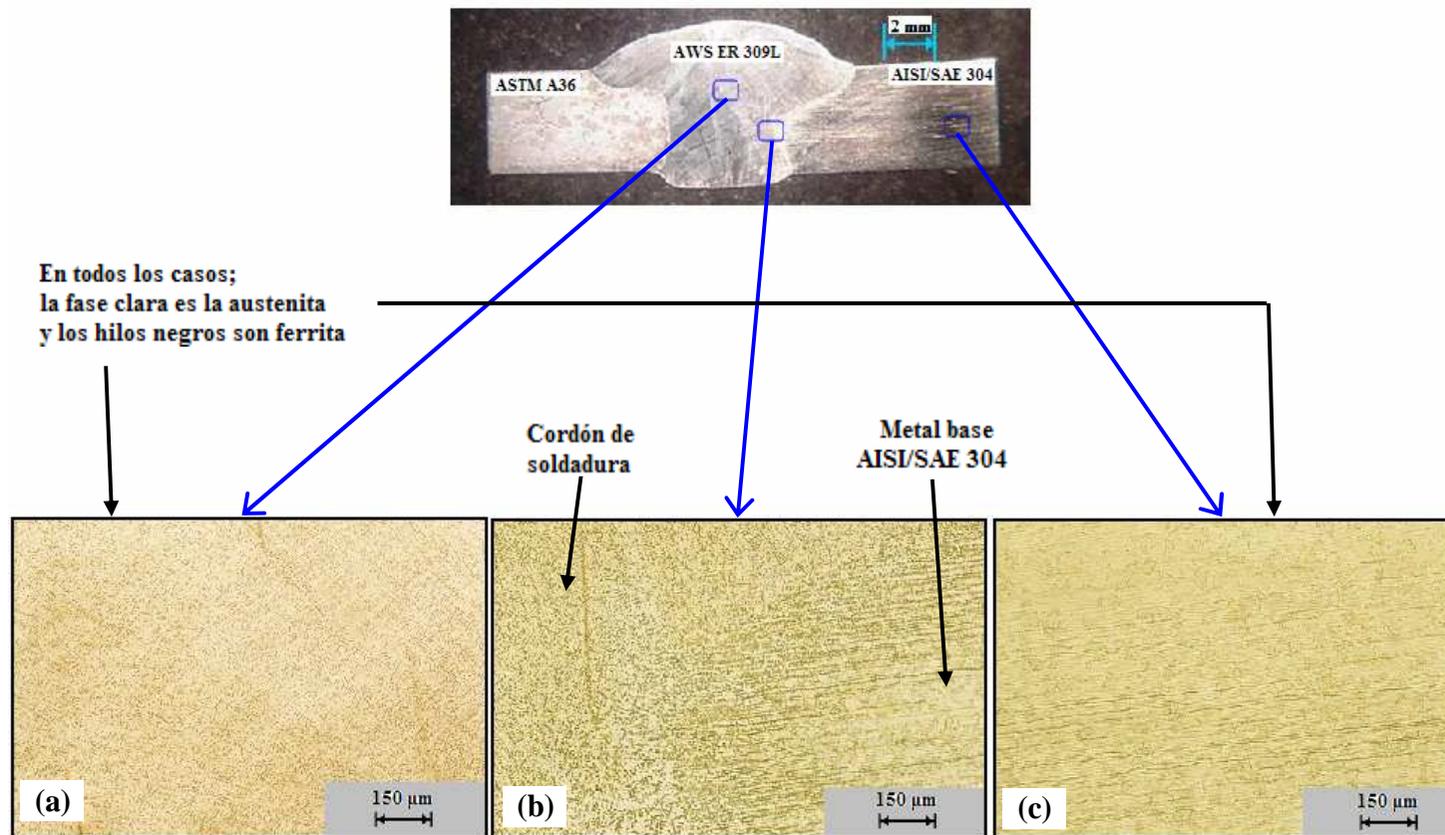


Figura 4.44.- Microestructura de la junta de soldadura; interface Cordón-Acero inoxidable AISI/SAE 304, atacada mediante una solución electrolítica de ácido oxálico (10g de ácido en 100mL. de agua) en condiciones de 6V durante 15 segundos.

4.6.2.2.- Análisis Macrográfico

La macrografía tomada a la junta disímil en el análisis macrográfico se muestra en la figura 4.45, en ella se pueden apreciar claramente las distintas zonas de la junta, con simetría notable de los refuerzos de cara y de raíz con respecto a la línea media de la junta. Caso contrario ocurre con las zonas correspondientes a las interfaces cordón-materiales base, en el cual los perfiles se muestran distintos.



Figura 4.45.- Macrografía tomada a la sección transversal del cordón de soldadura.

Los porcentajes de dilución de los metales base en el cordón de soldadura son mostrados en la tabla 4.22 junto con el valor de dilución total. En esta tabla se puede observar que la cantidad del acero inoxidable AISI/SAE 304 que se fundió o diluyó para pasar a formar parte del cordón de soldadura es mayor que la porción diluida del metal base ASTM A36.

Adicionalmente, en la tabla 4.22 también se muestran los valores de dilución relativa de los metales base, estos valores representan la contribución de cada uno con respecto al total del metal base diluido en el cordón.

Tabla 4.22.- Valores de dilución absolutos y relativos de ambos metales base en la junta.

% Dilución ASTM A36	% Dilución AISI 304	% Dilución Total	% Dilución Relativa ASTM A36	% Dilución Relativa AISI 304
17,650	22,890	40,540	43,540	56,460

Los parámetros geométricos determinados se listan en la tabla 4.23, estos están dentro de las dimensiones recomendadas por Ignoto V. (2001) para una soldadura de buena calidad superficial.

Tabla 4.23.- Parámetros geométricos del cordón de soldadura.

Ancho de cara (mm)	Ancho de raíz (mm)	Refuerzo de cara (mm)	Refuerzo de raíz (mm)
10,110	5,050	1,780	0,520

4.6.2.3.- Medición del contenido de ferrita en el cordón de soldadura

4.6.2.3.1.- Método químico

En la figura 4.46 se muestra la composición microestructural del metal de soldadura representada gráficamente sobre el diagrama de Schaeffler, hallada por los dos procedimientos. En esta figura se puede observar que la ubicación de los puntos que representan la composición del cordón hallados por ambos procedimientos, prácticamente coinciden en el diagrama de Schaeffler, lo que sugiere que la estimación del contenido de ferrita en dicho cordón de soldadura es bastante confiable.

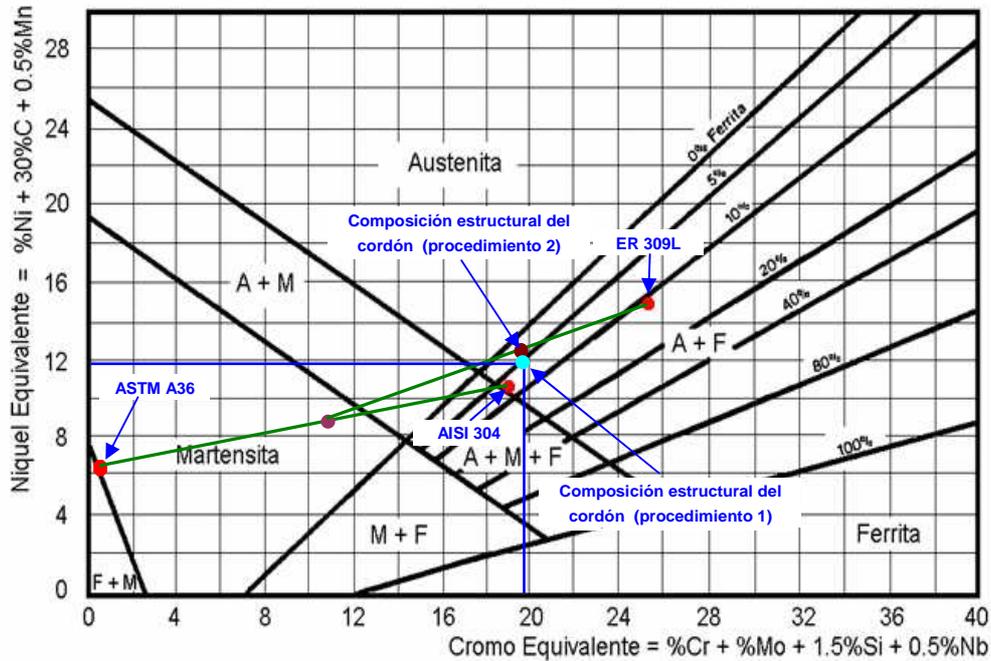


Figura 4.46.- Diagrama de Schaeffler, donde se indica el % de ferrita hallado por los dos procedimientos para el cordón de soldadura.

En la tabla 4.24 se presenta la composición porcentual del contenido de ferrita por medio de valores numéricos, así mismo se muestran los valores de níquel y cromo equivalente obtenidos utilizando los procedimientos 1 y 2, exponiéndose así numéricamente lo observado en la figura 4.46.

Tabla 4.24.- Porcentaje de ferrita en el cordón de soldadura hallados por medio del diagrama de Schaeffler.

Procedimiento:	Nieq (%)	Creq (%)	Contenido de ferrita (%)
1	11,940	19,780	5,300
2	12,100	19,670	4,900

4.6.2.3.2.- Metodo Metalográfico

En la figura 4.47 se muestra la micrografía empleada en la determinación del contenido de ferrita en el metal de soldadura por medio del método metalográfico, la cual corresponde a la micrografía tomada a la zona central del cordón en la caracterización metalográfica del mismo. Los resultados obtenidos de las cinco mediciones hechas con el software analizador de imagen se reportan en la tabla 4.25, mostrándose simultáneamente el valor promedio del contenido de ferrita y austenita presentes en el cordón de soldadura.

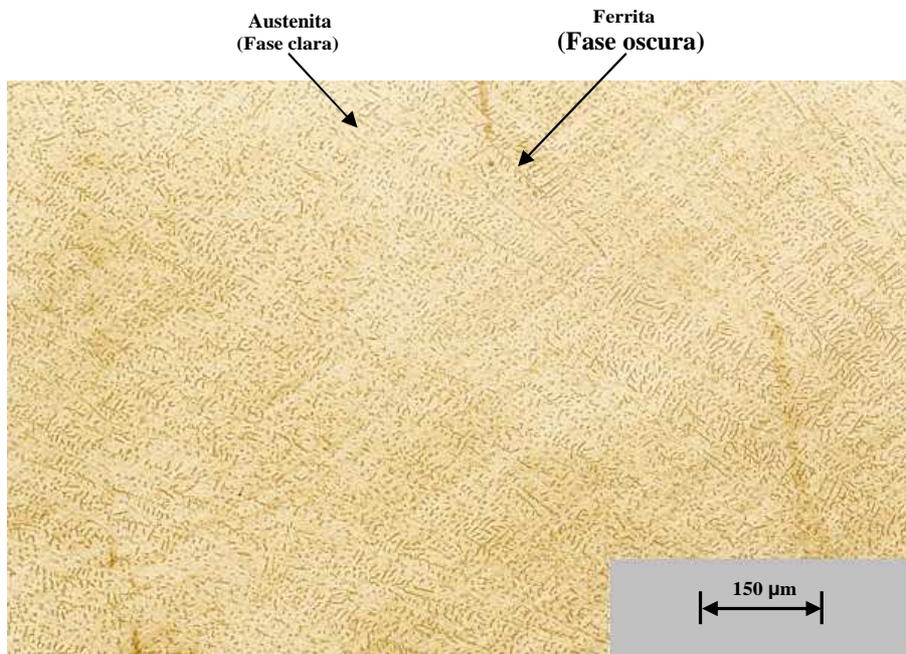


Figura 4.47.- Micrografía del cordón de soldadura utilizada en la medición de ferrita por el método metalográfico, en esta se indican las fases presentes.

Tabla 4.25.- Contenido de ferrita en el cordón de soldadura, hallado por el método metalográfico.

Cordón de Soldadura	Contenido de Austenita (%)	Contenido de Ferrita (%)
Medición 1	94,660	5,340
Medición 2	93,660	6,340
Medición 3	93,710	6,290
Medición 4	93,600	6,400
Medición 5	93,490	6,510
Promedio	93,820	6,180

4.6.2.4.- Ensayo de microdureza

Los resultados obtenidos en el ensayo de microdureza realizado a la junta de soldadura son presentados gráficamente en la figura 4.48. En esta figura los valores de microdureza se representan por medio de puntos, unidos por una curva y un color en particular para las microindentaciones realizadas en cada barrido, visualizando de esta manera el gradiente o la variación de la dureza a lo ancho de la junta⁽¹²⁾.

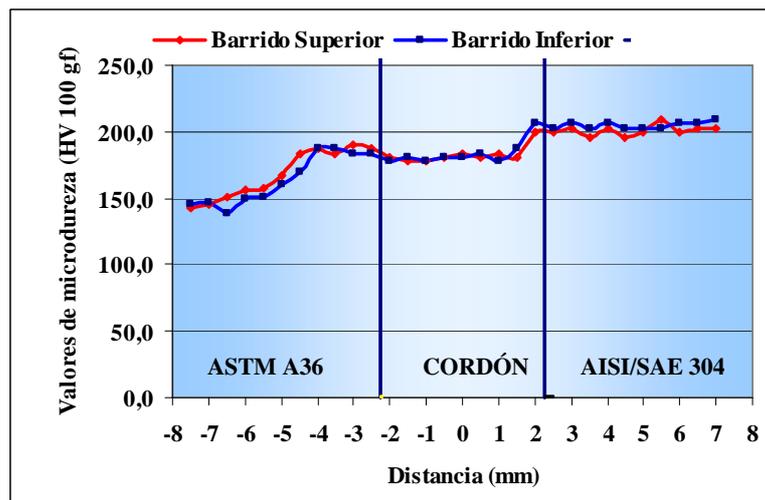


Figura 4.48.- Gráfico de distribución de los valores de microdureza en la junta.

4.6.2.5.- *Ensayo de Doble*

Debido a la naturaleza cualitativa y descriptiva del ensayo de doblez transversal realizado, los resultados obtenidos son reportados por medio de las fotografías mostradas en las figuras 4.49 y 4.50.



Figura 4.49.- Vista lateral de las probetas de doblez después de ser ensayadas, la parte superior corresponde al acero estructural ASTM A36.

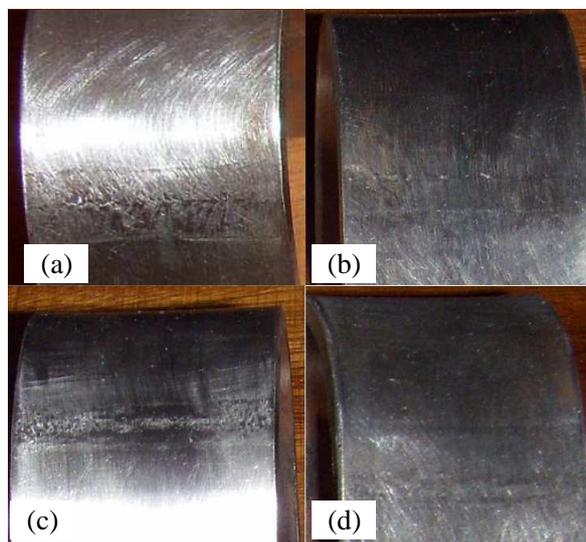


Figura 4.50.- Área del cordón de soldadura mostrada en detalle: a y b) Probetas del doblez de cara, c y d) Probetas del doblez de raíz.

4.6.2.6.- Ensayo de Tracción

A partir de los valores obtenidos de esfuerzo unitario (S_i) y deformación unitaria (e_i) se construyeron las curvas de esfuerzo Vs deformación correspondiente a cada probeta ensayada de la unión de soldadura, estas gráficas se muestran en la figura 4.51.

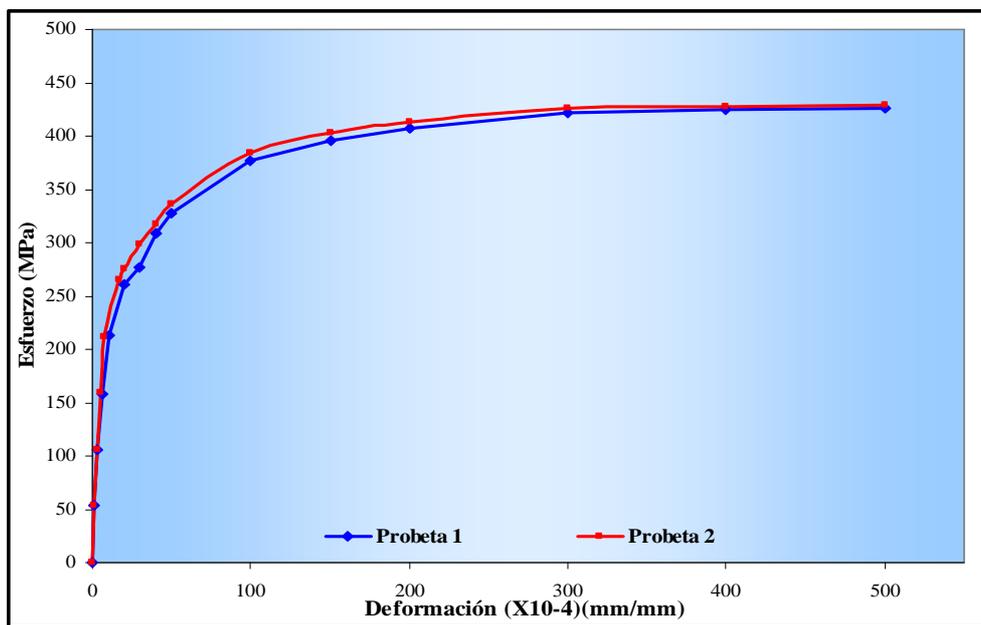


Figura 4.51.- Curvas de esfuerzo unitario (S_i) Vs deformación unitaria (e_i) correspondientes a las dos probetas ensayadas de la junta de soldadura.

En la tabla 4.26 se presentan resumidos los valores de resistencia a la tracción ó resistencia máxima ($S_{m\acute{a}x}$), porcentaje de elongación en 50mm ($\% \Delta L$ en 50 mm), y resistencia a la fluencia del 0,2% (S_y del 0,2%), obtenidos del ensayo realizado a la junta soldada, también se muestran los valores promedio de dichas propiedades comparado con los requerimientos mínimos correspondientes al acero estructural ASTM A36. Esto se hizo con la intención de calificar la soldadura según lo establecido en el apartado QW-153.1b de la

Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾, donde se indica que, si los dos metales base usados son distintos ó tienen diferentes resistencias a la tracción mínimas especificadas, el resultado obtenido del cordón de soldadura debe ser mayor que la resistencia a la tensión mínima especificada para el mas débil de los dos, que en este caso es el acero estructural.

Tabla 4.26.- Resultados del ensayo de tracción realizado a la unión soldada.

Junta disimil	S _{máx} (MPa)	S _y del 0,2% (MPa)	ΔL en 50 mm (%)
Probeta 1	420,880	285,000	22,200
Probeta 2	425,410	298,000	23,600
Promedio	423,150	291,500	22,900
Norma ASTM A36{3}	400 minimo	250 minimo	23 minimo

En la figura 4.52 se muestran las probetas antes y después de ser traccionadas.



Figura 4.52.- a) Probetas de tracción antes de ser ensayadas. b) Probetas de tracción después de ser ensayadas. En ambos casos, lado izquierdo acero AISI/SAE 304, lado derecho ASTM A36.

4.7.- CALIFICACIÓN DEL PROCEDIMIENTO DE SOLDADURA

A continuación se presenta la planilla que incluye la información correspondiente al procedimiento de soldadura utilizado así como el registro de las pruebas no destructivas y destructivas correspondientes a la evaluación del cupón de prueba.



**CENTRO VENEZOLANO DE SOLDADURA
METALURGIA - U.C.V.**

**UNIVERSIDAD CENTRAL DE VENEZUELA
ESCUELA DE INGENIERIA METALURGICA
REGISTRO DE CALIFICACION DE PROCEDIMIENTO
RPC**

RCP N°:
EPS N°:

FECHA:
CÓDIGO REF:

NOMBRE SOLDADOR: C.I.: IDENTIFICACIÓN: HOJA: 1/2

PROCESO		TIPO	
OFW ()	GMAW (X)	SAW ()	()
SMAW ()	GTAW ()	Otro ()	()
Procesos Especiales:		Manual ()	Semiautomático () Automático (X)

DISEÑO DE JUNTA

Tipo de Junta: Ranura Ranura (X)
Filete ()
Otra: ()

Respaldo: Si (X)
No ()

Material del Respaldo: Cobre

Espesor de Recargue: N. A.

DETALLE:

METALES BASE

Especificación, Grado o Tipo: ASTM A36	Especificación, Grado o Tipo: AISI/SAE 304
N° P: 1 N° Grupo: 1	N° P: 8 N° Grupo: 1
Plancha (X) Espesor: 4 mm.	Plancha (X) Espesor: 4 mm.

METAL DE APORTE

	Aporte (A)	Aporte (B)	Aporte (C)	Aporte (D)
Especificación Fabricante	SM 309L MN			
AWS (Clase)	ER309L			
N° F	6			
Diámetro	1.2 mm.			
Espesor Material Depositado	4 mm min			

POSICIÓN Y ALINEACIÓN DE LA JUNTA	TÉCNICA
Posición: 1G	Cordón: Recto (X) Ondulado ()
Progresión: N/A	Oscilación: N.A.
N° de puntos: 3	Electrodo: Múltiple () Sencillo (X)
Distancia entre puntos: 175 mm.	Pases por lado: Múltiples () Sencillo (X)

PRECALENTAMIENTO	POST-CALENTAMIENTO
Temperatura mín. precalentamiento:	Intervalo de temperatura:
Temperatura máx. entre pases:	Tiempo de permanencia:
Tiempo de permanencia:	Enfriamiento:
Otros:	Otros:

No Aplica

GAS				LIMPIEZA	
Protección	Tipo	Composición	Flujo (Lts/min)	Inicial:	Entre pases:
Activo	N.A.	98% Argón + 2% oxígeno	15	Cepillo metálico, lija y gasolina.	N.A.
Arrastre	N.A.				
Respaldo	N.A.				
Otros	N.A.				

PARAMETROS ELÉCTRICOS

Pase	Proceso	MAT. DE APORTE		CORRIENTE (A)						Voltaje (V)	Velocidad de Avance (cm/min)	Velocidad de Alimentación (m/min)	
		Clase AWS	φ [mm]	Tipo	Polaridad	I _p	I _b	T _p	T _b				I _m
1	G.M.A.W	ER 309L	1,2	Pulsada	Inversa	360,0	105,0	2,8	5,2	194,4	25,8	30,0	6,0

Modo de Transferencia (G.M.A.W): Tipo Spray

OBSERVACIONES:
El valor del voltaje registrado corresponde al valor medio observado en el oscilograma.



CENTRO VENEZOLANO DE SOLDADURA
METALURGIA - U.C.V.

UNIVERSIDAD CENTRAL DE VENEZUELA
ESCUELA DE INGENIERIA METALURGICA
REGISTRO DE CALIFICACIÓN DE PROCEDIMIENTO
RPC

RCP N°:
EPS N°:

FECHA:
CÓDIGO REF:

NOMBRE SOLDADOR:

C.I.:

IDENTIFICACIÓN:

HOJA: 2/2

ENSAYO DE TRACCION

Probeta	Ancho (mm)	Espesor (mm)	Area (mm ²)	Resistencia a la tracción		Tipo y Ubicación de Fractura	Observaciones
				Ksi	MPa		
1	18,700	3,950	73,870	61,040	420,880	Dúctil, Metal base ASTM A36	Cumple con requerimiento
2	18,500	4,000	74,000	61,700	425,410	Dúctil, Metal base ASTM A36	Cumple con requerimiento

ENSAYOS DE DOBLEZ

Tipo de DobleZ	Resultado
No Aplica	

RESULTADOS DEL ANÁLISIS QUÍMICO AL DEPOSITO

Elementos	%C	%Cr	%Ni	%Mo	%Mn	%Si	%S
Cordón	0,065	19,420	9,200	0,100	1,600	0,172	0,007

OBSERVACIONES:

OTROS ENSAYOS

Tipo de ensayo: Microdureza y evaluación metalográfica.

Observaciones: Los resultados obtenidos son bastante satisfactorios.

Otros: Adicionalmente se realizó la evaluación no destructiva de la soldadura por medio de las pruebas de inspección visual, líquidos penetrantes e inspección radiográfica, en los cuales no se encontró ninguna clase de discontinuidades.

SE CERTIFICA QUE TODO LO INDICADO EN ESTE REGISTRO, ES CORRECTO Y QUE LAS PROBETAS FUERON SOLDADAS Y ENSAYADAS DE ACUERDO CON LOS REGISTROS DE LA SECCIÓN IX DEL CÓDIGO ASME

Br. Nathanael Bencomo L.
Tesisista - C.V.S.

Ing. Vicente Ignoto
Coordinador - C.V.S.

CAPITULO V

ANÁLISIS DE RESULTADOS

5.1.- CARACTERIZACIÓN DE LOS MATERIALES BASE Y APORTE

La caracterización de los materiales base y aporte fue hecha con la finalidad de definir sus características y propiedades originales, las cuales son de gran importancia puesto que de éstas depende en gran parte la calidad final de la junta de soldadura realizada. Además, con los resultados obtenidos en los ensayos hechos en esta caracterización se pudo corroborar que los materiales empleados satisfacen los requerimientos definidos en la normativa técnica que rige a cada uno de ellos.

5.1.1.- Caracterización química

Los resultados obtenidos en la caracterización química de los metales base y de aporte reportados en la sección 4.1.1, muestran la composición química porcentual.

En la tabla 4.1 es presentada la composición química del material base ASTM A36. En esta se aprecia que dicho metal tiene una composición típica de los aceros estructurales de bajo tenor de carbono. Donde, el bajo contenido de carbono (alrededor del 0,200%) y la ausencia de una cantidad relevante de elementos aleantes son indicativos de las buenas características de soldabilidad de este acero⁽²⁴⁾. Por otra parte, el contenido medio de manganeso igual a 0,452%, se consideró apropiado, puesto que además de actuar como desoxidante al contrarrestar los efectos del oxígeno durante su fabricación, disminuye el riesgo de fragilización debido al azufre, ya que el manganeso tiene alta tendencia a combinarse con este elemento para formar el sulfuro de

manganeso. Previniendo de esta manera la formación del sulfuro de hierro, compuesto que tiende a producir fisuras intergranulares durante el trabajo en caliente debido a su bajo punto de fusión⁽¹⁴⁾.

La tabla 4.2 muestra la composición química del metal base AISI/SAE 304, pudiéndose observar en ésta las propiedades de aleación más resaltantes de este material. Entre estas destaca la presencia de una cantidad importante de níquel y manganeso igual a 8,050 y 1,647% respectivamente, la cual promueve y estabiliza la fase austenítica característica de este tipo acero⁽³³⁾. Además, el alto contenido de cromo detectado (17,926%) le confiere una excelente resistencia a la corrosión, por medio de una película delgada y estable de óxido de cromo que protege efectivamente al acero contra numerosos medios corrosivos⁽¹⁴⁾. Por otra parte, se puede observar un bajo contenido de carbono igual a 0,044% lo que favorece su soldabilidad cuando se le compara con otros aceros inoxidable, además de ser indicativo de una baja tendencia a la precipitación de carburos⁽¹⁴⁾.

Por último, el porcentaje en peso de los elementos de aleación presentes en el material de aporte ER 309L se reportan en la tabla 4.3. Siendo la característica más importante y resaltante su extra bajo tenor de carbono, igual a 0,019%. Según la American Welding Society⁽³³⁾, el uso de estos aportes de acero inoxidable austenítico con contenidos de carbono por debajo del 0,030% es indicado para prevenir la formación de carburos de cromo en la junta de soldadura, fenómeno que es conocido como precipitación de carburos, el cual según Howard C. (1992), constituye el problema más serio cuando se sueldan aceros inoxidables con procesos de soldadura por fusión. Este compuesto al nuclear a lo largo de los bordes de grano de la austenita, hace que el metal de

soldadura austenítico sea particularmente sensible a la corrosión intergranular debido al empobrecimiento de cromo⁽³³⁾.

Finalmente, se puede observar en las tablas 4.1, 4.2 y 4.3, que la cantidad de elementos aleantes medidos en los metales base ASTM A36, AISI/SAE 304 y en el metal de aporte ER 309L, están dentro de los límites establecidos para cada acero por las normas ASTM A36, ASTM A240 y AWS A5.9 respectivamente, comprobándose de esta manera que cumplen con los estándares establecidos en la normativa técnica; verificándose además las condiciones de buena calidad de estos al ser empleados en esta investigación.

5.1.2.- Caracterización metalográfica

A través de la caracterización metalográfica se determinó la composición microestructural de los metales base, lo que constituyó un punto importante al evaluar las condiciones de dichos materiales antes del proceso de soldadura.

En la figura 4.1 es mostrada la microestructura del acero estructural ASTM A36. Al comparar esta micrografía con una reportada para esta misma clase de acero en el atlas de microestructuras de la American Society for Metals⁽⁶⁾, se pudo identificar una microestructura constituida por ferrita (áreas claras) y placas finas de perlita (líneas oscuras). Según Avner S. (1988), este tipo de microestructura es la esperada teóricamente en un acero sin o de baja aleación con un contenido aproximado de 0,200 % de carbono.

Por otra parte, en la figura 4.2 se puede observar la composición microestructural del acero inoxidable austenítico AISI/SAE 304, la cual está constituida por una matriz austenítica (áreas claras), en la que se distingue la presencia de cierta cantidad de ferrita delta retenida en la estructura (líneas negras)⁽⁶⁾. Esta microestructura observada es la responsable de las buenas

propiedades mecánicas de este metal base, ya que según la American Welding Society⁽³³⁾, los aceros inoxidable austeníticos deben sus buenas propiedades de ductilidad y dureza a su estructura cristalina FCC.

5.1.3.- Medición del contenido de ferrita

La medición del contenido de ferrita en los materiales base y aporte de acero inoxidable utilizados para realizar la junta de soldadura, constituyo uno de los aspectos importantes a considerar en la evaluación de estos; pues, la ferrita influye en gran medida en las características de soldabilidad de los metales base de acero inoxidable austenítico. Y, de la composición del metal de aporte dependen notablemente las propiedades finales del metal de soldadura depositado.

El contenido de ferrita en el metal base AISI/SAE 304 fue determinado por medio de los métodos químico y metalográfico, encontrándose los resultados obtenidos iguales a 7,500 y 7,920% respectivamente. Al comparar estos valores entre si, se puede observar que existe una gran similitud, lo que es de esperarse, pues se debe tomar en cuenta que el desarrollo del diagrama de Schaeffler se basó en métodos metalográficos de medición de ferrita⁽³³⁾. La similitud entre estos valores es indicativa del nivel de precisión de los métodos empleados y del análisis químico hecho a estos materiales, ya que éste también influyo sobre los resultados obtenidos.

Por otra parte, los resultados obtenidos empleando los métodos químico y metalográfico, resumidos en la tabla 4.4 (representados en la figura 4.3) y la tabla 4.5, muestran un bajo contenido de ferrita tanto para el metal de aporte ER 309L como en el metal base AISI/SAE 304, los cuales están alrededor y por debajo del 10%, respectivamente. Esto corresponde con lo reportado en la

teoría⁽³³⁾ para estos aceros inoxidables con altos contenidos de elementos ganmagenos de aleación.

El uso de estos materiales con cantidades de elementos ferritizantes relativamente bajas, resultó indicado para lograr un cordón con un contenido de ferrita adecuado, ya que de la composición de ambos dependerá el contenido de ferrita final del cordón depositado lo cual, según Howard C. (1992) y como será expuesto mas adelante en la evaluación metalográfica de la soldadura, es un factor que afecta notablemente la calidad y las propiedades de los depósitos de soldadura austeníticos.

5.1.4.- Carbono equivalente en el metal base ASTM A36

Por medio de la determinación del carbono equivalente se pudo estimar la soldabilidad relativa del metal base ASTM A36; debido a que, aunque el carbono es el elemento de aleación más importante que afecta la soldabilidad de los aceros estructurales, la influencia de otros elementos puede ser estimada al equipararlos con una cantidad equivalente de carbono. Así, los efectos del contenido de aleación total, quedan expresados en términos del mencionado parámetro. De esta manera, basados en el valor obtenido se pueden hacer las consideraciones necesarias antes de someter el metal base en cuestión al proceso de soldadura, para así obtener una junta que se comporte satisfactoriamente en servicio.

Como fue reportado en el capítulo de resultados, el valor porcentual del carbono equivalente obtenido en el acero ASTM A36 fue igual a 0,283. Este valor relativamente bajo es común en esta clase de aceros, ya que en su manufactura no se emplean altos contenidos de carbono ni una cantidad relevante de elementos de aleación para lograr sus buenas propiedades de

resistencia, por lo que poseen entonces una excelente soldabilidad. Además, según la American Welding Society⁽³³⁾, al tener el citado metal base un bajo valor de carbono equivalente, muy inferior a 0,400, es indicativo de que este presentara muy baja susceptibilidad al agrietamiento por hidrogeno en la zona afectada por el calor, por lo que puede ser soldado sin precalentamiento, postcalentamiento o procedimientos especiales de soldadura siempre y cuando el espesor de la junta sea menor a una pulgada⁽³³⁾.

5.1.5.- Caracterización mecánica

Mediante la caracterización mecánica de los materiales base pudieron ser determinadas las principales propiedades, las cuales quedaron definidas a través de sus valores de resistencia máxima, resistencia a la fluencia, ductilidad y dureza.

Las propiedades mecánicas del acero estructural ASTM A36 obtenidas en la caracterización del mismo, fueron reportadas en las tablas 4.6 y 4.8. Como se puede observar en estas tablas, este metal base tiene una resistencia máxima promedio igual a 442,620 MPa, una resistencia a la fluencia media de 264,330 MPa, junto con una dureza igual a 70,880 HRB. Los resultados muestran que este acero tiene una resistencia mecánica media si se le compara con otros materiales de composición química similar (como por ejemplo el ASTM A106 y el ASTM A299)⁽³³⁾. Esto se debe a que este es fabricado para aplicaciones estructurales principalmente, donde las exigencias de resistencia no son tan exigentes, considerándose suficiente que el material sea capaz de resistir su propio peso. Sin embargo, con un promedio de porcentaje de elongación en 50 mm igual a 35,400, este material muestra tener una buena ductilidad, la cual se debe a su bajo contenido de carbono, y resulta apropiado para las condiciones usuales de servicio⁽²⁴⁾.

Las tablas 4.7 y 4.9 muestran las propiedades mecánicas del acero inoxidable austenítico AISI/SAE 304. Donde los valores promedio obtenidos de resistencia máxima, resistencia a la fluencia, dureza y porcentaje de elongación en 50 mm, a iguales a 668,840 MPa, 264,330 MPa, 87,130 HRB y 54,700%, respectivamente, muestran que este metal base tiene elevadas propiedades de resistencia, dureza y ductilidad con respecto al acero A36, lo que se traduce en propiedades mecánicas excelentes. Según la American welding Society⁽³³⁾, estas características de resistencia son comunes en esta clase de aceros debido a la predominancia de la estructura austenítica en su composición microestructural.

Finalmente, al comparar los resultados obtenidos para los metales base ASTM A36 y AISI/SAE 304, con los valores requeridos en la normativa técnica concerniente a cada acero, se puede observar que los valores promedio de todas las propiedades determinadas se encuentran en el intervalo señalado en las normas ASTM A36 y ASTM A240 respectivamente; comprobando de esta manera que los valores de las propiedades mecánicas medidas en ambos cumplen con los requisitos establecidos en sus respectivas normas.

5.2.- SELECCIÓN DEL DISEÑO DE JUNTA

La selección del diseño para la elaboración de una junta a tope se basó principalmente en el requerimiento de lograr penetración completa de la junta aplicando un solo pase de soldadura. Igualmente se tomó en cuenta que la unión soldada se debe diseñar para que su área transversal sea lo mas reducida posible sin sacrificar la resistencia de la junta⁽²²⁾, es decir que los refuerzos de cara y de raíz fuesen mínimos. Giachino y Weeks (1998), recomiendan que cuando se sueldan materiales con espesores comprendidos entre 3 y 6 mm mediante el proceso GMAW, es conveniente hacer la unión con bordes rectos, dejando una separación entre bordes de 1,5 a 2,5 mm. Por otra parte, Howard C. (1992),

señala que en uniones a tope con ranura soldadas desde un solo lado, la apertura de raíz no debe ser menor que la mitad del espesor de los metales a unir para espesores menores a 6 mm.

Igualmente, en el diseño también fue considerado el uso de un respaldo de cobre en el reverso o raíz de la junta, ya que éste permite trabajar con una apertura de raíz lo suficientemente grande para garantizar la penetración completa del metal de soldadura y al mismo tiempo evita que ocurra exceso de penetración, pues actúa como un molde para recibir el metal de aporte fundido⁽¹⁹⁾. Todas estas consideraciones llevaron a la selección del diseño de junta a tope mostrado en la figura 4.6.

5.3.-PREDICCIÓN DE LOS PARAMETROS DE PULSO.

Para la obtención de la zona paramétrica desarrollada en este trabajo, fue necesario establecer todas aquellas variables del proceso de soldadura ajenas a los parámetros de pulso en estudio (I_p , T_p , I_b y T_b); siendo estas variables relacionadas y propias del proceso GMAW y necesarias para la ejecución de las pruebas de soldadura que se realizaron. Los valores de las variables antes mencionadas fueron establecidos tomando en cuenta las recomendaciones dadas por la teoría de acuerdo a las características y aplicación del proceso desarrollado en este trabajo, y también de los resultados observados en algunas pruebas preliminares.

La selección del metal de aporte adecuado constituyó una de las consideraciones más importantes en esta investigación. En el presente estudio, esta escogencia estuvo guiada por la combinación de diferentes criterios tales como la compatibilidad del metal de aporte con los metales base que serían unidos desde el punto de vista de las propiedades metalúrgicas y mecánicas así

como de la experiencia industrial con juntas de metales disímiles reportadas en las distintas fuentes bibliográficas^(25, 33), haciendo esto posible la predicción de problemas potenciales asociados a este tipo de soldadura, tales como la fisuración en caliente o las marcadas diferencias en el porcentaje de dilución de ambos metales base.

Según la American Welding Society⁽³³⁾ los aceros inoxidable austeníticos, ferríticos y martensíticos pueden ser unidos satisfactoriamente con aceros al carbono o de baja aleación usando como material de aporte un alambre de acero inoxidable austenítico, ya que estos permiten la dilución de ambos metales base sin que se formen defectos en la junta, como por ejemplo el agrietamiento durante la solidificación. Además, el hecho de que los aportes de la serie 300 tengan una cantidad controlada de elementos ferritizantes, los hace los mas indicados para la realización de juntas disímiles de aleaciones basadas en hierro, por esta razón son los mas frecuentemente utilizados en este tipo de aplicaciones⁽³³⁾.

Lo expuesto en el párrafo anterior condujo a la selección de un aporte de acero inoxidable de la serie 300, en particular del alambre ER 309L, para unir los aceros AISI/SAE 304 y ASTM A36 empleados como materiales base en esta investigación; pues, aunque este material de aporte fue diseñado inicialmente para la soldadura de los aceros inoxidable tipo 309L y 309Cb⁽²⁵⁾, la American Welding Society⁽³³⁾ y el fabricante de electrodos Indura⁽²⁵⁾ señalan que también es el tipo de alambre mas utilizado a nivel industrial en la unión de aceros disímiles. Por otro lado, según la norma ANSI/AWS A5.9⁽²⁾, este aporte es el mas apropiado para unir el metal base tipo 304 con los aceros al carbono. Además, el grado L del material indica su bajo contenido de carbono, lo que disminuye la posibilidad de precipitación intergranular de carburos en el metal de

soldadura resultante, siendo esto un problema común en la unión de aceros disímiles.

El diámetro del material de aporte se escogió de 1,2 mm ya que el empleo de hilos de pequeñas dimensiones da lugar a baños de fusión reducidos, que resultan fáciles de controlar y facilitan la soldadura en todas las posiciones⁽²²⁾.

En esta investigación, la selección del gas de protección adecuado para la realización de la soldadura, también constituyo un punto importante a considerar, ya que este tiene una gran influencia tanto en las características del arco eléctrico y la transferencia metálica del metal de soldadura como en las propiedades del cordón resultante.

La utilización de argón como gas protector se considero como la mejor alternativa dentro de todas las clases de gases disponibles para la soldadura GMAW, puesto que según Giachino J. y Weeks W. (1998), este gas posee un bajo potencial de ionización, lo que favorece la obtención de arcos estables, regulares y con generación de escasas o ausentes salpicaduras. Además, este gas produce un efecto de estricción magnética sobre el extremo del hilo fundido, provocando la formación de gotas muy pequeñas, lo que es totalmente conveniente para obtener la transferencia metálica tipo rociado, que fue uno de los modos de transferencia empleados en esta investigación.

Sin embargo, en la soldadura de aceros, el argón puro no suele utilizarse como gas de protección, debido a que origina cordones de contorno irregular y en algunas aplicaciones, produce penetración de raíz insuficiente. Por esta razón, la American Welding Society⁽²⁾ y los autores antes mencionados recomiendan que en la soldadura de aceros, y con vistas a mejorar el contorno del cordón y la penetración que se obtiene con argón puro, pueden utilizarse mezclas argón-

oxígeno, pues pequeñas cantidades de oxígeno añadidas al argón, son suficientes para producir cambios significativos, mejorando la estabilidad del arco y reduciendo la tendencia a producir socavaduras, por lo que se obtienen uniones de excelente calidad.

Por las razones antes expuestas, y siguiendo las recomendaciones dadas por el estándar ANSI/AWS C5.6⁽⁴⁾ para la soldadura de aceros inoxidable y aceros de baja aleación por medio del proceso GMAW y con el modo de transferencia tipo rociado, se selecciono la mezcla argón con 2% oxígeno como el gas de protección mas adecuado a utilizar en esta investigación.

Una vez seleccionado el gas de protección, se procedió a configurar el caudal adecuado a utilizar durante las pruebas de soldadura, ya que si es insuficiente, no logra desplazar todo el aire existente en el área de soldadura; y si es excesivo, origina turbulencias que pueden introducir al mismo en dicha zona⁽¹⁹⁾, teniéndose entonces contaminación que podría traer como consecuencia defectos como porosidad superficial, fisuración por hidrógeno, etc.

Inicialmente, se tomo como referencia lo sugerido por Giachino J. y Weeks W. (1998), quienes plantean que el caudal del gas protector debe estar entre 12 y 17 litros/minuto, para conseguir una atmósfera protectora adecuada. Tomando en cuenta lo anterior, después de realizar varias pruebas preliminares de soldadura y observar los cordones obtenidos, el caudal se fijo en 15 litros por minuto, encontrándose este como el valor adecuado a emplear durante todos los ensayos.

Otro factor importante para conseguir una protección adecuada es la dirección de la corriente de gas protector. Esta puede verse afectada por la posición de la boquilla o la orientación de la pistola de soldadura. Bajo la influencia negativa

de uno de estos factores, la corriente de gas puede verse alejada de la zona del arco, lo que se traduce en una protección insuficiente.

Según lo descrito en la teoría⁽¹⁹⁾, en la mayor parte de las aplicaciones de la soldadura GMAW, cuando se trabaja con “microalambres”, la distancia entre la boquilla y la pieza de trabajo oscila entre 6 y 10 mm. Siguiendo la recomendación anterior, y tomando en cuenta lo observado en algunas pruebas de soldadura, esta distancia se fijó en 8 mm.

Por otra parte, la orientación de la pistola de soldadura se configuró de tal manera que, mientras se llevara a cabo la soldadura, el hilo-electrodo estuviera dirigido hacia el centro de la junta, ya que esto es lo recomendado cuando se realizan uniones a tope sobre piezas del mismo espesor⁽¹⁹⁾. Con este propósito, el ángulo lateral de la pistola con respecto a la pieza de trabajo se estableció en 90°.

El tipo de corriente a emplear durante las pruebas de soldadura, también constituyó un punto importante a considerar en este trabajo. En esta investigación, se seleccionó la corriente directa con polaridad inversa, puesto que según Giachino J. y Weeks W. (1998) esta es la que permite obtener los mejores resultados, ya que en este caso la mayor parte del calor se concentra sobre el baño de fusión, lo que mejora la penetración de la soldadura. Además, cuando es empleada la polaridad inversa, se consigue más fácilmente el transporte en forma de pequeñas gotas, lo que es indicado para obtener el modo de transferencia tipo rociado.

Otro factor a considerar durante la configuración del proceso de soldadura, fue la obtención del valor adecuado de las variables K_s y K_d , las cuales representan la inductancia de subida e inductancia de bajada respectivamente. Estas

variables son necesarias a la hora de configurar la fuente de soldadura en el modo de corriente constante. Ya que el efecto de éstas en el proceso GMAW-Convencional, influye directamente en la estabilidad del arco y en la calidad de los cordones obtenidos, debido a su relación directa con la velocidad de la formación de las gotas y del tamaño de estas⁽²⁶⁾. El valor de las inductancias fue fijado en $K_s = K_d = 15$ para todas las pruebas realizadas con corriente constante, según lo recomendado por el fabricante de la fuente para obtener soldaduras de buena calidad y el desprendimiento de gotas de tamaño relativamente pequeño, lo que favorece la obtención de la transferencia tipo rociado.

Los resultados obtenidos en esta sección, los cuales se resumen en la tabla 4.10, se consideraron como el reglaje correcto de las variables de soldadura necesarias para llevar a cabo las pruebas con el proceso GMAW, tanto convencional como pulsado. Estos valores se mantuvieron fijos en todo el desarrollo de este trabajo, excepto en aquellos casos en donde se indico lo contrario. De esta manera se aseguro que los resultados observados en las distintas pruebas de soldadura son solo función de la variación intencional de los parámetros de pulso.

5.3.1.- Criterio de Burnoff

La aplicación de este criterio se fundamento en el primer requerimiento esencial establecido por Amin (1983) para el desarrollo de la zona paramétrica, el cual establece que la velocidad de alimentación del alambre debe ser balanceada con la rata de fusión de éste, de forma tal que la longitud del arco se mantenga constante durante la soldadura, obteniéndose por consiguiente un arco estable y evitando en lo posible la aparición de defectos⁽³⁶⁾. Según Amin (1983), este requisito se logra de una manera mas sencilla cuando el transporte del metal de

aporte fundido desde la punta del alambre hasta el charco de soldadura se da por medio del modo de transferencia tipo rociado, debido a que mientras se verifica este tipo de transporte, las partículas metálicas que se desplazan a través del arco no interrumpen la existencia de este (a diferencia de la transferencia por cortocircuito y globular), por lo que la pulverización es prácticamente ininterrumpida haciendo que el arco eléctrico sea muy estable⁽¹⁹⁾.

Puesto que la transferencia metálica tipo rociado es producida solo por encima de un valor crítico de velocidad de alimentación del alambre o corriente media, lo que en la literatura se conoce como velocidad o corriente de transición, por debajo del cual se produce la indeseable transferencia metálica globular^(1, 19, 36), el primer paso en el desarrollo de este criterio fue obtener o determinar dicho valor de corriente de transición para el material de aporte utilizado en este trabajo.

Según Rajasekaran y otros (1998), este valor se obtiene al interceptar lo que los autores definen como las líneas características de Burnoff para corriente pulsada y constante, quedando fijado este valor entonces en el punto de intersección de ambas rectas. En concordancia con este principio, estas líneas o rectas características se determinaron a partir de varias pruebas de soldadura realizadas con corriente constante y corriente pulsada para distintos valores de velocidades de alimentación del alambre, seleccionadas de modo que estuviesen comprendidas en el intervalo de 2 hasta 10 m/min, ya que de acuerdo a lo reportado por diversos trabajos de investigación referentes a este tema^(23, 31, 36), el valor de la velocidad de transición para varios alambres de aporte de dimensiones o propiedades químicas similares al alambre de acero inoxidable austenítico ER 309L se hallan dentro de este intervalo, garantizando de esta

forma que el mismo incluiría el punto de intercepción, además de un intervalo superior e inferior.

Los resultados obtenidos en las pruebas de soldadura antes mencionadas son los mostrados en la tabla 4.11, y en forma grafica, en la figura 4.7. En esta, se muestran las líneas características de Burnoff para corriente pulsada y convencional, las cuales se hallaron por medio de regresión lineal de los valores de la tabla 4.11. Estas líneas muestran la relación existente entre la velocidad de alimentación del alambre y la corriente media para la obtención de un arco estable.

Como se puede observar en la ecuación 23, la cual representa la recta característica para la corriente pulsada, la pendiente obtenida para la combinación de material de aporte y gas de protección utilizado en el presente trabajo es igual a 32,500 A*min/m. Según Amin (1983), este valor es único para cada configuración material de aporte/diámetro/gas de protección que pueda emplearse al soldar con el proceso GMAW pulsado. Además, la importancia del valor de la pendiente obtenida radica en que esta representa la relación directa que existe o debe existir entre la velocidad de alimentación del alambre y el valor de la corriente media para obtener un arco estable cuando se emplea material de aporte ER 309L con este tipo de corriente, por lo que la obtención de esta tuvo una gran importancia para desarrollar la zona paramétrica de este alambre.

Adicionalmente, al comparar el valor obtenido de dicha pendiente para la configuración aporte/diámetro/gas de protección utilizada en este trabajo con los resultados reportados por otros investigadores para materiales similares, vemos que se obtuvieron resultados similares. Por ejemplo, Amin (1983) reporto que para el alambre de acero inoxidable austenítico ER 316 de 1,2 mm

de diámetro, el valor de la pendiente de la recta característica para corriente pulsada es igual a 34,900 A*min/m. Por otra parte, Melo y Pineda (2004) encontraron que el valor de dicha pendiente era igual a 30,900 A*min/m para el alambre ER 316L de 1,14 mm de diámetro, usando como gas protector una mezcla de argón con 2% oxígeno. Similarmente, el valor hallado por Hurtado (2004) de esta pendiente para el material de aporte ER 308L-Si de 1,2 mm de diámetro fue 29,400 A*min/m, cuando es empleado como gas de protección argón con 2% de oxígeno.

Los resultados presentados en la figura 4.7 también muestran que las rectas características de Burnoff halladas para los tipo de corrientes pulsado y convencional (ó constante), representadas por las ecuaciones 23 y 24 respectivamente, se interceptan entre si en el valor de velocidad de alimentación del alambre igual a 4,644 m/min, lo que fija, según ambas ecuaciones, el valor de la corriente media de transición para el material de aporte estudiado en 150,315 A. En este caso también es posible observar que tal valor se aproxima a los obtenidos para materiales de aporte similares en otros trabajos de investigación. Melo y Pineda (2004) encontraron que para el alambre ER 316L de 1,14 mm de diámetro, el valor de la corriente de transición es de 164,000 A para una velocidad de alimentación igual a 5,300 m/min. Por su parte, Hurtado (2004), reporto que para el material de aporte ER 308L-Si la corriente de transición esta alrededor de 171,696 A, y a una velocidad de alimentación igual a 5,530 m/min.

Como fue reportado en los resultados de este trabajo, la zona paramétrica se desarrollo para el valor de la velocidad de alimentación del alambre igual a 6,000 m/min, y una corriente media asociada de operación igual a 194,400 A. Esta W_f fue seleccionada según el criterio que establece que para valores

mayores a la velocidad de alimentación ó corriente media de transición ($W_f = 4,644$ m/min; $I_m = 150,315$ A) se obtendrá mas fácilmente un modo de transferencia estable por rociado usando corriente pulsada^(1, 36).

En el presente estudio, el diámetro de la gota fundida del material de aporte se asumió igual al diámetro de este, lo cual es sugerido por Rajasekaran y otros (1998) para lograr soldaduras de buena calidad con el modo de transferencia tipo rociado. Además, al producirse el transporte en forma de pequeñas gotas del orden del diámetro del alambre, no se producen cortocircuitos, por lo que el arco es muy estable y puede dirigirse fácilmente hacia donde se requiera⁽¹⁹⁾. Basado en esta suposición se calculo el volumen de gota requerido para ser desprendido por pulso, se encontró este igual a $0,905$ mm³.

Según Amin (1983), Rajasekaran y otros (1998), la duración o tiempo de ciclo debe ser establecido en función de la velocidad de alimentación del alambre y del diámetro de gota requerido por desprendimiento, además de la condición de lograr la separación de una sola gota por pulso, y en consecuencia, por ciclo. Para la zona paramétrica desarrollada en esta investigación el tiempo de ciclo quedo fijado en $8,000$ ms según la ecuación que los autores antes mencionados plantean para la determinación de este parámetro, encontrándose este valor bastante similar a los reportados por otros autores. Redondo (2006) fijo el tiempo de ciclo en $10,600$ ms para el material de aporte ER70S-6, trabajando a una velocidad de alimentación igual a $4,500$ m/min. Por otra parte, Melo y Pineda (2004), encontraron el tiempo de ciclo igual a $6,080$ ms para una velocidad de alimentación del aporte ER316L igual a $7,500$ m/min. En los resultados reportados por los investigadores antes mencionados y en los resultados de esta investigación, se puede observar que conforme aumenta la velocidad de alimentación del alambre, el tiempo o la duración del ciclo

disminuye, lo cual implica que la frecuencia de desprendimiento de gotas aumenta, por cuanto aumenta el número de ciclos por unidad de tiempo. Estos resultados son coherentes, ya que al aumentar la velocidad de alimentación del alambre, también debe aumentar la velocidad a la que se funde éste para poder mantener constante la longitud del arco, lo que es un requisito esencial en esta investigación.

En la figura 4.8 se ilustra la zona paramétrica construida en conformidad con las condiciones calculadas y establecidas en este criterio como lo son: corriente media, velocidad de alimentación del alambre, volumen de gota requerido por desprendimiento y el tiempo de ciclo. Como se mencionó en el procedimiento experimental, esta versión preliminar de la zona paramétrica fue construida por medio de la ecuación 10, la cual define según Amin (1983) la relación existente entre la corriente pico (I_p) y la corriente base (I_b) para cualquier valor de corriente media (ó velocidad de alimentación) especificada para proveer un arco de longitud constante y por ende también estable. Como se puede observar, esta ecuación viene expresada en función de una duración de ciclo para un amplio intervalo de tiempo pico, en la que para cada valor dado de T_p existe una relación lineal entre la corriente pico y la corriente base, representada en la figura por medio de cada recta, en las que la intensidad de pulso disminuye con el incremento de la corriente base. Al variar el valor de T_p en la relación 10, se encontró que la pendiente de la relación lineal existente entre I_p e I_b obtenida para cada valor de T_p , varía desde infinito para $T_p = 0,000$ ms (línea vertical) hasta cero para $T_p = T = 8,000$ ms (línea horizontal). De esta manera se obtuvo que para valores intermedios de T_p que van desde cero hasta ocho milisegundos, la línea que representa la relación “ I_p Vs I_b ” gira alrededor del punto común $I_p = I_b = I_m = 194,400$ A, el cual representa en cada una de esas líneas obtenidas el mínimo valor que puede tomar I_p (ó el máximo que puede

tomar I_b) en los parámetros de pulso, ya que en ese punto la corriente pulsada asemejaría la operación con corriente constante. Por otra parte, se encontró en la construcción del abanico mostrado en la figura 4.8, que el máximo valor que puede tomar I_p en los parámetros de pulso es limitado por la intercepción de cada recta con el eje Y (ó eje de I_p), el cual vino dado matemáticamente por la expresión $((T/T_p) \cdot I_m)$, ya que para valores mayores a los arrojados por la expresión anterior de I_p , le corresponden valores negativos de I_b en cada recta, lo que en este contexto no tiene sentido. Sin embargo, en la figura 4.8 se puede observar que el área de la zona paramétrica preliminar esta limitada a un valor máximo de la corriente pico igual a 450,000 A. Esta se represento así gráficamente ya que este valor de I_p (450,000 A) es el máximo que se puede configurar en la fuente de soldadura empleada en esta investigación, lo cual es común en la mayoría de las fuentes que permiten la operación con corrientes pulsadas, pero esto no significa que matemáticamente no sea posible la operación con valores mayores de I_p para aquellos valores de T_p que lo permitan.

Finalmente se puede decir que la zona paramétrica preliminar obtenida en este criterio (figura 4.8), representa el área de trabajo en la que la relación existente entre los valores de la velocidad de alimentación y corriente media seleccionados y calculados es tal que se mantiene un equilibrio entre la rata de fusión del alambre y la velocidad de avance de este, de tal manera que la longitud del arco se mantiene constante durante la soldadura. Por esta razón para cualquier combinación de parámetros de pulso (I_p , I_b , T_p y T_b) tomados dentro del abanico, se garantiza un arco estable y de longitud constante.

5.3.2.- Criterio de transferencia metálica

Aunque la zona paramétrica preliminar construida según el criterio de Burnoff (figura 4.8) garantiza un arco estable y de longitud constante para cualquier combinación de los parámetros de pulso tomados dentro de esta, algunas de estas combinaciones podrían no producir el desprendimiento de gota con el volumen requerido durante la transferencia tipo rociado. Por esta razón la zona fue limitada por un segundo requerimiento planteado por Amin M. (1983), el cual establece el desprendimiento de por lo menos una gota con el volumen requerido durante el instante de duración de la corriente pico (I_p).

El motivo de este requisito radicó en la naturaleza propia del procedimiento GMAW pulsado, en el cual la corriente base solo sirve para mantener encendido el arco, mientras que la magnitud y la duración de la corriente pico son ajustadas para que durante la misma se produzca la transferencia tipo rociado de las gotas del metal de aporte fundido desde la punta del alambre hasta el depósito fundido de soldadura⁽¹⁹⁾. Según Rajasekaran y otros (1998), si la combinación de I_p y T_p proveen energía insuficiente, no ocurrirá el desprendimiento de gota con el volumen requerido durante la duración de cada pulso, lo que hace que el proceso sea irregular acarreado defectos en la soldadura. Por esta razón, para la velocidad de alimentación establecida (6,000 m/min), el valor de I_p y T_p debió ser ajustado para garantizar que por lo menos una gota fuera desprendida en cada pulso. En este trabajo, esta relación entre I_p y T_p quedó definida al hallar la expresión que vincula la limitación de corriente pico (I_p) y del tiempo pico (T_p).

La tabla 4.12 muestra los juegos de parámetros de corriente pulsada tomados al azar de la zona paramétrica preliminar construida según el criterio de Burnoff, estos se seleccionaron debido a su característica de desprendimiento de una

gota por pulso. Al graficar los valores de I_p Vs T_p de cada uno de estos juegos de parámetros, lo cual es mostrado en la figura 4.9, se encontró que existe entre estos una relación potencial inversa, representada matemáticamente por la ecuación 25. Según Amin M. (1983), Rajasekaran y otros (1998), esta expresión matemática representa la relación que debe existir entre I_p y T_p para lograr el desprendimiento de por lo menos una gota en cada pulso cuando se trabaja con la corriente media especificada (ó velocidad de alimentación) (igual a 194,400 A y 6,000 m/min para esta investigación). Dicha relación existente entre I_p y T_p también se expreso matemáticamente en forma de recta por medio de la ecuación 26, quedando representada entonces de forma lineal la relación existente entre dichos parámetros de pulso (I_p y T_p) por medio de la pendiente obtenida de esta ecuación.

En este trabajo se encontró que el valor de la pendiente antes mencionada es igual a -1,720 para el material de aporte empleado en esta investigación. Rajasekaran y otros (1998), hallaron que dicha inclinación es igual a -1,700 para el aporte ER 5356 Al-Mg de 1,2 mm de diámetro. Amin M. (1983) por su parte reporto que el valor de dicha pendiente es igual a -2,300 para un metal de relleno de aluminio puro de 1,6 mm de diámetro. Mientras que Trindade y Allurn (1984) hallaron que esta pendiente es igual a -2,000 para un alambre de aluminio puro también, pero de 1,2 mm de diámetro. Al comparar estos resultados reportados por otros investigadores con el valor de la pendiente obtenida en esta investigación, se puede observar que aunque la relación empírica existente entre I_p y T_p es sustancialmente la misma, la pendiente obtenida varia dependiendo de la composición química y el diámetro del metal de aporte utilizado, esto corrobora lo expuesto por Rajasekaran et al. en su estudio.

Adicionalmente, Amin M. (1983) expuso en su investigación que la relación entre I_p y T_p para lograr el desprendimiento de por lo menos una gota por pulso pero con un volumen constante especificado (lo que este autor define como la transferencia metálica controlada), viene dado por la relación representada por la ecuación 11. En esta ecuación, m es el valor de la pendiente obtenida de la relación potencial entre I_p y T_p , y K_v es una constante llamada parámetro de desprendimiento, el cual tiene un valor único para un volumen de gota especificado a ser desprendido desde un alambre de material y diámetro dado.

Al sustituir el valor de la pendiente obtenida (-1,720) en la ecuación 11, se obtuvo como resultado la ecuación 27, esta representa la limitación de corriente pico y el tiempo pico para las condiciones de desprendimiento definidas en este criterio. Como se puede observar, la ecuación 27 además de estar en función de I_p y T_p , es función de la constante K_v , lo que hizo necesaria su determinación.

De acuerdo a lo expuesto por Amin (1983) en su estudio, el valor del parámetro de desprendimiento K_v viene dado por la ecuación 13, donde T_{dc} e I_{dc} simbolizan el tiempo de desprendimiento existente entre gotas sucesivas y el nivel de corriente, respectivamente. Según este investigador, una combinación única entre estos parámetros I_{dc} y T_{dc} definen el valor de la constante K_v para un volumen de gota requerido por desprendimiento cuando se trabaja a una velocidad de alimentación (ó corriente media) especificada.

La relación existente entre I_{dc} y T_{dc} fue hallada en este trabajo para un intervalo de volúmenes de gota, por medio de pruebas de soldadura llevadas a cabo con corriente constante (GMAW-Convencional), en las cuales las variables, voltaje de referencia (U_{ref}) y velocidad de avance (V_s), fueron configuradas con cada valor de la velocidad de alimentación para obtener el modo de transferencia tipo rociado. Los resultados obtenidos en estas pruebas

realizadas para unas cuantas velocidades de alimentación (4,000; 6,000; 8,000 y 10,000 m/min) fueron presentados en la tabla 4.13. En esta tabla se puede observar en particular, que para la prueba de soldadura realizada a una W_f igual a 6,000 m/min con corriente constante, el valor de la corriente media registrado es igual a 222,000 A. Este valor es mayor a los 194,400 A registrados como el nivel de corriente media obtenido en el criterio de Burnoff cuando se trabaja a la misma velocidad de alimentación igual a 6,000 m/min pero con corriente pulsada. Estos resultados confirman lo expuesto por Giachino J. y Weeks W. (1998), quienes plantean que cuando se suelda mediante el procedimiento GMAW-Pulsado se consigue la transferencia tipo rociado a una intensidad media de corriente mas baja que la necesaria para obtener este mismo tipo de transporte en corriente constante.

Los oscilogramas obtenidos en cada prueba de soldadura, mostrados en la figuras 4.10, 4.11, 4.12 y 4.13, tuvieron una gran importancia en la determinación de K_v , puesto que en ellos quedaron registrados los valores de intensidad de corriente y voltaje versus el tiempo para cada velocidad de alimentación ensayada. Esto hizo posible la obtención de los datos necesarios para realizar los cálculos pertinentes para determinar el mencionado parámetro de desprendimiento, como lo son la intensidad de corriente media (I_{dc}) y los tiempos de desprendimientos de gotas (T_d).

Los valores de T_d recogidos para cada velocidad de alimentación, fueron ordenados en graficas de distribución de frecuencias (ó histogramas), con la finalidad de obtener así un único valor representativo de dichos tiempos de desprendimiento existente para cada W_f , conocido como el tiempo de desprendimiento modal (T_{dm}). Esto se hizo bajo el criterio de que, si bien los intervalos de tiempo existentes entre desprendimientos de gotas sucesivos varia

de transferencia en transferencia, el valor promedio de estos tiempos se mantiene aproximadamente constante^(1, 36). En los histogramas construidos para cada velocidad de alimentación, mostrados en las figuras 4.14, 4.15, 4.16 y 4.17, el punto medio del intervalo de clase con mayor frecuencia relativa se toma como el tiempo de desprendimiento modal (Tdm) concerniente a cada Wf, ya que esto es lo recomendado por la mayoría de los estadísticos⁽¹⁵⁾.

En la tabla 4.14 se muestran los tiempos de desprendimiento modal hallados para cada velocidad de alimentación, junto con los valores de intensidad de corriente registrados en cada prueba de soldadura. La interpretación adecuada de estos resultados pudo ser posible gracias a la obtención de los volúmenes de gota estimados por desprendimiento, los cuales se considera que ocurrieron en cada ensayo, siendo estos definidos en la teoría^(1, 36) como volúmenes de gota modal (Vdm). Estos fueron obtenidos por medio de una expresión matemática (ecuación 12) planteada por Amín (1983), donde cada valor de Vdm obtenido está relacionado con un Tdm, y por medio de este, con cada velocidad de alimentación.

Cuando se observan los resultados reportados en la tabla 4.14, se aprecia que conforme aumenta el valor de la velocidad de alimentación, la intensidad de corriente media registrada también se eleva como producto del incremento del valor del voltaje de referencia configurado en la fuente para cada prueba, lo cual fue necesario hacer para conseguir el balance entre la velocidad de alimentación del alambre y la tasa de fusión de este, siendo esto requisito indispensable para mantener la estabilidad del arco cuando se desea obtener el modo de transferencia tipo rociado^(1, 36). No obstante, el incremento de la intensidad de corriente (I_{dc}), y por consiguiente del calor aportado durante el proceso, trae como consecuencia que aumente la tasa de fusión del alambre, lo

que se traduce en un aumento en la cantidad de gotas desprendidas por unidad de tiempo para el modo de transferencia utilizado, por esta razón el tiempo de desprendimiento modal disminuye conforme se incrementa la velocidad de alimentación (ó la intensidad de corriente media). Por cuanto el valor medio del intervalo de tiempo existente entre desprendimientos de gotas sucesivas disminuye cuando es incrementada la velocidad de alimentación, existe menos tiempo para que la gota se forme o “crezca” antes de desprenderse del alambre y pasar al depósito fundido, lo que trae como consecuencia que la gota disminuya de tamaño en cuanto se incrementa la velocidad de alimentación.

Del análisis de estas observaciones, resulta evidente que existe una relación inversa entre la velocidad de alimentación empleada y el volumen de gota transferido obtenido en cada prueba de soldadura, por lo que, matemática y experimentalmente cuando se aumenta una de estas variables, de forma indirecta se disminuye la otra, y viceversa. Así las variables T_{dm} e I_{dc} resultan solamente función de V_{dm} , quedando de forma implícita la relación que éstas guardan con la velocidad de alimentación, tal como se puede observar en las figuras 4.18 y 4.19, las cuales muestran la relación existente entre los valores de T_{dm} , I_{dc} y V_{dm} obtenidos para un amplio intervalo de velocidad de alimentación. En estas se representan por medio de los pares de relación “ T_{dm} Vs V_{dm} ” e “ I_{dc} Vs V_{dm} ” la correlación única existente entre las variables I_{dc} y T_{dm} que definen un valor único de K_v para cualquier volumen de gota requerido, del que se espera produzca la ocurrencia de la transferencia metálica controlada.

A partir de las ecuaciones 28 y 29 se obtuvieron los valores de T_{dc} e I_{dc} iguales a 20,527 ms y 94,625 A, respectivamente, los cuales representan la combinación única de estas variables de la que se espera que produzcan la

transferencia metálica controlada de pulso para el volumen de gota igual a 0,905 mm³. Estos al ser sustituidos en la ecuación 13 fijaron el valor de Kv en 52,617 A^{1,720}s. El cual entonces es único y representativo del mencionado volumen de gota requerido (0,905 mm³) para alcanzar las condiciones establecidas en este criterio cuando es usado el material de aporte ER309L de 1,2 mm de diámetro.

Como se esperaba, por lo planteado en la teoría^(1, 36), este valor de Kv varia no solo en función del volumen de gota, sino también en función de las características químicas y dimensionales del material de aporte que se emplee en un proceso de soldadura. Esto quedo evidenciado cuando se comparo el Kv obtenido en este estudio con los valores hallados por otros investigadores para diferentes tipos de alambre suponiendo un volumen de gota similar al definido en este trabajo. Por ejemplo, Melo y Pineda (2004) encontraron que el parámetro de desprendimiento es igual a 25,300 A^{1,600}s cuando se supone un volumen de gota igual a 0,780 mm³, para el material de aporte ER316L de 1,14 mm de diámetro. Por su parte Redondo M. (2006) hallo que Kv es igual a 151,600 A^{1,940} s para el material de aporte ER70S-6 de 1,2 mm de diámetro, asumiendo un volumen igual a 0,900 mm³.

Finalmente, al sustituir el valor de Kv obtenido, en la ecuación 27, dio como resultado la ecuación 30, la cual genera un lugar geométrico que Amin M. (1983) definió como curva paramétrica de desprendimiento. Esta determina el vinculo limite que debe existir entre los parámetros corriente pico y tiempo pico para conseguir el desprendimiento de por lo menos una gota durante la duración de Ip con el volumen requerido. Por lo tanto, el criterio de transferencia metálica puede ser resumido de forma matemática por la siguiente expresión:

$$I_p^{1,720} * T_p \geq 52,617 A^{1,720}s$$

Se puede entender entonces que solo aquellas combinaciones de los parámetros de pulso I_p y T_p que generen valores que estén por encima del K_v determinado en este estudio, pueden cumplir con las condiciones de desprendimiento o transferencia definidas en este criterio.

De lo anterior se desprende que al ser graficada la curva paramétrica de desprendimiento sobre la zona paramétrica preliminar construida según el criterio de Burnoff, tal como se muestra en la figura 4.20, queda restringida dicha zona a la condición de que solo aquellas combinaciones de los parámetros de pulso (I_p , T_p , I_b y T_b) que estén a la izquierda de esta curva pueden satisfacer el criterio de transferencia metálica.

5.3.3.- Criterio de estabilidad del arco

La zona paramétrica construida y limitada por los dos criterios desarrollados hasta ahora, fue limitada por el tercer y último criterio planteado por Amín M. (1983), el cual establece que la corriente base no debe ser inferior a un límite mínimo que garantice que el arco se mantenga encendido y que adicionalmente sea estable.

Durante las pruebas de soldadura realizadas con corriente pulsada, se pudo observar que el valor de la corriente base (I_b) a partir del cual el arco de soldadura empieza a ser inestable está alrededor de los 20,000 A. Sin embargo, siguiendo las recomendaciones dadas por Amin M. (1983), a este valor experimental se le adiciono un margen de tolerancia de 5,000 A, puesto que según el autor mencionado, esto resulta necesario para aplicaciones prácticas. Quedando entonces el límite mínimo de la corriente base fijado en $I_b = 25,000$ A, para cualquier combinación de parámetros tomados de la zona obtenida.

Al consultar otros estudios referentes a este mismo tema, podemos darnos cuenta que otros investigadores encontraron valores muy similares de este limite inferior de la corriente base para mantener la estabilidad del arco cuando se emplean otros tipos de materiales de aporte. Por ejemplo Melo y Pineda (2004) reportaron para el material de aporte de acero inoxidable ER 316L de 1,14 mm de diámetro, un limite inferior de I_b igual a 20,000 A. Por otra parte, Grella M. (2001) encontró que este valor mínimo de la corriente base es igual a 25,000 A, para los materiales de aporte ER 4043 y ER 5356, ambos de 1,2 mm de diámetro. Rajasekaran y otros (1998), encontraron que el valor mínimo de I_b para obtener un arco estable es igual a 20,000 A, cuando se emplea el material de aporte ER5356 Al-Mg de 1,2 mm de diámetro. La similitud entre los valores hace suponer que la estabilidad del arco esta mas relacionada con las características eléctricas de este, que con la naturaleza y dimensión del material de aporte.

Finalmente, se puede resumir este criterio mediante la siguiente expresión matemática:

$$I_b > 25,000 \text{ A}$$

De esta manera, al superponer esta condición sobre la zona paramétrica preliminar construida en el criterio de Burnoff, tal como se muestra en la figura 4.20, se puede deducir que solo aquellas combinaciones paramétricas que estén a la derecha de la línea que representa esta expresión matemática, podrán satisfacer el criterio de estabilidad del arco. Asegurándose así un arco estable y continuo para cualquier combinación de parámetros tomados dentro de la zona hallada en este trabajo.

5.3.4.- Zona paramétrica predicha por los tres criterios de Amin

Mediante el cumplimiento de los criterios de transferencia metálica y de estabilidad del arco, la zona paramétrica desarrollada en el criterio de Burnoff quedo enteramente limitada después de aplicar completamente el método de Amin M. (1983), lo cual se ilustra en la figura 5.1. Por lo tanto se puede decir que la zona incluida entre la curva paramétrica de desprendimiento y el límite de la corriente base, define el área que contiene las combinaciones de los parámetros de pulso que satisfacen simultáneamente los tres requerimientos planteados por el autor antes mencionado, para lograr soldaduras de buena calidad mediante la técnica GMAW-Pulsado.

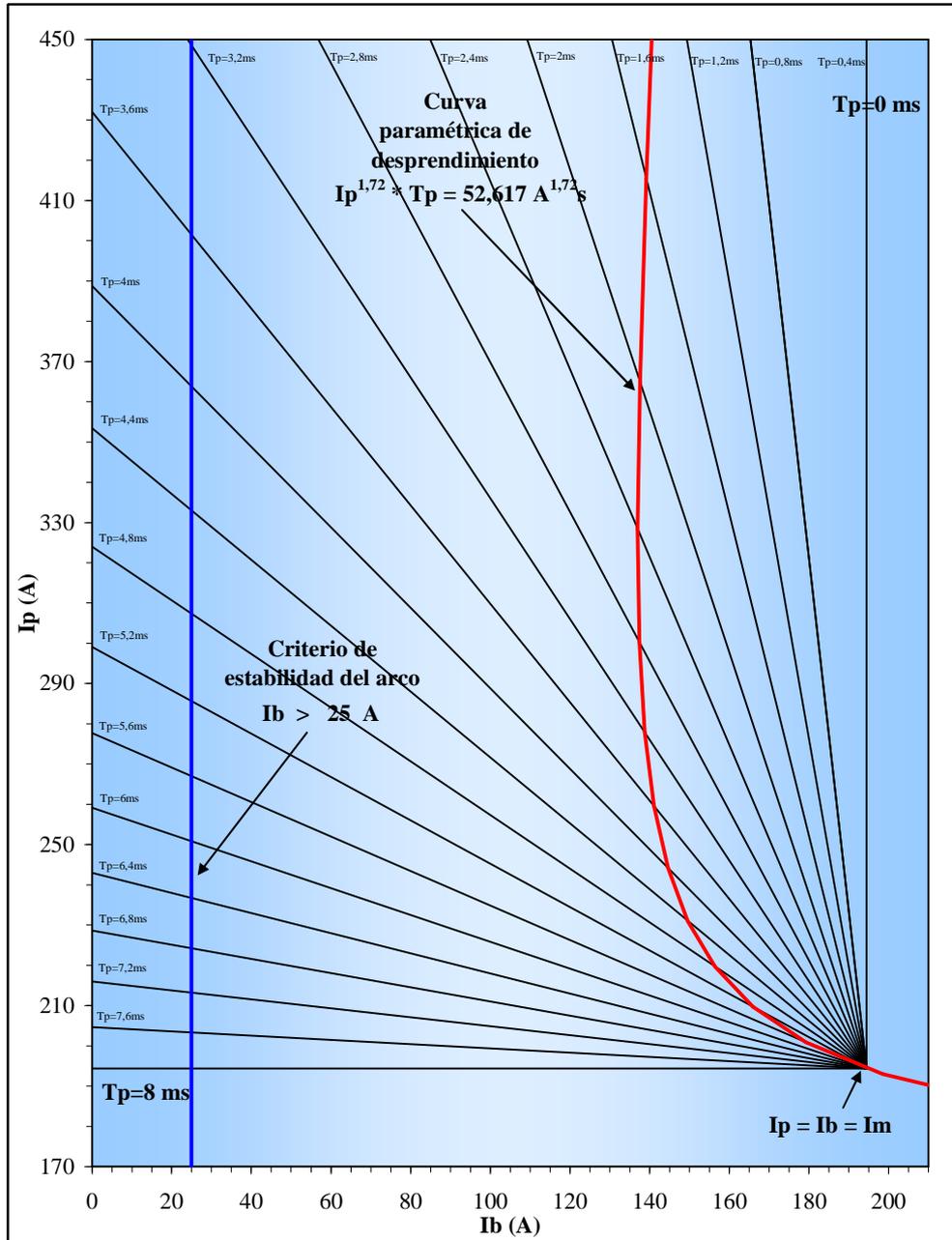


Figura 5.1.- Zona paramétrica predicha por el criterio de Burnoff para $W_f = 6,000$ m/min, $I_m = 194,400$ A, $T = 8,000$ ms. Adicionalmente limitada por los criterios de transferencia metálica y de estabilidad del arco.

5.3.5.- Acotamiento final de la zona paramétrica

La zona paramétrica desarrollada por los criterios de Burnoff, transferencia metálica y estabilidad del arco, fue adicionalmente limitada sobre las bases de un criterio combinado de uniformidad en el desprendimiento de gota (una gota por pulso) y aspecto superficial del cordón de soldadura, el cual fue propuesto por Rajasekaran y otros (1998) de forma suplementaria al método de Amin M (1983). para obtener soldaduras de buena calidad. Con este propósito se tomaron en cuenta las características superficiales de los cordones obtenidos en las pruebas realizadas, lo que no fue incluido por Amin M. (1983). en su trabajo de investigación.

Como se puede observar en la tabla 4.15, aunque las pruebas de soldadura se llevaron a cabo con un arco estable, libre de cortocircuitos y únicamente con modo de transferencia tipo rociado, no todos los parámetros de soldadura arrojaron el mismo tipo de desprendimiento. Encontrándose, además de la transferencia de una gota por pulso, la transferencia de múltiples gotas por pulso (dos y tres). Así mismo, como se ejemplifico en las figuras 4.21 a la 4.28, no todos los parámetros seleccionados de la zona paramétrica preliminar construida hasta ahora (figura 5.1) dieron cordones de soldadura con la misma apariencia y calidad superficial, apreciándose que existe una relación directa entre el tipo de desprendimiento de gota registrado en cada prueba y el aspecto (ó calidad) superficial de los cordones obtenidos. Quedando evidenciado entonces que la diferencia en el tipo de desprendimiento de gota influye directamente en la calidad de dichos cordones, tal como lo señalo Rajasekaran y otros (1998) en su estudio.

Se encontró a los parámetros que arrojan el desprendimiento de una gota por pulso, como aquellos que proporcionan cordones de mejor aspecto y calidad

superficial. Por esta razón, el desprendimiento de una gota por pico se considero como el tipo de desprendimiento capaz de producir los cordones de soldadura con mejores características superficiales, que los obtenidos con los otros tipos de desprendimiento.

Sin embargo, se puede agregar que aunque los cordones obtenidos con los desprendimientos de varias gotas por pulso tienen una desfavorable apariencia superficial, se encontró a estos libres de defectos superficiales tales como porosidades ó socavaduras. Esto podría ser indicativo que dichos parámetros también son capaces de producir soldaduras de calidad aceptable, sobre todo en aquellos casos donde el aspecto superficial no revista de gran importancia.

Finalmente, aquellas combinaciones de los parámetros de corriente pulsada que cumplieron con el criterio combinado de desprendimiento de una gota por pulso y buena apariencia superficial del cordón de soldadura, delimitaron un área reducida dentro de la zona predicha por los tres criterios desarrollados hasta ahora. Esta área cerrada, la cual es ilustrada en la figura 5.2, fue definida como la nueva zona estable de pulso⁽³⁶⁾ que, aunque de tamaño inferior con respecto a la originalmente predicha por Amin M. (1983), representa la zona paramétrica definitiva, dentro del cual se considera que existe la mayor posibilidad de obtener aquellas combinaciones de los parámetros de corriente pulsada (I_p , T_p , I_b y T_b) que darán el desprendimiento de una gota por pulso, lo que es apropiado para obtener soldaduras de buena calidad^(1, 36).

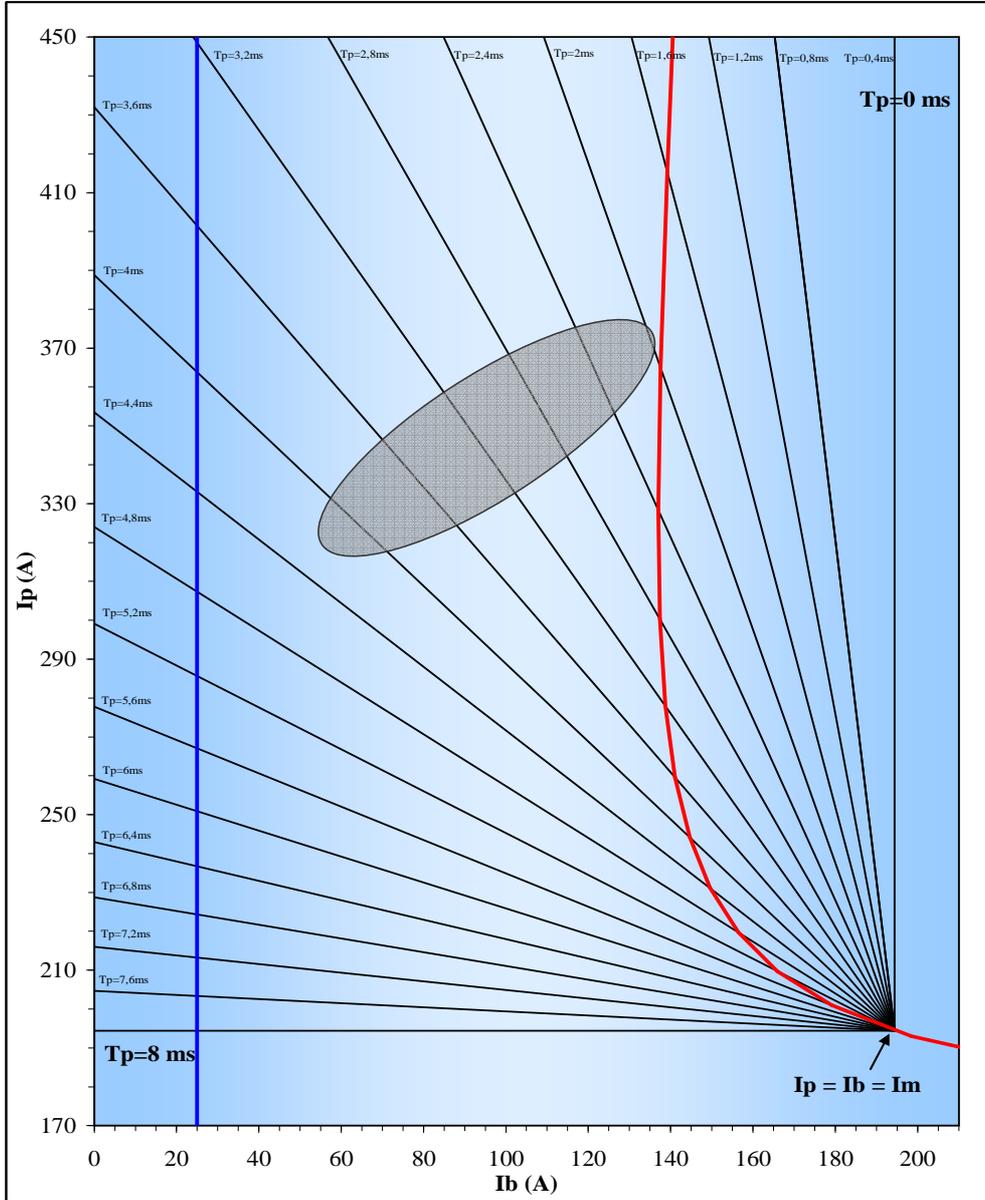


Figura 5.2.- Zona paramétrica construida para $W_f = 6,000$ m/min, $I_m = 194,400$ A y $T = 8,000$ ms. El óvalo gris representa la nueva zona paramétrica estable. En Rojo; parámetros que ofrecieron una gota por pulso. En azul y en verde; parámetros que dieron el desprendimiento de dos y tres gotas por pulso respectivamente.

5.4.- SELECCIÓN DE LA COMBINACIÓN ÓPTIMA DE LOS PARAMETROS DE PULSO

5.4.1.- Evaluación de cordones depositados sobre chapa plana

Por medio de la inspección visual y del análisis macrográfico realizado a los cordones depositados sobre chapa plana, estos pudieron ser evaluados y comparados entre si en base a su apariencia externa y características macroestructurales. Los resultados obtenidos tuvieron una gran importancia, ya que aportaron parte de los criterios necesarios para seleccionar posteriormente la condición óptima para realizar la unión disímil entre los metales base AISI/SAE 304 y ASTM A36.

Inicialmente, en las figuras 4.30, 4.31 y 4.32, se puede apreciar que en general el aspecto superficial de los tres cordones es adecuado, encontrándose estos libres de discontinuidades tales como grietas, poros, socavaduras ó traslapes, además de exhibir un contorno bastante regular. Sin embargo, al compararlos entre si, se observa que el cordón realizado con la condición 11 presenta la mejor apariencia superficial, al presentar un contorno recto y ausencia de salpicaduras.

Por otra parte, en la figura 4.33 se muestran las macrografías tomadas a la sección transversal de los cordones, mientras que los porcentajes de dilución de los mismos fueron reportados en la tabla 4.17. Al observar estos resultados se puede apreciar claramente que, si bien existe algo de diferencia en la geometría de la sección transversal de los cordones realizados, el porcentaje de dilución en los tres casos es bastante similar, estando alrededor del 50,000%. Esto se puede atribuir al hecho de que el valor de la corriente media es el mismo para los tres juegos de parámetros utilizados, y se presume que ésta es la que influye en la

magnitud de la dilución, por lo que la variación de los parámetros de pulso solo tendría influencia en la geometría del cordón y no en la penetración. Adicionalmente, se puede decir que los porcentajes de dilución de los cordones están dentro del intervalo especificado por la American Welding Society⁽³³⁾, para aplicaciones del proceso GMAW con transferencia metálica tipo rociado.

Finalmente, se puede decir que el cordón realizado con la condición 11 además de tener el mejor aspecto superficial del grupo evaluado, también muestra el perfil de penetración más simétrico y con un porcentaje de dilución adecuado; encontrándose a éste como el de mejor calidad del grupo depositado sobre chapa plana.

5.4.2.- Evaluación de cordones depositados sobre junta

Por medio de la realización de cordones sobre junta, fue posible simular las condiciones de diseño establecidas para la elaboración de la soldadura final; esto permitió anticipar el comportamiento de las condiciones preseleccionadas en una aplicación real, puesto que al evaluar dichos cordones por medio de métodos de inspección no destructivos, se obtuvo de forma sencilla pero eficaz, parte de los criterios necesarios para seleccionar posteriormente la condición más apropiada para realizar la unión disímil entre los metales base AISI/SAE 304 y ASTM A36.

Las inspecciones visual y con líquidos penetrantes realizadas a los cordones depositados sobre junta, revelaron en términos generales el buen estado de sus superficies, encontrándose estas libres de discontinuidades tales como porosidades, socavaduras, salpicadura excesiva o cualquier otra discontinuidad externa que pudiera ser producto del proceso o los parámetros de soldadura. Los resultados obtenidos se muestran en las figuras 4.34, 4.35, 4.36 y 4.37,

donde, además de evidenciarse lo expuesto anteriormente, se puede apreciar la similitud existente en la apariencia superficial de los cordones. Igualmente, en la radiografía tomada a los cordones, mostrada en la figura 4.38, además de observarse a éstos totalmente libres de discontinuidades internas, se aprecia penetración completa y uniforme a lo largo de la raíz de toda la junta excluyendo los extremos, indicando así la buena calidad de estos.

Las únicas discontinuidades de importancia observadas son la falta de fusión al inicio del cordón 3 y el cráter existente al final de cada cordón, las cuales para los fines de la calificación del procedimiento no tienen relevancia, ya que los extremos de los cordones en cuestión no se toman en cuenta en la inspección no destructiva de la soldadura y deben ser removidas antes de hacer la caracterización destructiva tal y como lo indican los apartados QW-302.4 y QW- 463.1 de la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾. Sin embargo, puesto que todo proceso de soldadura al arco produce un cráter en la terminación del cordón⁽²¹⁾, para fines de aplicación práctica, Horwitz H. (1984) indica, que de ser necesario, los cráteres deben ser rellenados al tamaño de la sección completa del cordón para de esta manera prevenir la formación de grietas en el mismo.

Finalmente, se puede decir que a pesar de que en los tres cordones depositados sobre junta se obtuvieron resultados satisfactorios en las pruebas de inspección no destructiva, hallándose estos libres de discontinuidades relevantes a tomar en cuenta en su evaluación, se considera el cordón realizado con la condición 11 como el de mayor calidad, ya que presento la mejor apariencia superficial.

5.5.- ELABORACIÓN DE LA JUNTA DE SOLDADURA

De acuerdo a los resultados obtenidos en la evaluación de los cordones depositados sobre chapa plana y sobre junta, se puede decir que aunque en todos los casos se obtuvieron resultados satisfactorios, se encontró a la condición 11 como aquella que presentó las mejores características de soldadura en las pruebas de evaluación realizadas. Por lo tanto, esta se consideró como la combinación óptima de los parámetros de corriente pulsada para realizar la unión disímil entre los metales base ASTM A36 y AISI/SAE 304, empleando como material de aporte el alambre ER 309L, mediante el proceso de soldadura GMAW.

La combinación seleccionada de los parámetros de corriente pulsada I_p , I_b , T_p y T_b , se muestra en la tabla 4.19 junto a las demás variables de soldadura empleadas en la elaboración del cupón de prueba. Los valores presentados en esta tabla, fueron considerados como el reglaje correcto de las variables de soldadura empleadas para llevar a cabo tanto las pruebas como la soldadura final con el proceso GMAW-P, lo cual quedo demostrado al observarse los resultados de calidad óptima obtenidos en los ensayos realizados.

5.5.1.- Energía aportada en el proceso de soldadura

Por medio de la determinación de la energía bruta y la energía neta aportadas por unidad de longitud (EBA y ENA), fue posible estimar la cantidad de calor generado por el arco eléctrico durante el proceso de soldadura utilizado en la elaboración de la junta. Esto tuvo una gran importancia ya que el calor suministrado durante la producción de una unión soldada es un factor que influye directamente sobre las características geométricas que tendrá la junta

realizada. Además, este factor también influye en las propiedades finales de cada uno de los metales base⁽²⁴⁾.

En la tabla 4.20 fueron reportados los valores de la EBA y la ENA aportados por el proceso de soldadura en la elaboración de la junta realizada en este trabajo, encontrándose estos valores iguales a 1037,435 y 881,820 J/mm, respectivamente.

Inicialmente, al observarse los resultados obtenidos, estos parecen ser un poco elevados si se les comparan con las muy bajas cantidades de aporte de calor que Rajasekaran y otros (1998), aseguran se pueden llegar a obtener con el proceso de soldadura GMAW mediante el uso de corriente pulsada (alrededor de 200,000 J/mm). Sin embargo, estos niveles de calor empleados resultan muy convenientes para la elaboración del tipo de soldadura o unión realizada en esta investigación, puesto que según lo hallado en la teoría⁽³³⁾, cuando dos metales disimiles con conductividades térmicas significativamente diferentes son soldados, es necesario utilizar aportes de calor relativamente elevados para lograr que ambos metales base se fundan rápida y simultáneamente, y así conseguir una dilución lo mas uniforme posible a ambos lados de la junta. Esto se explica porque la rápida conducción de calor a través del metal base con mayor conductividad térmica, podría generar la excesiva concentración de energía en el lado opuesto del depósito fundido, haciendo que el otro metal base se funda localmente en una magnitud mucho mayor, trayendo como consecuencia porcentajes de dilución altamente desproporcionados entre los metales que conforman la junta.

Por otra parte, en otros estudios referentes al proceso GMAW-Pulsado algunos investigadores han utilizado en la soldadura de aceros, niveles de calor aportado similares a los mostrados en la tabla 4.20. Por ejemplo, Melo y Pineda (2004)

utilizaron una EBA igual a 1570,000 J/mm, para soldar el acero inoxidable tipo 316L de 6 mm de espesor, mediante la aplicación de un solo pase. Mientras que, Redondo M. (2006) empleo una EBA igual a 1710,000 J/mm en cada uno de dos pases realizados, para unir dos chapas de acero API 5L de 9 mm de espesor. Estos valores parecen ser mucho mayores a los utilizados en esta investigación, pero tomando en cuenta que mientras mayor sea el espesor del metal base a unir, mayor será la velocidad de disipación de calor a través del mismo, por tanto también será mayor el aporte calórico requerido para efectuar la soldadura⁽²⁴⁾. Los valores citados son equiparables con los reportados en esta investigación. Esto indica que el nivel de calor suministrado durante la elaboración de la junta realizada en este trabajo, esta en un intervalo común y de magnitud aceptable.

Finalmente, es importante señalar que, como se expone más adelante en el análisis macrográfico de la unión de soldadura, la junta obtenida presentó características geométricas adecuadas y porcentajes de dilución aceptables en ambos metales base. Esto resulto bastante satisfactorio, ya que es indicativo de que el nivel de calor aportado fue el apropiado para unir los aceros AISI/SAE 304 y ASTM A36, empleando como material de aporte el alambre ER 309L mediante el proceso GMAW-P.

5.6.- EVALUACIÓN DE LA SOLDADURA

5.6.1.- Ensayos no destructivos

La evaluación del cupón de prueba realizada mediante métodos de inspección no destructivos permitió descartar la existencia de posibles discontinuidades internas o superficiales, que de estar presentes en el cordón, pudieran disminuir

la calidad final de la unión obtenida, comprometiendo así la confiabilidad de la misma.

En la inspección visual realizada a la junta se verificó la ausencia de poros, salpicaduras, socavaduras ú otras discontinuidades superficiales. Esto se evidencia en la figura 4.39 y mas detalladamente en la figura 4.40, donde además de apreciarse el cordón con aspecto uniforme y geometría adecuada, se puede observar que tanto la cara como la raíz del mismo muestran la completa penetración en la junta, con fusión completa entre el metal de soldadura y los metales base. Igualmente, los resultados obtenidos en la inspección con líquidos penetrantes, además de mostrar la total inexistencia de grietas o fisuras externas en el cordón de soldadura, no revelaron ninguna irregularidad en la superficie de éste, descartándose la presencia de cualquier discontinuidad superficial que pudiera afectar la calidad de la junta, tal y como puede observarse en la figura 4.41. Cumpliendo así la soldadura con los criterios de aceptabilidad establecidos en los apartados QW-194 y QW-195.2.2 de la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾, referentes a evaluación por inspección visual y líquidos penetrantes respectivamente.

Por otra parte, la radiografía tomada al cupón de prueba, ilustrada en la figura 4.42, mostró la ausencia total de grietas, porosidades, inclusiones o cualquier otro tipo de discontinuidad interna observándose también penetración completa de raíz en ambos materiales base. De esta manera se puede decir, que la unión disímil realizada cumplió con los criterios de aceptabilidad establecidos en el apartado QW-191.2.2 del ya mencionado código⁽¹⁷⁾.

Finalmente, al cumplir la junta con los criterios de aceptabilidad especificados en el Código ASME⁽¹⁷⁾ referentes a los ensayos no destructivos realizados, y al no detectarse es esta ninguna discontinuidad que pudiera afectar su desempeño,

se considera a la unión disímil elaborada en esta investigación, como una soldadura de calidad interna y superficial satisfactorias y de aceptable confiabilidad.

5.6.2.- Ensayos destructivos

5.6.2.1.- Análisis químico

En la sección 4.6.2.1 son presentados los resultados obtenidos en la caracterización química del cordón de soldadura, cuya composición porcentual se muestra en la tabla 4.21. Como se puede observar, a pesar de que la composición obtenida del metal de soldadura es el resultado de la dilución de ambos metales base y el metal de aporte, el análisis de éste reveló una junta con características químicas bastante similares a los metales empleados en la realización de la misma, en particular del metal base inoxidable y el aporte. Esto se considera adecuado, ya que es indicativo de que se obtuvo una junta con propiedades químicas, microestructurales y mecánicas equivalentes a las de los materiales que la conforman, lo que podría tener una importancia significativa en su desempeño.

El análisis de la tabla 4.21 muestra que la cantidad de cromo, níquel y manganeso presente en la junta, se encuentra en un nivel intermedio de los reportados para el metal base AISI 304 y el aporte ER 309L. Esto resulta apropiado, ya que según la American Welding Society⁽³³⁾ la presencia de esta cantidad importante de los elementos gammágenos, níquel y manganeso igual a 9,200 y 1,600% respectivamente, promueven y estabilizan una estructura austenítica en el metal de soldadura. Así mismo, el contenido de cromo por encima del 16,000% que esta presente en el cordón le imparte a este una adecuada resistencia a la corrosión y oxidación⁽³³⁾.

Por otra parte, en la tabla 4.21 se puede apreciar que el contenido de otros elementos en la junta, tales como el carbono y el silicio estuvo más influenciado por las características químicas del material base ASTM A36. Se encontró que el porcentaje en peso de silicio en el metal de soldadura es aproximadamente un tercio del existente en los aceros inoxidable austeníticos empleados como uno de los metales base y de aporte, esto posiblemente influyo en la composición microestructural del cordón, tal y como será analizado más adelante en la sección referente a la medición del contenido de ferrita en la junta.

El hecho que el acero estructural ASTM A36 tenga un contenido de carbono mayor que el de los otros metales empleados en la realización de la junta, influyo en que el carbono medido en el metal de soldadura sea igual a 0,065%, el cual es ligeramente superior a los reportados para los aceros inoxidable SAE 304 y ER 309L utilizados como base y aporte respectivamente. Sin embargo, es probable que gracias a que se utilizó un aporte con un contenido extra bajo de carbono, y que la dilución del metal base ASTM A36 solo fue de un 17,650%, se logro mantener el contenido de carbono muy por debajo del 0,100% en la junta, valor a partir del cual los aceros inoxidable austeníticos son frecuentemente susceptibles a la precipitación de carburos, disminuyendo así el riesgo de corrosión intergranular en la junta⁽²⁴⁾.

5.6.2.2.- Evaluación metalográfica

5.6.2.2.1.- Análisis micrográfico

Mediante el análisis micrográfico de la junta soldada fue posible examinar y caracterizar las propiedades microestructurales tanto del metal de soldadura como del metal adyacente a este; lo cual tuvo una gran importancia a la hora de

evaluar la soldadura, ya que de la composición microestructural de esta depende en gran medida sus propiedades mecánicas, y por lo tanto su desempeño.

Los resultados obtenidos en este análisis, fueron presentados en la sección 4.6.2.2.1, donde a través de la figuras 4.43 y 4.44 se muestran las micrografías tomadas a lo ancho de toda la unión soldada. Utilizando como referencia el atlas de microestructuras de la American Society for Metals⁽⁶⁾ y de lo expuesto en la teoría^(14,24,33), fue posible identificar las fases existentes en la heterogénea microestructura presente en dicha junta de soldadura.

Inicialmente, En la figura 4.43(a) se muestra la zona de transición entre el cordón de soldadura y el material base ASTM A36. En esta se puede observar que en la zona afectada por el calor, la perlita está agrupada en colonias relativamente grandes, mientras que la ferrita (áreas blancas) se visualiza en los espacios existentes entre dicha colonias perlíticas (áreas oscuras). A medida que nos alejamos del cordón de soldadura en dirección del acero ASTM A36 (figura 4.43(b y c), se puede observar como las colonias de perlita van disminuyendo sustancialmente de tamaño hasta llegar finalmente al área donde el citado metal base no se muestra afectado por las altas temperaturas. Por otra parte, las figuras 4.44(b y c) muestran a los granos de austenita (fase clara) con tamaños similares desde las áreas alejadas del cordón en el metal base inoxidable (AISI/SAE 304) hasta la zona de transición entre el cordón y el metal base en cuestión. Esto sugiere que la morfología de la microestructura del metal base AISI/SAE 304 no se vio mayormente afectada por el calor aportado durante el proceso de soldadura, siendo esto contrario a lo observado al otro lado de la junta en el metal base ASTM A36, lo que indica desde el punto de vista metalográfico, que la junta se vio mas afectada por el calor del lado del acero estructural que del lado del acero inoxidable.

El fenómeno descrito en el párrafo anterior podría tener su explicación en el hecho de que, según Ignoto V. (2001), las alteraciones estructurales que ocurren en el área afectada por el calor durante un proceso de soldadura, varían generalmente con el contenido de carbono y de los elementos de aleación presentes en cada acero. Por esta razón, mientras que para el acero estructural ASTM A36, las altas temperaturas alcanzadas en la soldadura incrementaron el tamaño de grano, produciéndose así granos bastos de perlita en la zona afectada por el calor, lo que según la American Welding Society⁽³³⁾ es típico que ocurra en la soldadura de esta clase de aceros, el acero inoxidable AISI/SAE 304 no sufrió transformación apreciable de su microestructura en la zona afectada térmicamente, ya que la presencia de elementos de aleación austenizantes (tales como el níquel y el manganeso) en dicho metal, estabilizan la austenita en un ancho intervalo de temperaturas y previenen su transformación a otra fase como la martensita cuando el acero es enfriado rápidamente, haciendo que esta fase sea estable desde la temperatura ambiente hasta el intervalo de temperaturas de fundido⁽³³⁾.

Finalmente, en la figura 4.44(a) se aprecian las fases que constituyen el cordón de soldadura. Esta micrografía muestra una estructura que contiene cierta cantidad de ferrita delta vermicular (hilos oscuros) en una matriz austenítica (áreas blancas). El núcleo dendrítico (o esquelético) de la ferrita primaria solidificada es característico del rápido enfriamiento del metal de soldadura austenítico. Además, este es claro indicativo de un modo de solidificación primario ferrítico con la subsecuente transformación a austenita (tipo FA)^(6, 33).

La microestructura observada en el cordón es ideal, pues fomenta buenas propiedades en la junta de soldadura; ya que el modo de solidificación primario tiene un gran efecto sobre la resistencia a la fisuración en caliente de un metal

de soldadura austenítico. Según la A.W.S.⁽³³⁾, los metales de soldadura que a temperatura ambiente muestran una morfología de ferrita vermicular muy bien desarrollada (cuando la ferrita delta es la fase primaria de solidificación (FA)), presentaran una alta resistencia a la fisuración en caliente, debido a que contenidos considerablemente altos de S y P pueden ser tolerados durante la solidificación⁽³³⁾.

5.6.2.2.2.- Análisis macrográfico

Mediante el análisis macrográfico fue posible determinar las características macroestructurales de la unión disímil elaborada en esta investigación, así como la contribución que tuvo cada metal base en la formación de esta.

Inicialmente, en la macrografía tomada a la unión de soldadura, mostrada a través la figura 4.45, se puede apreciar que existe asimetría entre los perfiles de las interfases cordón-material base presentes a cada lado de la junta. Esto se debe a que la cantidad del metal base AISI/SAE 304 que se fundió para pasar a formar parte del cordón de soldadura es mayor que la porción fundida del metal base ASTM A36, generando que el porcentaje de dilución del acero inoxidable sea mayor que el del acero estructural, tal y como puede observarse en la tabla 4.22.

La diferencia existente entre los porcentajes de dilución se debió a que cuando se sueldan dos metales distintos, la mayor parte del calor aportado durante el proceso se concentra del lado del metal base con menor conductividad térmica, que en este caso es el acero inoxidable austenítico⁽²⁰⁾, con una conductividad térmica promedio de 0,3 con respecto a la de los aceros al carbono^(21, 33). Esto permitió que una porción mayor del metal base AISI/SAE 304 se fundiera localmente en comparación con el acero estructural.

Adicionalmente, vale la pena señalar que el porcentaje de dilución total existente en la junta esta alrededor del 40,000%, tal y como se puede observar en la tabla 4.22. Este valor se encuentra dentro del intervalo recomendado por varios investigadores^(33, 34) para aplicaciones del proceso de soldadura GMAW, cuando es empleado el modo de transferencia metálica tipo rociado, y la mezcla Ar-2%O₂ como gas de protección.

Por otra parte, se puede decir que los parámetros geométricos de la junta, mostrados en la tabla 4.23, están dentro de las dimensiones recomendadas por Ignoto V. (2001) para una soldadura de calidad superficial adecuada.

Por ultimo, después de analizar conjuntamente los resultados obtenidos, estos se consideran satisfactorios, ya que como puede observarse en la macrografía tomada a la sección transversal de la unión (figura 4.45) y en las tablas 4.22 y 4.23, se ha logrado una soldadura de penetración completa a cada lado de la junta, con una cantidad adecuada de dilución total y con parámetros geométricos correctos. Esto es indicativo de que la combinación de los parámetros de soldadura utilizados y la cantidad de calor aportado en la realización de la junta son apropiados para unir los metales base AISI/SAE 304 y ASTM A36, empleando como material de aporte el alambre ER 309L mediante el proceso GMAW-P.

5.6.2.3.- Medición del contenido de ferrita

El contenido de ferrita en el cordón obtenido cuando se realizan soldaduras de aceros inoxidable austeníticos es uno de los factores que afectan directamente la calidad del mismo, ya que de esta cantidad va a depender la resistencia que tenga la junta a agrietarse durante la solidificación. Además, investigadores como Schaeffler A. (1949) y DeLong W. (1974) entre otros⁽²²⁾, indican que el

mantener el contenido de ferrita controlado dentro de cierto intervalo en el metal austenítico depositado, ayuda a incrementar las propiedades mecánicas de este sin poner en riesgo sus propiedades de resistencia a la corrosión.

En esta investigación, la determinación del contenido de ferrita en el cordón de soldadura se hizo inicialmente a partir del análisis del diagrama de Schaeffler. Como se muestra en la sección 4.6.2.3.1 de este mismo trabajo. Dicho análisis consistió en el desarrollo de dos procedimientos, cuyos resultados ilustrados en la figura 4.46, y presentados numéricamente en la tabla 4.24, muestran que la composición microestructural del cordón de soldadura estimada partiendo del níquel y del cromo equivalente del material de aporte y de los materiales base (procedimiento 2), es bastante similar al valor obtenido a través de la composición química del depósito (procedimiento 1). Ambos procedimientos indican que el contenido de ferrita en el metal de soldadura depositado en la unión disímil entre los aceros AISI 304 y ASTM A36 está alrededor del 5,000%, lo que resulta apropiado ya que Howard C. (1992) sugiere valores entre 4 y 10% para que las soldaduras austeníticas tengan buena resistencia al impacto a bajas temperaturas. El resultado obtenido por medio del método metalográfico mostrado en la tabla 4.25, se muestra bastante similar a estos resultados, confirmando la precisión, y por tanto confiabilidad de los métodos empleados en la predicción del contenido de ferrita.

Por otra parte, al comparar los resultados obtenidos en esta sección, con los reportados en la caracterización de los materiales base y aporte, se aprecia que el contenido de ferrita medido en el cordón de soldadura es ligeramente inferior al presente en el acero inoxidable AISI/SAE 304 y al valor estimado para el aporte ER 309L. Según el manual de soldadura de la A.W.S.⁽³³⁾, este fenómeno es comúnmente observado cuando son soldados los metales base tipo 304 o

304L con los aportes ER 308 o ER 309. Además, esto también puede ser atribuido a que el contenido de silicio en el cordón de soldadura es aproximadamente un tercio del existente en el acero AISI/SAE 304 y en el aporte ER 309L, tal como se reporto en el análisis de la composición química del metal de soldadura, siendo esto un factor importante que debe ser tomado en cuenta, ya que el silicio es un importante elemento ferritizante. Así, se puede apreciar que pequeñas variaciones en la composición del metal de soldadura pueden influenciar significativamente el contenido de ferrita en este, tal y como lo han reportado en varias oportunidades otros investigadores^(18, 22, 33, 39).

Por otra parte, la cantidad de ferrita delta presente en el cordón de soldadura es la adecuada para disminuir el riesgo de la fisuración en caliente⁽³³⁾, pues esta fase puede disolver impurezas, tales como el azufre y el fósforo, que de otro modo darían lugar a la formación de segregados de bajo punto de fusión y la subsecuente generación de grietas interdendríticas⁽²⁴⁾.

Lo expuesto en el párrafo anterior, se ilustra en la figura 5.3 donde, según el manual de soldadura de la American Welding Society⁽³³⁾, la microestructura de un metal de soldadura de acero inoxidable austenítico que se encuentra dentro de la región encerrada por el polígono azul en el diagrama de Schaeffler, presentará excelente resistencia a la fisuración en caliente y será apropiado para ciertas condiciones de servicio exigentes, tal y como ocurriría con el metal de soldadura estudiado en este trabajo.

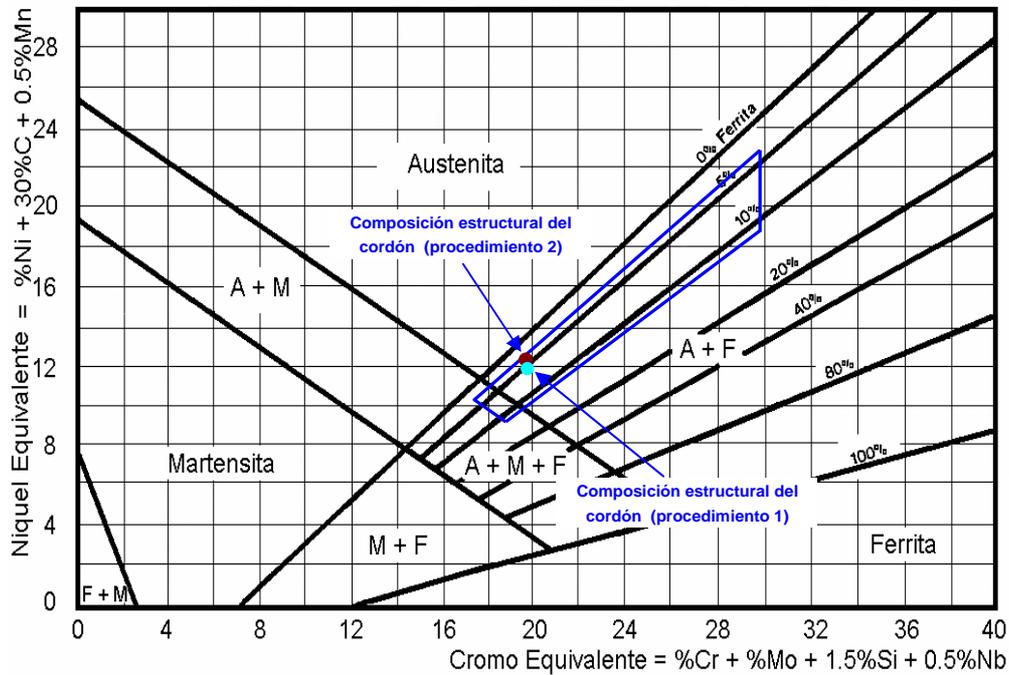


Figura 5.3.- Diagrama de Schaeffler, donde se indica la composición estructural del cordón de soldadura en un área no propensa a la fisuración en caliente.

5.6.2.4.- Ensayo de Microdureza

Por medio de la realización de este ensayo, fue posible revelar y evaluar la variación existente en la dureza a lo ancho de la sección transversal de la junta de soldadura. Los resultados obtenidos, mostrados gráficamente por medio de la figura 4.48, muestran la forma en la que podrían variar otras propiedades mecánicas en el cordón de soldadura con respecto a las zonas adyacentes de los metales base, indicando así las características de resistencia de la junta⁽²¹⁾.

Inicialmente, en la figura 4.48 se puede observar que en la zona afectada por el calor del acero estructural ASTM A36, el valor de la dureza se va incrementando conforme se esta mas cerca del cordón de soldadura. Puesto que según Avner S. (1988), las propiedades mecánicas de una aleación dependen de

las propiedades de las fases que lo constituyen y de la forma en que estas últimas están ordenadas para formar su microestructura, el incremento de la dureza observado en esta zona de la junta se puede atribuir al aumento del tamaño de los granos perlíticos, que como ya fue expuesto en el análisis micrográfico de la unión, este fenómeno es consecuencia de las altas temperaturas alcanzadas durante la soldadura⁽³³⁾. Por esta razón, y debido a que la perlita posee una mayor dureza que la ferrita⁽¹⁴⁾, al aumentar el tamaño de la fase perlítica conforme se esta mas cerca del cordón de soldadura en la zona afectada por el calor del citado metal base, el valor de la dureza tendera a incrementarse de la misma manera en esta área.

Por otra parte, en la figura 4.48 no se observa una variación importante en los valores de dureza medidos a lo ancho de la zona del metal base AISI/SAE 304 adyacente al cordón de soldadura. Estos resultados son coherentes con lo esperado, ya que al no presentar este metal base una variación importante en su microestructura a lo ancho de la zona afectada por el calor, tal y como quedo evidenciado en el análisis micrográfico de la junta, es de esperarse que las propiedades mecánicas asociadas con su muy estable estructura austenítica⁽¹⁴⁾, como la dureza, se mantengan relativamente constantes en la citada zona de la unión.

Adicionalmente, al igual que en la zona afectada por el calor del metal base AISI/SAE 304, la dureza en el metal de soldadura se mantiene aproximadamente constante sin variaciones importantes a lo ancho de esta. Esto puede ser indicativo de la existencia de una microestructura uniforme a lo ancho del cordón, si se considera nuevamente el hecho de que las propiedades mecánicas de una aleación dependen de las propiedades de las fases y de la forma en que estas últimas estén distribuidas para formar la estructura⁽¹⁴⁾.

Finalmente, al analizar de forma general la figura 4.48, se aprecia claramente que el valor de microdureza medido en el metal de soldadura es un valor intermedio cuando se le compara con los resultados obtenidos en las zonas adyacentes a este de ambos metales base, sirviendo entonces el cordón de “escalón” o “by-pass” entre los valores de dureza existente a lo ancho de toda la junta. Esta característica observada en la unión disímil realizada en este trabajo, resulta ideal, ya que según Ignoto V. (2001) y Howard C. (1992), el metal de soldadura resultante de una unión soldada, debe servir de acople entre las propiedades mecánicas de los metales base involucrados, asegurándose así la continuidad de estas en dicha unión. Así, las propiedades en la junta serán constantes o variables continuamente, esto es, sin saltos bruscos, de tal manera que esta cumpla con las exigencias prescritas respecto a sus características locales de resistencia y se desempeñe satisfactoriamente.

5.6.2.5.- Ensayo de Doble

La junta de soldadura se sometió al ensayo de doblez guiado con la finalidad de evaluar cualitativamente su grado de ductilidad. No obstante, debido a que el metal base AISI SAE 304 y el metal de soldadura poseen mayor resistencia mecánica con respecto al acero estructural ASTM A36, tal y como fue determinado en la caracterización mecánica de los materiales base y como es expuesto en la teoría^(8, 9, 33), al aplicarse la carga a las probetas durante el ensayo, estas se doblaron asimétricamente con respecto al eje longitudinal del cordón; siendo en el acero estructural donde ocurrió la máxima deformación de la junta, tal y como se puede apreciar en la figuras 4.49 y 4.50.

En la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾ se establece en los párrafos QW-161 y QW-162.1 que el ensayo de doblez guiado puede ser realizado usando tres dispositivos o guías diferentes ilustradas en los apartados QW-466.1,

QW-466.2 y QW-466.3, siendo el arreglo tipo “Roller Jig” correspondiente al apartado QW-466.2, el empleado en esta investigación, el cual era el único disponible en el laboratorio donde se llevo a acabo este ensayo.

Sin embargo, a partir de la experiencia adquirida de la observación y el análisis de los resultados obtenidos, se puede considerar que el arreglo mas idóneo para realizar este ensayo sobre juntas de materiales diferentes ó con valores de resistencia y/o ductilidad distintos, es el dispositivo tipo rodillo envolvente ó “Wrap Around Jig”, ilustrado en el apartado QW-466.3 del ya mencionado código. En este arreglo se sujeta firmemente la probeta en uno de sus extremos, tal y como se puede observar en la figura 5.4, de tal manera que al girar el rodillo móvil alrededor de esta, la obliga a doblarse de la forma deseada, sin importar los distintos grados de resistencia y ductilidad que puedan existir a lo largo de su geometría.

Finalmente, es necesario indicar que, por cuanto la deformación máxima no ocurrió en el cordón de soldadura y la zona afectada por el calor después de someter las probetas al ensayo de dobléz, estas no pudieron ser evaluadas por los criterios de aceptación establecidos en el apartado QW-163 de la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾.

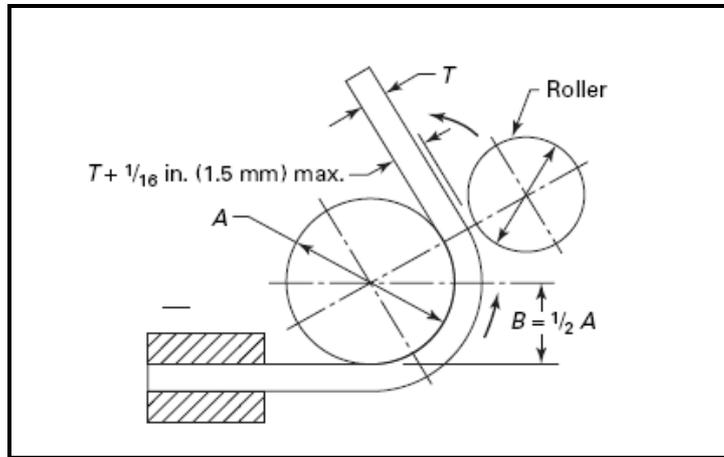


Figura 5.4.- Guía de doblez tipo rodillo envolvente ó “Wrap Around Jig”.

5.6.2.6.- *Ensayo de Tracción*

Por medio de la realización del ensayo de tracción fue posible determinar los valores correspondientes a la resistencia máxima y otras propiedades mecánicas de la junta, complementándose así la caracterización de esta.

Uno de los aspectos más importantes a considerar en el estudio de los resultados obtenidos, es el hecho de que al someter las probetas a este ensayo, la falla se produjo en ambos casos en el metal base ASTM A36 fuera del cordón de soldadura, tal y como puede observarse en la figura 4.52. Lo anterior puede apreciarse mas claramente en el aumento de la imagen correspondiente a la zona calibrada mostrado en la figura 5.5, donde también se distingue el encuellamiento formado antes de la ruptura, evidenciándose así que se esta en presencia de una fractura dúctil.

Al analizar los resultados antes descritos se observa que, como era de esperarse, la falla ocurrió en la junta, del lado del acero estructural y no en el metal de soldadura ni en el otro metal base, ya que según la American Welding

Society⁽³³⁾, los aceros inoxidable austeníticos tienen mejores propiedades de ductilidad y resistencia que los aceros al carbono y de baja aleación. Además, tomando en cuenta que según Howard C. (1992), una buena soldadura entre dos metales distintos es aquella que es tan fuerte como el metal menos resistente de los que se unen puesto que su objetivo es transferir esfuerzos a través de estos, lo observado es positivo ya que garantiza que el metal de soldadura no constituirá el punto débil de la junta.

Finalmente, al determinarse que la resistencia a la tracción promedio de la unión de soldadura, es mayor que la mínima especificada para el acero estructural ASTM A36, tal y como puede verse en la tabla 4.26, se verifica que la junta cumple con los criterios de aceptación establecidos en el apartado QW-153.1b de la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾, puesto que en este se establece que la unión debe tener una resistencia a la tensión no menor a la resistencia mínima del más débil de los dos, si son usados metales base de diferentes resistencias a la tensión.

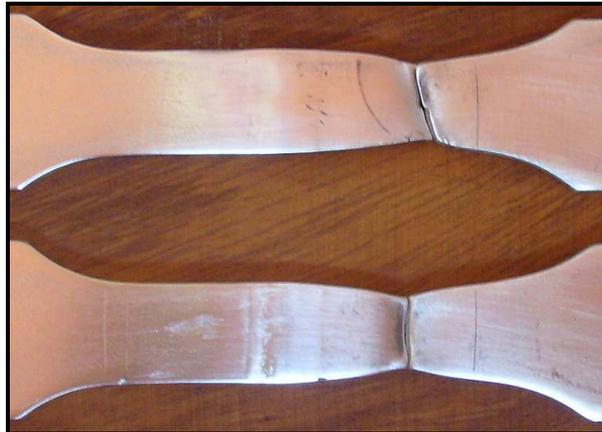


Figura 5.5.- Ubicación de la fractura en ambas probetas ensayadas, se evidencia la ruptura fuera del cordón de soldadura, en el área del acero ASTM A36.

5.7.- CALIFICACIÓN DEL PROCEDIMIENTO DE SOLDADURA

En los ensayos destructivos y no destructivos llevados a cabo sobre el cupón de prueba en la evaluación de la soldadura se determinó que la junta realizada en esta investigación es de calidad adecuada, presentando ésta excelentes propiedades de resistencia mecánica, además de encontrarse libre de defectos internos y superficiales, cumpliendo así con los distintos criterios de aceptabilidad establecidos en la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾.

Además, por cuanto en todas las pruebas realizadas en la evaluación de la soldadura se obtuvieron resultados satisfactorios, en particular en el análisis radiográfico, la calificación del procedimiento de soldadura se consideró válida a pesar de no haberse tomado en cuenta los resultados del ensayo de doblaje, ya que quedó evidenciada la total ausencia de las discontinuidades contempladas en el criterio de aceptación de tal ensayo, tales como porosidad, falta de fusión, etc.

De esta forma se constató que el procedimiento de soldadura fue diseñado adecuadamente, convirtiéndose éste en un procedimiento calificado según el código aplicado⁽¹⁷⁾ y quedando demostrado entonces que las variables esenciales utilizadas producirán juntas disímiles entre los metales base AISI/SAE 304 y ASTM A36, que cumplirán con los requerimientos establecidos en las normativas técnicas existentes en la teoría tal como la Sección IX del Código ASME⁽¹⁷⁾.

Finalmente, las juntas fabricadas según la especificación del procedimiento de soldadura diseñado en este trabajo se comportarán satisfactoriamente en condiciones reales de servicio, lo que lo hace apto para utilizarse en aplicaciones industriales para las que fue ideado.

CONCLUSIONES

- La transición entre los modos de transferencia globular y rociado se alcanzó con una velocidad de alimentación igual a 4,644 m/min. Este valor fijó la corriente media de transición en 150,315 A para el material de aporte ER 309L.
- Los cordones de soldadura con mejores características superficiales fueron obtenidos de los parámetros de corriente pulsada que proporcionaron el desprendimiento de una gota por pulso.
- Los valores; $I_p = 360,000$ A, $T_p = 2,800$ ms, $I_b = 105,300$ A y $T_b = 5,200$ ms, representan la combinación óptima de los parámetros de la soldadura GMAW con corriente pulsada, determinados en este trabajo para realizar la unión disímil entre los metales base ASTM A36 y AISI/SAE 304, empleando como material de aporte el alambre ER 309L, en una atmósfera protectora de Ar con 2% de O_2 .
- El modo de solidificación primario observado en el metal de soldadura fue ferrítico con la subsiguiente transformación a austenita (tipo FA), resultando entonces una microestructura compuesta por cierta cantidad de ferrita delta vermicular en una matriz austenítica.
- El metal de soldadura presentó bajo contenido de ferrita (alrededor del 5%), por lo que la unión disímil entre los metales base ASTM A36 y AISI/SAE 304 realizada por medio del aporte ER 309L, es posible sin peligro de la fisuración en caliente.

- La soldadura disímil entre los metales base ASTM A36, AISI SAE 304, y el aporte ER 309L, se obtuvo con un porcentaje de dilución total adecuado, igual a 40,540%.
- Los ensayos destructivos y no destructivos realizados evidenciaron la ausencia total de discontinuidades internas y externas que pudieran afectar el desempeño de la junta soldada confirmándose que ésta posee una calidad superficial adecuada y es de aceptable confiabilidad.
- La unión de soldadura disímil entre los metales base ASTM A36 y AISI/SAE 304 cumplió con los distintos criterios de aceptabilidad establecidos en la Sección IX del Código ASME. Por lo que el procedimiento de soldadura diseñado y empleado en esta investigación calificó según el código aplicado.

RECOMENDACIONES

- Al someterse una junta de soldadura disímil a un ensayo de doblez guiado, emplear un dispositivo tipo rodillo envolvente ó “Wrap Around Jig”, para asegurar que la zona de soldadura quedará completamente dentro de la porción doblada de las probetas ensayadas.
- En soldaduras de metales disímiles, dirigir ligeramente la fuente del calor de soldadura hacia el metal con la más alta conductividad térmica, para obtener así un mejor balance en la energía aportada a ambos lados de la junta, mejorando las características de dilución.
- Desarrollar y calificar un procedimiento de soldadura para unir chapas de más de una pulgada de espesor de los metales base ASTM A36 y AISI/SAE 304, mediante el proceso GMAW-P, empleando el mismo tipo de aporte y mismos parámetros de corriente pulsada utilizados en este trabajo.
- Someter juntas fabricadas según el procedimiento diseñado en esta investigación a pruebas de impacto y fatiga para evaluar el desempeño de éstas bajo tales condiciones.
- Evaluar la resistencia a la corrosión de juntas fabricadas según el procedimiento diseñado en esta investigación para predecir el desempeño de esta clase de unión disímil en condiciones de servicio.
- Utilizar velocidades de avance (V_s) superiores a las empleadas en esta investigación, para disminuir el calor aportado durante el proceso de soldadura y evaluar posteriormente las propiedades de dilución y compararlas con los resultados obtenidos en este trabajo.

REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS

1. Amin M. (1983). "Pulsed Current Parameters for Arc stability and Controlled Metal Transfer in Arc Welding", *Metal Construction*, 15 (5), 272-278.
2. ANSI/AWS A5.9-93 "Specification Bare Stainless Steel Welding Electrodes and Rods", An American National Standard, (1993).
3. ANSI/AWS B2.1:1998 "Specification for Welding Procedure and Performance Qualification", An American National Standard, (1998).
4. ANSI/AWS C5.6-89R "Recomendad Practices for Gas Metal Arc Welding", An American National Standard, (1993).
5. ASM Handbook. Welding, Brazing and Soldering. Vol 6. 8th. USA 1993. pp 791-823.
6. ASM Metals Handbook. (1995) "Atlas of Microstructures of Industrial Alloys". Vol 7. 8th. USA: American Society for Metals. pp 17-18, 131-137.
7. ASM Metals Handbook. (1995) "Materials Ferrous". Vol 2. 8th. USA: American Society for Metals. pp 841-907.
8. ASTM A36 "Standard Specification for Carbon structural steel", Annual book of ASTM Standards, (2008).
9. ASTM A240M-08 "Standard Specification for Chromium and Chromium-Nickel Stainless Steel Plate, Sheet, and Strip for Pressure Vessels and for General Applications", Annual book of ASTM Standards, (2008).

10. ASTM A370-08b “Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products”, Annual book of ASTM Standards, (2008).
11. ASTM E165-02 “Standard Test Method for Liquid Penetrant Examination”, Annual book of ASTM Standards, (2002).
12. ASTM E-384-08 “Standard Test Method for Microindentation Hardness of Materials”, Annual book of ASTM Standards, (2002).
13. ASTM E407-07 “Standard Practice for Microetching Metals and Alloys”, Annual book of ASTM Standards, (2007).
14. Avner S. (1988). “Introducción a la Metalurgia Física”. 2ed. Mexico: McGraw Hill. pp 232-241, 365-372.
15. Bowker A., Lieberman J. (1972). “Engineering Statistics”. New Jersey: Prentice-Hall. pp 641.
16. Brooks J., Thompson A., Williams J. (1984) “Fundamental study of the beneficial effects of delta ferrite in reducing weld cracking”. Welding Journal. 63(3). pp 71 – 83.
17. Código ASME sección IX, (2004), pp 3-10, 135-180.
18. DeLong W. (1974). “Ferrite in Austenitic Stainless Steel Weld Metal”. Welding Journal. 53 (7). pp 273-286
19. Giachino J., Weeks W. (1998). Técnica y Práctica de la Soldadura. España: Reverte. Pp 200-244.

20. Grella M. (2001). "Selección de los Parámetros de Pulso en la Soldadura de Aleaciones Al-Si Y Al-Mg con el Proceso GMAW-P". Trabajo Especial de Grado. Universidad Central de Venezuela. Caracas.
21. Horwitz H. (1984). "Soldadura: Aplicaciones y Practica". Mexico: Representaciones y Servicios de Ingeniería. Pp 481-495, 688-696.
22. Howard C. (1992). Manual de Soldadura Moderna. Vol 2 y 3. 2da ed. Mexico: Prentice-Hall Hispanoamericana. Pp 526-546, 580-600.
23. Hurtado A. (2004). "Caracterización de Juntas Soldadas del Acero Inoxidable AISI/SAE 304 por GMAW-P", Trabajo Especial de Grado. Universidad Central de Venezuela, Caracas.
24. IGNOTO, V. (2001) "Soldadura para Ingenieros". U.C.V. Escuela de Ingeniería Metalúrgica y Ciencia de los Materiales. C.V.S., Caracas.
25. Indura S.A. (1998), "Sistema y Materiales de Soldadura". Disponible: <http://www.indura.manual.sol.edu/ing37645/chil.htm> [Consulta: 2008, junio 12].
26. Instituto de Soldagem e Mecatronica (1998). "Fontes de Energia para Soldagem". 3era ed. Brasil: Labsolda. pp 26 y 27.
27. Kehl G. (1963). "Fundamentos de la Practica Metalográfica". 3era ed. Madrid: Aguilar S.A. pp 203-206.
28. Kotecki D. (1995). "Welding of Stainless Steel". ASM Handbook. Vol 6. 9th ed. pp 677-707.

29. Kotecki D., Siewert T. (1992) "WRC-1992 Constitution Diagram for Stainless steel Weld Metal: a Modification of the WRC-1988 Diagram", *Welding Journal*. 71 (5). pp 171-178.
30. Martin, M. y otros (2008). "Manual de Mecánica Industrial". España: Cultural. Pp 36.
31. Melo G., Pineda O. (2004). "Determinación de los Parámetros en la Soldadura GMAW Pulsada del Acero Inoxidable AISI/SAE 316L". Trabajo Especial de Grado. Universidad Central de Venezuela. Caracas.
32. Mikaty M., Padrón M., Figuera L., (2005). "Instructivo para la Presentación de Trabajos de Pregrado, Postgrado, Doctorado y Trabajos de Ascenso". Universidad Central de Venezuela. Facultad de Ingeniería. Comisión de Bibliotecas. Caracas.
33. Oates W. y Saitta A. (1998). *AWS Welding Handbook. Materials and Applications*. Vol. 4. Miami: American Welding Society. pp 333-389.
34. Ospina R., Aguirre H., Parra H. (2007). Soldabilidad en Aceros Inoxidables y Aceros Disímiles. *Scientia et Technica* [Revista en Línea], 13(34); 272-278. Disponible: <http://redalyc.uaemex.mx/redalyc/pdf/849/84934046.pdf> [Consulta: 2008, Abril 29].
35. Praxair Engineering, (2003). "Gas Metal Arc Welding of Stainless Steel". Disponible: <http://www.praxair.com>. [Consulta: 2008, Junio 23].
36. Rajasekaran S., Kulkarni S.D., Mallya U.D. y Chaturvedi R.C. (1998). "Droplet Detachment and Plate Fusion Characteristics in Pulsed Current Gas Metal Arc Welding Process". *Welding Journal*, 77(6), 254-269.

37. Redondo M. (2006). "Determinación de los Parámetros en soldadura GMAW-P del acero API 5L". Trabajo Especial de Grado. Universidad Central de Venezuela. Caracas.
38. Reyna, M. (1988). "Soldadura de los aceros". Madrid. Pp 343-373.
39. Schaeffler A. (1949) "Constitution Diagram for Stainless Steel Weld Metal", Met. Prog. 56 (11). pp 680B-680B.
40. Siewert T., McCowan C., Olson D. (1988). "Ferrite Number Prediction to 100 FN in stainless steel Weld Metal". Welding Journal. 67 (12). Pp 289-298.
41. Subramaniam S., White D., Jones J., Lyons D. (1998) "Analysis of arc voltage, current, and light signals in pulsed gas metal arc welding of aluminum". Science and Technology of Welding and Joining. 3. pp 304-311.
42. Szumachowski E., Kotecki D. (1984). "manganese Effect on Stainless Steel Weld Metal Ferrite". Welding Journal. 71 (5). pp 156-161.
43. Trindade E., Allurn C. (1984). "Characteristics in steady and pulsed current GMAW". Welding and Metal Fabrication. 52 (8). pp 264- 272.
44. Winkler F., Schabereiter H., Rabensteiner G., Toseh J. (1994). "Aspectos Metalurgicos y Tecnológicos en el Soldeo de Aceros Inoxidables". Soldadura y Tecnología de la Unión. N° 27. pp 20-48.

ANEXOS

A.1.- Certificado de inspección del acero AISI/SAE 304

ACERINOX, S.A. <small>FABRICA DEL CARRO DE CUBIERTOS PALMONES (LOS BARRILES) TPO. (34) - 556 62 93 00 FAX. (34) - 556 62 93 11 P.O. BOX 83 11379 LOS BARRILES (CADIZ)</small>				<h3 style="margin: 0;">INSPECTION CERTIFICATE</h3> <h4 style="margin: 0;">CERTIFICADO DE INSPECCION</h4>			3.1																																				
		ACCORDING TO EN 10204 <small>SEGUN</small>		CERTIFICATE N° F0 694053 300017 / 1 <small>CERTIFICADO N°</small>																																							
CUSTOMER <small>CLIENTE</small> AUSTINOX C/BOLIVAR EDF AUSTINOX 28 URB. LA TRINIDAD VENEZUELA		OUR ORDER N° <small>N° PEDIDO</small> AE 74433		YOUR ORDER N° <small>S° PEDIDO</small> 47154		ENERO																																					
		TRADE MARK <small>SEAL OF THE MANUFACTURER</small> 		INSPECTOR'S STAMP <small>SELLO DEL INSPECTOR</small>		STEELMAKING PROCESS <small>PROCESO DE ACERIA</small> A.O.D.																																					
REQUIREMENTS <small>REQUISITOS APPLICABLES</small> ASTM A240/A240M/A480/A480M sec II-A SA240/A480, SA480/A480M				INTERGRANULAR CORROSION <small>CORROSION INTERGRANULAR</small> ASTM-A-262 PRACTICA E		GRADE <small>INTERIOR</small> Acs 120 TP-304																																					
						FINISH <small>ACABADO</small> M1																																					
COIL / BOX <small>BOLIVARIZAS / CONTENEDOR</small> R11563		CONTENT <small>CONTENIDO</small> 02E3P9 A		DIMENSIONS <small>DIMENSIONES</small> <table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <th>THICKNESS</th> <th>WIDTH</th> <th>LENGTH</th> </tr> <tr> <td>ESPESES</td> <td>ANCHO</td> <td>LARGO</td> </tr> <tr> <td>4,000</td> <td>1220,00</td> <td>2440,00</td> </tr> </table>		THICKNESS	WIDTH	LENGTH	ESPESES	ANCHO	LARGO	4,000	1220,00	2440,00	MARKS <small>MACAS</small> 12																												
THICKNESS	WIDTH	LENGTH																																									
ESPESES	ANCHO	LARGO																																									
4,000	1220,00	2440,00																																									
				QUANTITY <small>CANTIDAD</small> 21		TEST N° <small>PRUEBA</small> 02E3P9																																					
						FINISH <small>ACABADO</small> C																																					
CHEMICAL ANALYSIS / COMPOSICION QUIMICA (%)																																											
<table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <thead> <tr> <th>HEAT N°</th> <th>C</th> <th>CR</th> <th>MN</th> <th>N</th> <th>NI</th> <th>P</th> <th>S</th> <th>SI</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>REQUIREMENTS</td> <td>0,080</td> <td>18,000</td> <td>2,000</td> <td>0,100</td> <td>8,000</td> <td>0,045</td> <td>0,030</td> <td>0,750</td> </tr> <tr> <td>REQUISITOS</td> <td>0,045</td> <td>18,170</td> <td>1,560</td> <td>0,049</td> <td>10,500</td> <td>0,029</td> <td>0,005</td> <td>0,386</td> </tr> <tr> <td>E3P9</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table>								HEAT N°	C	CR	MN	N	NI	P	S	SI	REQUIREMENTS	0,080	18,000	2,000	0,100	8,000	0,045	0,030	0,750	REQUISITOS	0,045	18,170	1,560	0,049	10,500	0,029	0,005	0,386	E3P9								
HEAT N°	C	CR	MN	N	NI	P	S	SI																																			
REQUIREMENTS	0,080	18,000	2,000	0,100	8,000	0,045	0,030	0,750																																			
REQUISITOS	0,045	18,170	1,560	0,049	10,500	0,029	0,005	0,386																																			
E3P9																																											
MECHANICAL PROPERTIES / CARACTERISTICAS MECANICAS																																											
<table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <thead> <tr> <th>TEST N°</th> <th>PROBE</th> <th>Rm</th> <th>Rp 0.2</th> <th>A50</th> <th>HRB</th> </tr> <tr> <th>PRUEBA</th> <th>TIPO</th> <th>N/mm2</th> <th>N/mm2</th> <th>%</th> <th></th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>REQUIREMENTS</td> <td></td> <td>515,00</td> <td>205,00</td> <td>40,00</td> <td></td> </tr> <tr> <td>REQUISITOS</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td>92,00</td> </tr> <tr> <td>02E3P9</td> <td>C.T</td> <td>656,62</td> <td>343,40</td> <td>50,58</td> <td>89,00</td> </tr> </tbody> </table>								TEST N°	PROBE	Rm	Rp 0.2	A50	HRB	PRUEBA	TIPO	N/mm2	N/mm2	%		REQUIREMENTS		515,00	205,00	40,00		REQUISITOS					92,00	02E3P9	C.T	656,62	343,40	50,58	89,00						
TEST N°	PROBE	Rm	Rp 0.2	A50	HRB																																						
PRUEBA	TIPO	N/mm2	N/mm2	%																																							
REQUIREMENTS		515,00	205,00	40,00																																							
REQUISITOS					92,00																																						
02E3P9	C.T	656,62	343,40	50,58	89,00																																						
REMARKS / OBSERVACIONES Temperatura de hipertempe entre 1050 y 1100 ° C. The delivery is in accordance with the order				SURFACE AND DIMENSIONAL CONTROL <small>INSPECCION SUPERFICIAL Y DIMENSIONAL</small>																																							
				SATISFACTORY Satisfactoria																																							
				WORK INSPECTOR <small>INSPECTOR</small>																																							
				 T. Micó																																							
				Palmones, 30 ABRIL 2008																																							

A.3.- Certificado de inspección del aporte ER 309L



6015 Murphy • Houston, Texas 77033
Phone: 713-649-8785 • 1-800-394-4550 • Fax: 713-644-9628 • www.amfiller.com

ACTUAL MATERIAL TEST REPORT

Customer: COMERCIAL CAMESUR S R L
AVENIDA PRINCIPAL HORIZONTE
NO. 1-16 URBANIZACION
HORIZONTE CARACAS VENEZUELA

PO: 809180 Ship Date: 09/08/2008 Net Weight:
Product: SM 309L MN Dimensions: .045
Heat #: 32181 Specification: AWS A5.9 ER309L

C	Cr	Cu	Mn	Mo	Ni
.012	23.00	.06	1.92	.09	13.86
P	S	Si			
.015	.001	.36			

*We certify that the chemical analysis as recorded conform to the specification listed above as contained within the records of AFM. This material is free from mercury, radium, or alpha particle contamination. Meets EN 10204 3.1.



Stuart L. Leman
Authorized Representative

AFM
Sustaining Member

A.4.- Curvas de exposición para aceros, utilizada para determinar los parámetros radiográficos

