



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL

**Escuela Superior de Ingeniería Química e
Industrias Extractivas ESIQIE**

Departamento de Ingeniería Metalúrgica

**TESIS PARA OBTENER EL GRADO DE
DOCTOR EN CIENCIAS**

**“DESARROLLO DE SISTEMAS DE
SOLDADURA APLICADOS EN LA
VIGILANCIA Y EXTENSIÓN DE VIDA DE
VASIJAS EN NUCLEOELÉCTRICAS”**

P R E S E N T A:

M en C. JESÚS ROMERO CARRANZA



DIRECTOR:

DR. DAVID HERNÁNDEZ SILVA

México D.F. Octubre del 2011



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

ACTA DE REVISIÓN DE TESIS

En la Ciudad de México, D. F., siendo las 10:00 horas del día 22 del mes de Septiembre del 2011 se reunieron los miembros de la Comisión Revisora de la Tesis, designada por el Colegio de Profesores de Estudios de Posgrado e Investigación de ESIQUIE para examinar la tesis titulada:

"DESARROLLO DE SISTEMAS DE SOLDADURA APLICADOS EN LA VIGILANCIA Y EXTENSIÓN DE VIDA DE VASIJAS EN NÚCLEO ELÉCTRICAS"

Presentada por el alumno:

ROMERO

CARRANZA

JESÚS

Apellido paterno

Apellido materno

Nombre(s)

Con registro:

A	9	9	0	0	7	5
---	---	---	---	---	---	---

aspirante de:

DOCTOR EN CIENCIAS EN METALURGIA Y MATERIALES

Después de intercambiar opiniones, los miembros de la Comisión manifestaron **APROBAR LA TESIS**, en virtud de que satisface los requisitos señalados por las disposiciones reglamentarias vigentes.

LA COMISIÓN REVISORA

Director(a) de tesis

DR. DAVID HERNÁNDEZ SILVA

DR. JOSÉ FEDERICO CHÁVEZ ALCALÁ

DR. CARLOS GÓMEZ YÁÑEZ



DR. ALEJANDRO CRUZ RAMÍREZ

DRA. MANUELA DÍAZ CRUZ

ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERIA QUIMICA E INDUSTRIAS EXTRACTIVAS

DR. JESÚS GILBERTO GODÍNEZ SALCEDO

SECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO E INVESTIGACIÓN

PRESIDENTE DEL COLEGIO DE PROFESORES

DR. JOSÉ JAVIER CASTRO ARELLANO

5



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

CARTA CESIÓN DE DERECHOS

En la Ciudad de México, D.F. el día 22 del mes Septiembre del año 2011, el (la) que suscribe Jesús Romero Carranza alumno (a) del Programa de Doctorado en Ciencias en Metalurgia y Materiales con número de registro A990075, adscrito a Escuela Superior de Ingeniería Química e Industrias Extractivas ESIOIE, manifiesta que es autor (a) intelectual del presente trabajo de Tesis bajo la dirección de Dr. David Hernández Silva y cede los derechos del trabajo intitulado “DESARROLLO DE SISTEMAS DE SOLDADURA APLICADOS EN LA VIGILANCIA Y EXTENSIÓN DE VIDA DE VASIJAS EN NUCLEOELÉCTRICAS”, al Instituto Politécnico Nacional para su difusión, con fines académicos y de investigación.

Los usuarios de la información no deben reproducir el contenido textual, gráficas o datos del trabajo sin el permiso expreso del autor y/o director del trabajo. Este puede ser obtenido escribiendo a la siguiente dirección Carretera México Toluca S/N La Marqueza, Ocoyoacac, Estado de México C:P: 52750. Si el permiso se otorga, el usuario deberá dar el agradecimiento correspondiente y citar la fuente del mismo.

M en C Jesús Romero Carranza
Nombre y firma

ÍNDICE

	Pag
Resumen	i
Abstract	ii
Acrónimos	iii
Notaciones y Definiciones	v
Lista de Tablas	vii
Lista de Figuras	viii
1. INTRODUCCIÓN.	1
1.1. <i>Reactores Nucleares de Potencia</i>	1
1.1.1. Blindaje	1
1.2. <i>Vigilancia de la Vasija</i>	2
1.3. <i>Potencial Extensión de Vida de la Vasija</i>	5
1.4. <i>Determinación de la Temperatura de Referencia T_0</i>	6
2. BASES TEÓRICAS	9
2.1. <i>Factor de Multiplicación y Reactividad</i>	9
2.2. <i>Otros Tipos de Reactores</i>	9
2.2.1. Reactores de propulsión	9
2.2.2. Reactores de investigación	10
2.2.3. Materiales fisiles y fértiles	10
2.2.4. Remoción de calor	10
2.3. <i>Conceptos Básicos de Soldadura</i>	11
2.4. <i>Características de los Procesos de Soldadura Stud Welding y GTAW</i>	17
2.5. <i>Mecánica de Fractura</i>	19
2.5.1. Categorías de la mecánica de fractura	21
2.5.2. Factor de intensidad de esfuerzo	22
2.5.3. Balance de energía durante la extensión de la grieta	35
2.5.4. Evaluación de la tenacidad a la fractura en deformación plana K_{IC}	37
2.5.5. Mecánica de Fractura Elasto-Plástica (MFEP)	38

2.5.5.1.	Integral J	39
2.5.5.2.	Criterio de aplicación de J	42
2.5.5.3.	Evaluación de J_{IC}	43
2.5.6.	Tenacidad a la fractura de la vasija	48
2.5.7.	Límites de operación Presión-Temperatura	50
3.	DESARROLLOS TECNOLÓGICOS DE SISTEMAS DE SOLDADURA Y DETERMINACIÓN DE LA TEMPERATURA DE REFERENCIA T_0 APLICADOS EN LA VIGILANCIA Y POTENCIAL EXTENSIÓN DE VIDA DE VASIJAS EN NUCLEOELÉCTRICAS	53
3.1.	<i>Desarrollo del Sistema de Soldadura para la Reconstitución de Probetas Charpy.</i>	53
3.1.1.	Sistema de soldadura	54
3.1.2.	Proceso de soldadura	55
3.1.3.	Calificación del proceso de soldadura	60
3.1.3.1.	Medición de temperatura máxima alcanzada al soldar	62
3.1.3.2.	Ensayo de impacto en probetas originales	64
3.1.3.3.	Soldaduras de reconstitución	64
3.1.3.4.	Ensayo de impacto de probetas Charpy reconstituidas	65
3.1.3.5.	Comparación del ensayo de impacto Charpy en probetas originales y reconstituidas	65
3.1.3.6.	Metalografía	68
3.1.3.7.	Microdureza	70
3.1.3.8.	Ensayo de flexión en tres puntos	71
3.1.4.	Reconstitución de probetas Charpy del programa de vigilancia de la Central Nucleoeléctrica de Laguna Verde (CNLV)	72

3.1.5. Estudio para determinar la distancia a la que el inserto alcanza la temperatura de irradiación, la determinación del tamaño mínimo de inserto y optimizaciones para evitar la “falta de penetración por derrame” en las soldaduras	72
3.1.5.1. Medición de perfiles de temperatura a diferentes distancias	74
3.1.5.2. Determinación del tamaño mínimo de inserto	78
3.1.5.3. Estudio para evitar el rechazo de soldaduras por “falta de penetración por derrame”.....	79
3.1.6. Resultados	81
3.2. Desarrollo del Sistema de Soldadura para el Sellado de Contenedores	83
3.2.1. Principales características del proceso de soldadura de sellado	84
3.2.2. Programa de soldadura	85
3.2.3. Presión interna del contenedor	86
3.2.4. Penetración de la soldadura	87
3.2.5. Posición del electrodo	88
3.2.6. Cámara de soldadura	89
3.2.7. Calificación del sistema de Sellado	90
3.2.8. Resultados	91
3.3. Efecto de la Velocidad de Carga al Determinar la Temperatura de Referencia, T_0, en Acero de Vasija de Nucleoeléctricas	92
3.3.1. Macrografía y Micrografía de la Superficie de Fractura	98
3.3.2. Resultados	100
4. PERSPECTIVAS	101
5. CONCLUSIONES	102
6. REFERENCIAS	103

Resumen

En esta tesis se muestran tres desarrollos tecnológicos, los cuales se aplican en la vigilancia y potencial extensión de vida de las vasijas de la Central Nucleoeléctrica de Laguna Verde, el objetivo de la vigilancia es evaluar el aumento de la fragilidad del acero de las vasijas en su vida de servicio ya que actualmente las nucleoelectricas toman medidas para extender la vida de 40 a 60 años.

Los dos primeros desarrollos son sistemas de soldadura:

El primero es el Sistema de Soldadura para la Reconstitución de Probetas Charpy, el cual utiliza las mitades de probetas ensayadas para obtener dos probetas reconstituidas que serán reintroducidas al reactor para el programa de vigilancia, potencial extensión de vida de la vasija y optimización de parámetros de operación.

El segundo desarrollo es el Sistema de Soldadura para el Sellado de Contenedores de probetas Charpy y de Tensión. Estos contenedores, que inicialmente fueron suministrados por el fabricante del reactor, fueron destruidos para evaluar en las probetas Charpy el daño por fragilización, por lo que es necesario fabricar nuevos contenedores. Estos contenedores están dentro de lo que se conoce como cápsula de vigilancia, la cual contiene entre 6 y 8 contenedores, los cuales son de dos tipos, contenedor rectangular para probetas Charpy V y contenedores cilindricos para probetas de tensión. El desarrollo de este sistema de soldadura es usado para sellar los contenedores con probetas reconstituidas, los cuales tienen que ser llenados con helio de Ultra Alta Pureza a una atmósfera de presión.

El tercer desarrollo es el sistema para calificar el proceso de soldadura de Sellado que nos permite comprobar la presión de helio en los contenedores y la pureza de helio en éstos.

Actualmente estos desarrollos ya se han empleado en la vigilancia de dos cápsulas y se realizará en 2012 una tercera vigilancia, reconstituyendo las probetas Charpy y sellando los contenedores presurizados con helio a una atmósfera de presión, con estas probetas reconstituidas.

Abstract

In this work three technological developments are shown, which are applied in the surveillance and potential extension of life of the vessels of the Mexican nuclear power plant of “Laguna Verde”, the objective of the surveillance is to evaluate in advance the degree of embrittlement of the vessel over its service life, at present, nuclear power plants can take measures that extend their lifetime from 40 to 60 years.

The first two developments are welding systems:

The first one is the Welding System for the Reconstitution of Charpy specimens, which reuses halves of previously tested specimens to obtain two reconstituted specimens at least that, these will be reinserted into the reactor, for the surveillance program, potential plant life extension of the vessel and to optimize operating parameters.

The second development is the Welding System for Sealed Containers of Charpy specimens and Tension specimens. These containers that initially were given by the manufacturer of the reactor, they were destroyed to evaluate in the Charpy specimens the embrittlement damage, for what is necessary to manufacture new containers. These containers are inside what is known as capsule surveillance which has between 6 and 8 containers which are of two types, rectangular container for Charpy specimens V and cylindrical containers for tension specimens, the development of this welding system is used to seal the containers with reconstituted specimens which must be filled with ultra-high purity helium at one atmosphere of pressure.

The third development is the system for qualification of the welding process used to seal the specimen containers; this system verifies the container pressure, as well as an inspection of the filling gas purity (helium).

At the moment these developments have already been used in the surveillance of two capsules and they will be carried out in 2012 a third surveillance, reconstituting the Charpy specimens and sealing the containers pressurized with helium to an atmosphere of pressure, with these reconstituted specimens.

Acrónimos

CNLV .-	Central Nucleoeléctrica de Laguna Verde
PWR .-	Pressurized Water Reactor
BWR .-	Boiling Water Reactor
ININ .-	Instituto Nacional de Investigaciones Nucleares
GTAW.-	Gas Tungsten Arc Welding
EFPY.-	Effective Full Power Years
NDT.-	Nil Ductility Temperature
OIEA.-	Organismo Internacional de Energía Atómica
IAEA.-	International Atomic Energy Agency
ASTM.-	American Society for Testing Materials
ASME.-	American Society of Mechanical Engineers
JRQ.-	Acero ferrítico de baja aleación, acero monitor de correlación
ZAC .-	Zona Afectada por el Calor
TIG .-	Tungsten Inert Gas
MFLE.-	Mecánica de Fractura Lineal Elástica
MFEP.-	Mecánica de Fractura Elasto-Plástica
MFP.-	Mecánica de Fractura Probabilística
NDTT.-	Nil Ductility Transition Temperature
ID.-	Inside Diameter
OD.-	Outside Diameter
LPM.-	Litros Por Minuto
EL.-	Expansión lateral
%FD.-	% de Fractura Dúctil

USE.-	Upper Shelf Energy
ZS.-	Zona Soldada
PCVN.-	Probeta Charpy V-notch
SZW.-	Stretch Zone Width
EOL.-	End-of-Life (fin de vida)
NRC.-	Nuclear Regulatory Commission. Organismo Regulador Nuclear de USA
10CFR50G.-	Code of Federal Regulations. Código Federal de Regulaciones, título 10, parte 50, apéndice G, de USA
CMOD.-	Desplazamiento de abertura en la boca de la grieta
MEB.-	Microscopio electrónico de barrido

Notaciones y Definiciones

Notaciones

$\frac{1}{4}T$	=	Un cuarto del espesor de la placa
$\frac{3}{4}T$	=	Tres cuartos del espesor de la placa
σ_{YS}	=	Esfuerzo de cedencia
σ_{UT}	=	Esfuerzo máximo
E	=	Módulo de elasticidad
a_0	=	Longitud inicial de grieta
P_{max}	=	Carga máxima al final del preagrietamiento
A_p	=	Área plástica
Δa	=	Incremento de grieta
K_{Jc}	=	Tenacidad a la fractura por clivaje a deformación plana
$K_{Jc (limit)}$	=	Límite de validez para la medida de K_{Jc}
J_c	=	Integral-J con inicio de fractura por clivaje
$K_{Jc (1T)}$	=	Tenacidad a la fractura de una probeta con un espesor de $B = 1T$
$K_{Jc (med)}$	=	Mediana (50%) de la probabilidad acumulativa de fractura

Definiciones

Compliance.- Recíproco de la rigidez del tren de carga, o recíproco de la pendiente de la gráfica carga Vs. Desplazamiento.

Aceros ferríticos.- Son típicamente aceros de bajo carbono, con bajo grado de aleación, las microestructuras típicas son: Bainita, bainita revenida, martensita revenida, ferrita, y perlita.

Temperatura de referencia , T_0 (°C).- Es la temperatura de ensayo en la cual la mediana de la distribución K_{Jc} , en probetas de tamaño 1T, es igual a $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ($91.0 \text{ Ksi}\sqrt{\text{in}}$).

Desplazamiento de abertura de la grieta (COD).- Componente en el modo I del desplazamiento de la grieta, debido a deformación elástica y plástica, medida sobre una superficie de la grieta que tenga el mayor desplazamiento elástico por unidad de carga.

Tenacidad a la fractura.- Término genérico del comportamiento del campo de esfuerzos frente a la punta de una grieta en función de sus coordenadas y del Factor de Intensidad de Esfuerzos, K.

Orientación del plano de la grieta.- Una identificación del plano y dirección de una fractura en relación a la configuración del producto. Esta identificación está diseñada por un código de guiones, con la primera letra representando la dirección normal al plano de la grieta y la segunda letra designando la dirección esperada de la propagación de la grieta.

Clivaje.- El clivaje es una fractura de baja energía que progresa a lo largo de planos cristalográficos de bajo índice, bien definidos, conocidos como planos de clivaje.

Lista de tablas

Tabla 1. Datos del ensayo en probetas JRQ Originales.

Tabla 2. Principales parámetros de soldadura de reconstitución.

Tabla 3. Datos del ensayo en probetas JRQ Reconstituidas.

Tabla 4. Diferencia de temperaturas y USE de los ensayos originales y reconstituidos.

Tabla 5. Mediciones de temperatura a diferentes distancias de la intercara de soldadura.

Tabla 6. Mediciones de afectación del inserto.

Tabla 7. Inspección visual de soldaduras de reconstitución sin resorte en la antorcha.

Tabla 8. Ajuste de la presión del contenedor de acuerdo a la temperatura ambiente.

Lista de figuras

Figura 1.1.- Contenedores y cápsula de vigilancia en el reactor

Figura 1.2.- Secuencia de reconstitución de probetas Charpy

Figura 2.1.- División general de procesos de soldadura

Figura 2.2.- Conexión de polaridad directa y sentido del flujo de electrones y cationes

Figura 2.3.- Conexión de polaridad inversa y sentido del flujo de electrones y cationes

Figura 2.4.- a) Ciclo de corriente alterna, b) Dos ciclos rectificadas

Figura 2.5.- Forma de la soldadura en conexiones: a) Directa, b) Inversa, c) Alterna

Figura 2.6.- Voltaje de arco para helio y argón a diferentes distancias

Figura 2.7.- Perfil de penetración y zonas del arco para: a) argón, b) helio

Figura 2.8.- Modelo de Griffith de la Fractura Frágil

Figura 2.9.- Categorías generalizadas de la Mecánica de Fractura para Cuerpos Agrietados

Figura 2.10.- Modos de desplazamiento de superficies de fractura

Figura 2.11.- Factor de forma, para grietas superficiales e internas, para diferentes σ/σ_{ys}

Figura 2.12.- Factor de corrección M_m para grietas internas

Figura 2.13.- Factor de corrección M_b para grietas internas

Figura 2.14.- Factor de corrección M_m para grietas superficiales

Figura 2.15.- Factor de corrección M_b para grietas superficiales

Figura 2.16.- Principales registros de Carga - desplazamiento

Figura 2.17.- Esquema de las Cuatro Etapas en un Proceso de Fractura Dúctil (curva J-R)

Figura 2.18.- Ilustración para Caracterizar Crecimiento de Fracture Dúctil e Inestabilidad

Figura 2.19.- Esquema de las Velocidades de Crecimiento de Grieta para las Condiciones de Carga Elasto-Plástica y Lineal Elástica

Figura 2.20.- Gráfica J contra Δa y línea de plasticidad para evaluar J_{IC} .

Figura 2.21.-Gráfica de un Ensayo de Tenacidad a la fractura

Figura 2.22.- Gráfica Carga – Desplazamiento, por el método de Complianza

Figura 2.23.- Lugar de muestreo para probetas de Soldadura y Zona Afectada por el Calor

Figura 2.24.- Curvas de una Cápsula de Vigilancia, mostrando el Incremento RT_{NDT} debido a la Irradiación

Figura 2.25.- Curvas de Referencia de Tenacidad a la Fractura

Figura 2.26.- Curvas típicas limitativas de Presión-Temperatura del sistema de enfriamiento del Reactor

Figura 3.1.- Sistema de Soldadura de Reconstitución de Probetas Charpy

Figura 3.2.- Pasos generales en el proceso de soldadura

Figura 3.3.- Cerámicos usados y dispositivo de flujo

Figura 3.4.- Pantalla inicial del programa de soldadura

Figura 3.5.- Pantalla de programa de soldadura

Figura 3.6.- Gráficas de Corriente y Voltaje en el proceso de soldadura

Figura 3.7.- Informe de Soldadura

Figura 3.8.- Graficas de temperatura

Figura 3.9.- Dimensiones de Inserto e Implante

Figura 3.10.- Especificación de soldadura de reconstitución

Figura 3.11.- Insertos con orificios para medir la temperatura máxima y su sección transversal

Figura 3.12.- Temperatura máxima alcanzada a 5, 10, y 15 mm de la superficie del inserto

Figura 3.13.- Comparación de curvas de energía entre probetas originales y reconstituidas

Figura 3.14.- Comparación de curvas de EL entre probetas originales y reconstituidas

Figura 3.15.- Comparación de curvas de % de FD entre probetas originales y reconstituidas

Figura 3.16.- Fotomacrografía (HCL) y fotomicrografía (13X Nital al 2%) de zonas en la soldadura de reconstitución

Figura 3.17.- Fotomicrografías de Metal Base, a) atacada con Nital al 2%, b) atacada con HCl

Figura. 3.18.- Fotomicrografías de soldadura a) atacada con Nital al 2%, b) atacada con HCl

Figura. 3.19.- Fotomicrografías de la ZAC a) atacada con Nital al 2%, b) ataque térmico

Figura 3.20.- Perfil de microdurezas de las diferentes zonas

Figura 3.21.- Gráficas de Flexión en Tres Puntos

Figura 3.22.- Insertos Modificados para la Medición de Temperaturas

Figura 3.23.- Vista de los Termopares Montados para el Proceso de Soldadura

Figura 3.24.- Corte sobre la diagonal del Inserto donde están los orificios

Figura 3.25.- Perfil de temperaturas de 1 a 12 mm indicando la máxima

Figura 3.26.- Curva y ecuación que caracteriza la temperatura máxima en función de la distancia a la intercara de soldadura, del sistema de reconstitución del ININ

Figura 3.27.- Contenedores para: a) Probetas de tensión y b) Probetas de Impacto

Figura 3.28.- Orificio a sellar en contenedores

Figura 3.29.- Sistema de Soldadura de Sellado

Figura 3.30.- Programa y gráfica de soldadura de sellado

Figura 3.31.- Penetración de la soldadura de sellado

Figura 3.32.- Posición del electrodo con respecto al orificio del contenedor y altura del electrodo

Figura 3.33.- Cámara de soldadura

Figura 3.34.- Sistema de inspección de presión interna de helio en los contenedores y pureza del Helio

Figura 3.35.- Ensayos de tenacidad a la fractura en probetas Charpy –V preagrietadas, a tres diferentes velocidades de carga, y $T = -60$ y -70°C

Figura 3.36.- Ensayos de tenacidad a la fractura usando probetas tipo Charpy-V preagrietadas

Figura 3.37.- Efecto de la velocidad de carga en la determinación de la temperatura de referencia, T_0 , en acero de vasija, usando probetas tipo Charpy-V preagrietadas

Figura 3.38.- Efecto de la velocidad de carga en la determinación de la temperatura de referencia, T_0 , en acero de vasija (JRQ), usando probetas tipo PCVN y C(T) [20]

Figura 3.39.- Efecto de la velocidad de carga en la determinación de T_0 , con probetas tipo PCVN, comparado con la relación empírica de Wallin

Figura 3.40.- Macrografía en acero A533B Cl.1, mostrando zona final de la muesca por electroerosión, zona de preagrietamiento por fatiga y zona de ensayo (aproximadamente $20\ \mu\text{m}$) indicando punto de inicio de fractura por clivaje

Figura 3.41.- Micrografía MEB en acero A533B Cl.1, mostrando zona de preagrietamiento por fatiga, ancho de la zona distendida o deformada (SZW), inicio de formación de microcavidades y fractura final por clivaje

1. INTRODUCCIÓN.

1.1. Reactores Nucleares de Potencia

Este tipo de reactores se utilizan fundamentalmente como una fuente de calor muy intensa para producir energía eléctrica. Existen varios tipos de reactores de potencia, de los cuales, los de nuestro interés, son los enfriados y moderados con agua y se clasifican a su vez en dos tipos:

- a) El reactor de agua presurizada, Pressurized Water Reactor (PWR) y
- b) El reactor de agua en ebullición, Boiling Water Reactor (BWR).

En los PWR el agua a alta temperatura y alta presión remueve el calor del núcleo y es pasada a través de un generador de vapor, en el cual el calor removido es transferido a un circuito de refrigeración secundario donde el vapor generado sirve como fluido de trabajo en una turbina de vapor.

En el BWR, al agua que pasa a través del núcleo se le permite hervir a una presión intermedia 7.84 MPa (80 kg/cm²) de tal manera que el vapor proveniente del reactor es usado directamente en la turbina que a su vez mueve un generador eléctrico.

Estos son los reactores con que cuenta México (dos) en Laguna Verde, Veracruz, de 682 MW, con un flujo de vapor de 3970 toneladas por hora, a una temperatura de 280 a 290 °C.

Un reactor nuclear es una instalación en la cual se inicia y controlar una serie de fisiones nucleares auto-sostenidas. La fisión es un proceso en el cual un núcleo pesado se divide en dos fragmentos más pequeños y en el que se libera una gran cantidad de energía, aproximadamente el 85 % se libera en forma de calor en un tiempo muy corto, el resto de la energía proviene del decaimiento radiactivo de los productos de fisión, nombre que reciben los fragmentos una vez que se han frenado y comienzan a decaer. El decaimiento radiactivo continúa aún cuando la reacción en cadena se ha detenido. Los neutrones liberados causan nuevas fisiones, que a su vez llevan a la producción de nuevos neutrones y así sucesivamente, esta serie de fisiones continuas auto-sostenidas constituyen una reacción en cadena.

1.1.1. Blindaje

Un reactor nuclear en operación es una fuente muy intensa de radiación ionizante, dado que la fisión y el subsiguiente decaimiento radioactivo producen neutrones y radiación gamma, los cuales son altamente penetrantes. Por lo tanto, un reactor debe tener un blindaje especial a su alrededor para absorber estas radiaciones. En nucleoelectricas, se tiene cercano al núcleo un envolvente de acero inoxidable de un par de centímetros, la vasija de acero ferrítico de 20.8 m de

altura 5.3 m de diámetro y espesor de 13 a 18 cm después de este blindaje, una estructura masiva de concreto a su alrededor, que puede contener metales pesados, como el plomo o el acero, para mayor efectividad en la absorción de la radiación gamma; el concreto es adicionado con boro y elementos pesados para el mismo propósito. *El flujo neutrónico fragilizan la vasija que además de ser una enorme contención, es estructural, donde se soportan conexiones, válvulas, boquillas, etc., de ahí la necesidad de vigilar esta fragilización, la solución, es el desarrollo de los sistemas necesarios para realizar esta vigilancia, que se hacía en USA.*

1.2. Vigilancia de la Vasija

Los propietarios de las nucleoelectricas deben demostrar que los efectos de la fragilización por radiación neutrónica no comprometen la integridad estructural de la vasija, durante condiciones de operación rutinaria y bajo accidente. En consecuencia, en México existen programas de vigilancia de las vasijas (dos) de la nucleoelectrica de Laguna Verde, en las cuales se tienen 3 cápsulas de vigilancia por reactor [1]. Una cápsula de vigilancia está compuesta por el soporte, de seis a ocho contenedores para probetas y dosímetros, para medición del flujo neutrónico. Los contenedores para probetas son de dos tipos: Contenedor Rectangular para probetas Charpy V y Contenedor Cilíndrico para probetas de tensión. Estas probetas están sujetas a un flujo neutrónico igual o mayor al de la vasija [2], siendo testigos representativos de las condiciones mecánicas de la vasija y el objetivo de ser ensayadas a impacto, es evaluar con anticipación el grado de fragilización de la vasija durante su vida útil de operación así como determinar el aumento de la temperatura de Referencia (transición Dúctil- Frágil) en función del tiempo. La figura 1.1 muestra esquemáticamente los contenedores y la cápsula de vigilancia en el reactor BWR, la cual está colocada en la zona de mayor flujo neutrónico conocida en ingles como “belt line”.

En el Instituto Nacional de Investigaciones Nucleares (ININ) se ha desarrollado, calificado y utilizado para la vigilancia de la vasija, un sistema de soldadura para la reconstitución de probetas Charpy [3, 4], este sistema, utiliza las mitades de las probetas Charpy ensayadas de los contenedores rectangulares de las cápsulas de vigilancia, para obtener de una probeta ensayada, dos probetas reconstituidas. Este proceso de reconstitución se emplea tanto en el programa de vigilancia como en la potencial extensión de vida de la vasija. La figura 1.2 muestra la secuencia partiendo de una probeta original o testigo hasta obtener dos probetas reconstituidas.

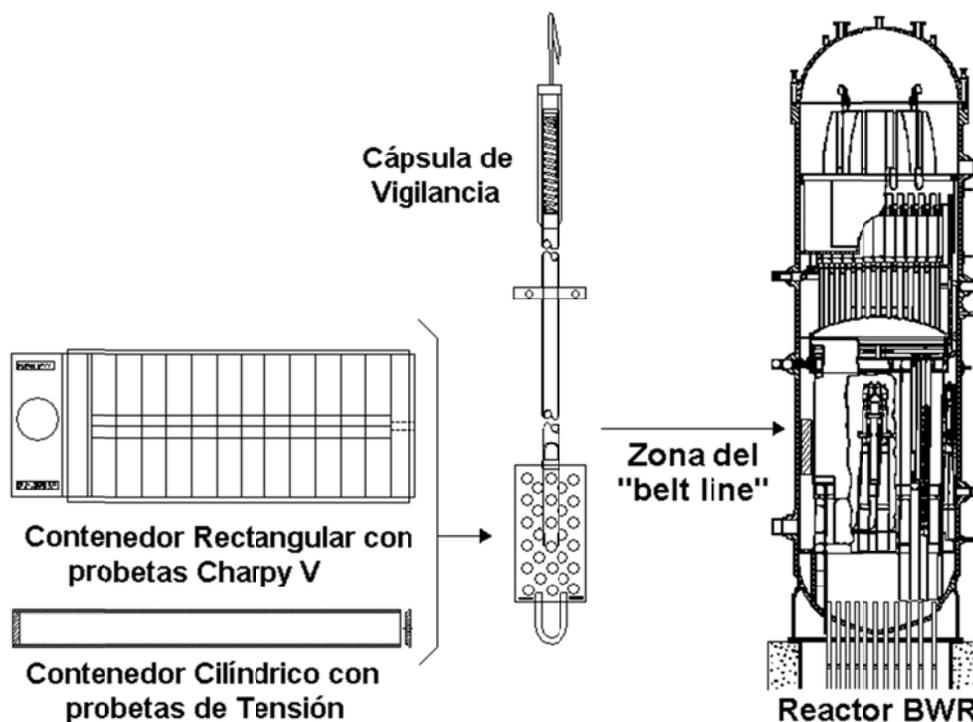


Figura 1.1.- Contenedores y cápsula de vigilancia en el reactor

Este es el primero de dos sistemas de soldadura desarrollados para realizar la vigilancia y potencial extensión de vida de la vasija. En este sistema se inició desde las pruebas del equipo de soldadura, el diseño de la plataforma con su subsistema neumático, el diseño de los dispositivos como las mordazas, base giratoria para posicionar los diferentes tamaños de probetas, subsistema de termopares "K" para medir la temperatura en el centro de la probeta a tres distancias de la intercara de soldadura así como su aislación del sistema, para evitar daño electrónico, acoplamiento de un controlador de flujo de helio para protección contra la oxidación, etc., al inicio el sistema completamente manual y posteriormente llegar a un sistema automático con el control remoto del proceso y la adquisición en tiempo de los parámetros de soldadura, así como la generación del informe de soldadura sin que el operador pueda manipular estos datos.

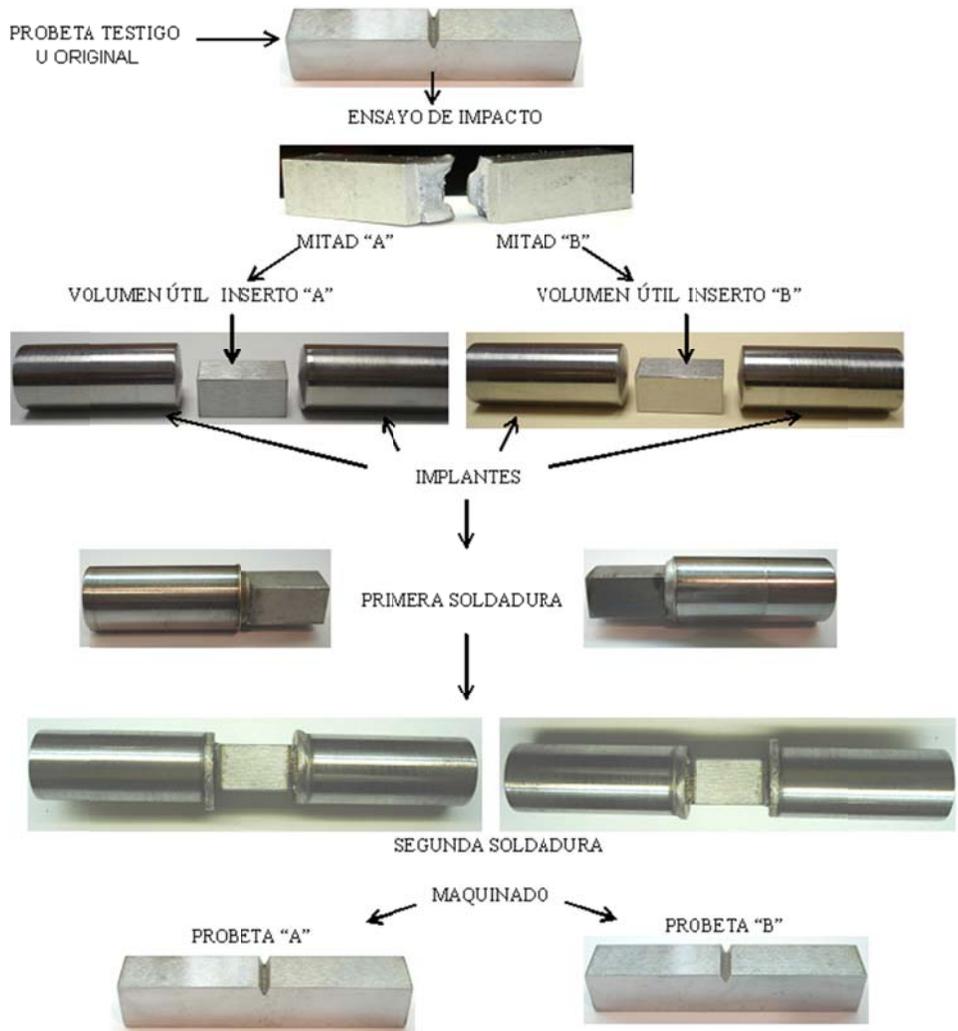


Figura 1.2.- Secuencia de reconstitución de probetas Charpy

El segundo sistema de soldadura desarrollado es para el sellado de contenedores de probetas, éstos deben llenarse con helio de ultra alta pureza, a una presión de una atmósfera. En este sistema se utiliza el proceso de soldadura GTAW (Gas Tungsten Arc Welding), una cámara hermética que permite posicionar los contenedores con tres grados de libertad, un subsistema de vacío y presión, equipos de alta tecnología como: Fuente de potencia con computadora integrada, Arrancador de arco de alta frecuencia, Controlador de flujo de helio, entre otros.

Para calificar este sistema de sellado de contenedores fue necesario desarrollar un sistema de inspección, sistema que debe medir la presión interna de los contenedores y la concentración (pureza) del helio dentro de éstos. Para medir la presión del helio de los contenedores se hace de forma indirecta, el sistema cuenta con un dispositivo mecánico hermético que permite perforar

los contenedores y dejar expandir el helio en el dispositivo de expansión. Se miden las presiones antes y después del perforado de los contenedores, para después calcular la presión que tenía el contenedor. Además se verifica la pureza del helio al hacer pasar una muestra por un cromatógrafo de gases a temperatura constante con detector de conductividad térmica y columna de tamiz molecular. Este cromatógrafo utiliza para su calibración un gas con composición conocida de CO 0.20 % mol, CH 0.30 % mol, N 3.00 % mol O 1.00 % mol y balance en Helio en % mol y también utiliza helio grado cromatográfico como purga para la tubería y conexiones. Se requiere una bomba mecánica para purgar el aire del sistema y con el manejo adecuado de las válvulas, forzar el paso de la muestra de helio por el cromatógrafo.

1.3. Potencial Extensión de Vida de la Vasija

Conforme las nucleoelectricas envejecen, la capacidad de predecir con exactitud el estado mecánico de componentes claves del reactor, en nuestro caso la vasija, es importante desde el punto de vista tanto de la seguridad, como de la extensión de vida de las nucleoelectricas. El diseño para definir la vida de las primeras vasijas, se basó en la degradación de las propiedades mecánicas por las condiciones de servicio, pero a esta degradación, habría que agregar el daño por irradiación.

Diversos estudios [5-8] sustentan que es posible extender la vida de una nucleoelectrica de 40 a 60 años. La gestión para la extensión de la licencia de operación de una nucleoelectrica es muy rigurosa y debe realizarse con una anticipación de 10 a 15 años antes de que expire su licencia. Las cápsulas de vigilancia que describimos anteriormente, tienen probetas para cumplir el programa de vigilancia hasta los 32 años efectivos a plena potencia (EFPY) acrónimo del inglés Effective Full Power Years, pero no para la extensión de vida; por lo cual, el material de las probetas cobra importancia, ya que tiene la información específica del daño acumulado por el flujo neutrónico y con la reutilización de este material, se tiene la materia prima para gestionar la ampliación de la licencia de operación de la vasija después de los 32 EFPY.

La reconstitución de probetas Charpy a partir de las mitades ensayadas provenientes de las cápsulas de vigilancia, cobra una importancia relevante, tanto para el programa de vigilancia, como para la extensión de vida de la vasija y la optimización de parámetros de operación de la nucleoelectrica, dado que de una probeta ensayada, se obtienen como mínimo dos probetas, que es material para usar en la extensión de vida de la vasija.

Cabe aclarar que la vasija es una parte importante de la potencial extensión de vida de la nucleoelectrica, pero hay un número grande de sistemas, dispositivos, componentes, y materiales que deben ser evaluados para la extensión de vida de la planta.

1.4. Determinación de la Temperatura de Referencia T_0

Un parámetro clave, al considerar la integridad estructural de las vasijas en nucleoelectricas, es el efecto de la irradiación neutrónica sobre la tenacidad a la fractura en el acero de la vasija.

Recientemente, la atención de la industria nuclear se ha enfocado al uso de la mecánica de fractura y la medición y cálculo de la tenacidad a la fractura para evaluar la integridad de la vasija. Muchos esfuerzos se han hecho [9] para desarrollar procedimientos para determinar la temperatura de referencia del material de la vasija, designada como T_0 ($RT_{T_0}=T_0+19.4^{\circ}C$), basados en medidas de tenacidad a la fractura (usando probetas Charpy preagrietadas o probetas **Charpy reconstituidas** preagrietadas), analizados con la metodología de la “curva maestra” (curva patrón o de referencia). Esto, en contraste a la aproximación histórica de determinar primero una temperatura de referencia inicial del material no irradiado (RT_{NDT} donde NDT es el acrónimo del ingles Nill Ductility Temperature), basado en una combinación de los métodos de ensayo de impacto Charpy-V, el criterio habitual es asumir que ΔRT_{NDT} es igual a $\Delta T_{41 J}$, obtenido este último a partir de los ensayos de impacto Charpy.

La determinación directa de la tenacidad a la fractura del material a través de la metodología de la curva maestra, representa una cuantificación con mucho menor incertidumbre de la resistencia del material a la iniciación de grietas que el método comúnmente usado, y provee un análisis más apegado a la realidad en la evaluación de la integridad de la vasija de los reactores [9].

El Organismo Internacional de Energía Atómica (OIEA) en ingles International Atomic Energy Agency (IAEA) a través de programas de investigación, ha venido apoyando y coordinando esta investigación para una aplicación directa a las vasijas de nucleoelectricas. El OIEA estuvo coordinando un proyecto de investigación (CRP-8) sobre “Aproximación de la curva maestra para monitorear la tenacidad de la fractura en aceros de vasija a presión de nucleoelectricas”, el cual consistió de una comparación de ensayos de tenacidad a la fractura, en diferentes aceros de vasija, de acuerdo con la norma ASTM E1921-05 [10]; en el cual participó el ININ y cuyo propósito fue estudiar:

- Efecto de la geometría/constricción o confinamiento (El confinamiento es un término utilizado para referirnos al grado de triaxialidad de esfuerzos en la punta de la grieta, de tal manera que cuanto mayor sea el confinamiento mayor es la triaxialidad. Los procedimientos de evaluación de la integridad estructural consideran, condiciones de alto confinamiento en el la punta de la grieta, suposición conservadora del lado de la seguridad. Sin embargo hay situaciones en las que la geometría del problema y el tipo de esfuerzos aplicados, motivan una pérdida de confinamiento, que se traduce en un aumento de la resistencia a fractura del material. En dichas situaciones la hipótesis de alto confinamiento puede resultar excesivamente conservadora) en la temperatura de referencia T_0 (determina la posición de la curva en el eje de coordenadas de temperatura, en la cual la mediana de K_{Jc} , en probetas 1T, es igual a $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ($91.0 \text{ Ksi}\sqrt{\text{in}}$)).
- Efecto de la velocidad de carga en la temperatura de referencia T_0 .
- Comportamiento de la forma de la curva maestra en aceros de vasija altamente fragilizados.

Los resultados y experiencia disponible en ensayos con probetas pequeñas y las técnicas de la curva maestra son recopilados y usados por el OIEA para desarrollar instrucciones o guías, y así soportar y avanzar en el uso de la Norma ASTM E1921-05. La intención final del programa es desarrollar y documentar procedimientos aceptados en la aplicación de la curva maestra, basados en la mecánica de fractura con aplicación a las vasijas, en lugar de seguir usando la aproximación habitual, basada solo en ensayos de impacto en probetas Charpy la cual es muy conservadora debido a la acumulación del “peor” de los casos. De esta forma se mejorar el análisis de integridad así como también soportar la introducción de estos nuevos procedimientos en el licenciamiento de las vasijas.

La aproximación de la curva maestra está basada en que la fractura frágil (*es la que ocurre sin deformación plástica apreciable y con alta velocidad de propagación de grietas, ocurre en forma súbita, inesperada y catastrófica*) se da por clivaje (*fractura de baja energía que progresa a lo largo de planos cristalográficos de bajo índice, bien definidos, conocidos como planos de clivaje, es observable a simple vista o a bajos aumentos y se nota lisa y brillante*), en donde se asumen los aspectos característicos de la iniciación y propagación de la fractura por clivaje. Existen otros modos de fractura diferentes, por ejemplo, el cuasi-clivaje y fractura a través de los límites de grano, en los cuales se ha demostrado [11] que la calidad de la estimación de la curva maestra no es muy sensible a estos modos de fractura.

La parte experimental del programa consistió en una comparación de ensayos de tenacidad a la fractura cuasi-estáticos y dinámicos usando probetas Charpy preagrietadas con péndulo instrumentado, en varios aceros de vasija usando diferentes tipos y tamaños de probetas; es decir, probetas tipo CT y flexión en 3 puntos (Charpy). La parte experimental incluyó ensayos en:

- 1) Material de referencia A 533 Grado B Clase 1 (JRQ) del OIEA [12], el cual es un acero de vasija.
- 2) Al menos un acero nacional por cada participante.

En nuestro caso, solamente se realizaron ensayos con probetas tipo 0.4T CT y Charpy-V preagrietadas, y solo en el acero de vasija JRQ. Los datos experimentales fueron analizados usando el procedimiento de la curva maestra basado en el método de multi-temperatura descrito en la norma ASTM E1921-05. El estudio específico se enfocó al “Efecto de la Velocidad de Carga al Determinar la Temperatura de Referencia T_0 en Acero de Vasija de Reactores Nucleares”

2. BASES TEÓRICAS

2.1. Factor de Multiplicación y Reactividad

El término llamado *factor de multiplicación* k , es el número de neutrones en una generación (cada ciclo de la reacción en cadena) dividido entre el número de neutrones en la generación inmediata anterior. Claramente, si $k = 1$, la reacción será estable; o sea que el número de neutrones ni crece ni disminuye. Si $k < 1$, la reacción está disminuyendo, pues en cada generación hay menos neutrones; y si $k > 1$, la reacción está creciendo.

Cuando un reactor tiene $k = 1$, se dice que el reactor está crítico. Cuando $k < 1$ nos referimos a un estado subcrítico, Cuando $k > 1$, decimos que es supercrítico. Para poder incrementar la potencia de un reactor, éstos se diseñan para que sean ligeramente supercríticos para compensar efectos negativos en la potencia debidos al funcionamiento del reactor.

Otro término muy usado en teoría de reactores es la *reactividad* (ρ), definida como: $\rho = (k-1)/k$, de esta expresión se puede deducir que cuando un reactor está crítico (o sea que $k = 1$) la reactividad es cero. En un reactor subcrítico (o sea $k < 1$), la reactividad es negativa y en uno en estado supercrítico, la reactividad es positiva.

La reactividad se puede controlar de varias maneras: agregando pero el generalmente usado es variando los materiales absorbentes los cuales están en barras movibles llamadas *barras de control* o algunas veces cambiando la concentración del absorbente en el refrigerante del reactor.

2.2. Otros Tipos de Reactores

2.2.1. Reactores de propulsión

La aplicación original y más importante de la energía nuclear en la navegación, es la propulsión de submarinos. La ventaja principal de utilizar reactores nucleares para la propulsión de submarinos, es que, a diferencia de los sistemas de propulsión con combustible fósil, no requieren aire para su operación. Por tanto, un submarino con propulsión nuclear puede permanecer bajo el agua de manera indefinida, mientras que un submarino operado a base de diesel debe emerger periódicamente para abastecerse de aire. La propulsión nuclear también le da a la navegación en superficie una ventaja estratégica, porque elimina su dependencia de reabastecimiento de combustible de buques-tanque vulnerables. El diseño de los reactores nucleares de estos navíos es confidencial y sólo se tienen detalles generales de los mismos.

2.2.2. Reactores de investigación

El propósito primario de estos reactores es el de proporcionar una fuente muy intensa de neutrones para investigación y otros propósitos. Sus haces de neutrones pueden tener características diferentes dependiendo de su utilización. Estos reactores son pequeños comparados con los sistemas de potencia cuya función primaria es producir calor para convertirlo en electricidad.

2.2.3. Materiales fisiles y fértiles

Los núcleos pesados que se fisionan cuando son impactados por neutrones térmicos (de baja energía) son llamados fisiles. Los más importantes son uranio-233, uranio-235, plutonio-239, y plutonio-241. El único que existe en la naturaleza, en cantidades utilizables, es el uranio-235, en una proporción que equivale al 0.71 por ciento en peso del uranio natural. El uranio-233 se produce por captura de un neutrón en torio natural (^{232}Th), esto sucede cuando un núcleo de torio-232 absorbe un neutrón convirtiéndose en uranio-233. De manera similar, el plutonio-239 se forma por la captura de neutrones en uranio-238, mientras que el plutonio-241 se forma por captura de neutrones en plutonio-240.

Al torio-232, uranio-238, y plutonio-240 se les conoce como materiales fértiles porque pueden ser transformados en materiales fisiles mediante la absorción de un neutrón.

2.2.4. Remoción de calor

La mayor parte de la energía liberada en la fisión se deposita en el combustible y se convierte rápidamente en calor, por lo que se requiere un refrigerante para removerlo. El refrigerante más común es el agua, aunque se puede utilizar otro fluido. En los reactores de potencia y experimentales, se han utilizado diferentes fluidos, tales como: agua pesada (óxido de deuterio), aire, dióxido de carbono, helio, sodio líquido, aleaciones sodio-potasio, sales fundidas, e hidrocarburos. En los reactores de investigación que son operados a muy baja potencia no necesitan un sistema de enfriamiento delicado, en estas unidades el calor generado se remueve simplemente por conducción y convección al ambiente. Los reactores de potencia deben tener un sistema de enfriamiento sofisticado y eficiente para remover el calor de manera inmediata y confiable, ya que de no hacerlo así, el calor se acumularía en el combustible y en un caso remoto y extremo lo fundiría.

2.3. Conceptos Básicos de Soldadura

Soldar es la acción de unir metales, ya sea que se calienten las piezas de metal hasta que se fundan o que se calienten a una temperatura inferior a su punto de fusión y se unan por medio de un metal fundido como relleno. Otro método es calentarlas hasta que sean plásticas y unir las por forja o con presión.

La tecnología de la soldadura ha avanzado con tal rapidez en los últimos años, que sería casi imposible enumerar todos los métodos diferentes de soldadura que actualmente están en uso. Sin embargo, todos caen en dos categorías diferentes: soldadura por fusión, y soldadura sin fusión. En la Figura 2.1 se da una división muy general de los procesos de soldadura.

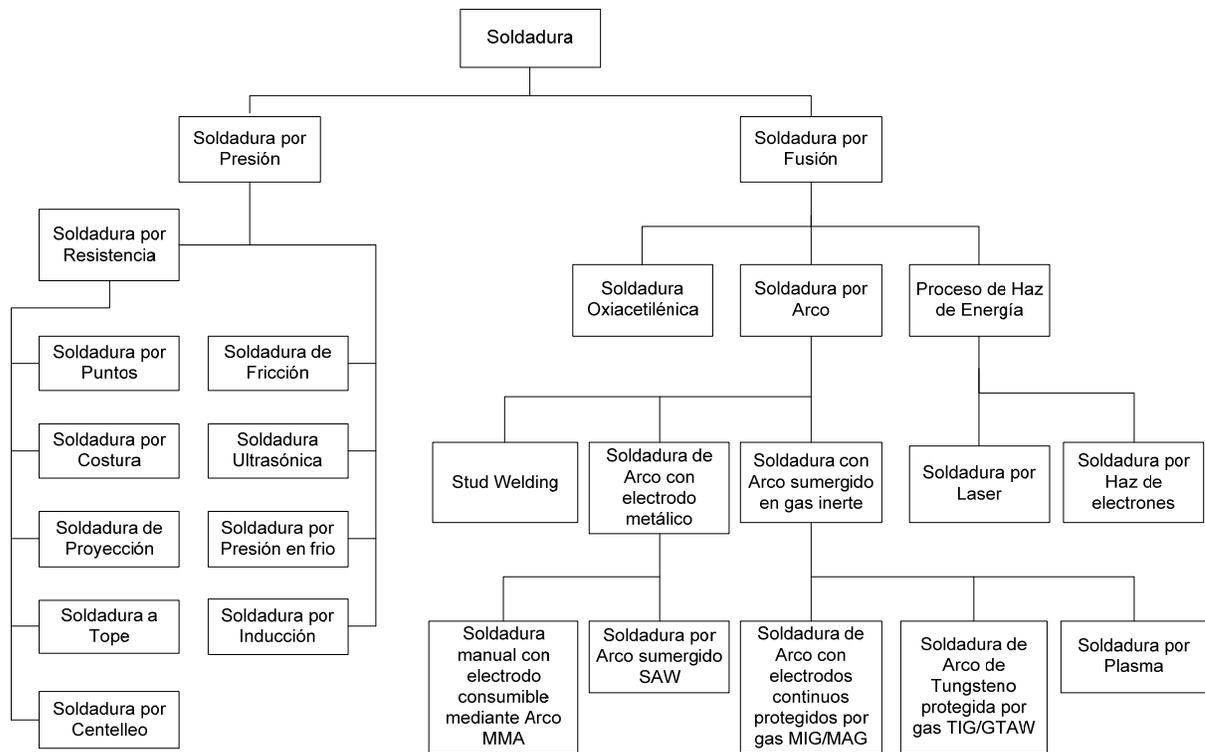


Figura 2.1.- División general de procesos de soldadura.

En nuestro caso los dos procesos de soldadura son de arco eléctrico y los conceptos básicos son:

Polaridad de la Soldadura.- La fuente de potencia en los procesos de soldadura puede escogerse entre corriente directa y corriente alterna. En corriente directa el circuito puede ser conectado de dos maneras: polaridad directa y polaridad inversa.

Polaridad directa.- En la soldadura con polaridad directa se conecta la terminal negativa al electrodo y la terminal positiva a la pieza de trabajo. En este caso los electrones fluyen del electrodo a la pieza de trabajo y cationes de la pieza de trabajo, se depositan en el electrodo. La Figura 2.2 muestra la conexión directa y la dirección del flujo de electrones y cationes.

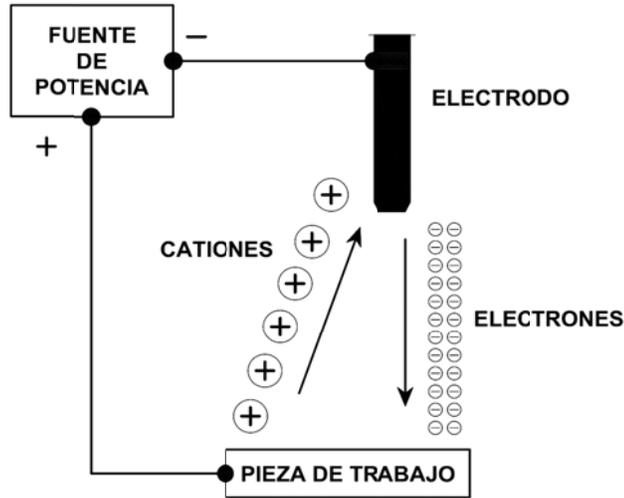


Figura 2.2.- Conexión de polaridad directa y sentido del flujo de electrones y cationes.

Polaridad inversa.- Con esta polaridad, el electrodo es positivo y la pieza de trabajo es negativa. La Figura 2.3 muestra esta conexión y la dirección del flujo de electrones y cationes. En este caso los electrones viajan de la pieza de trabajo al electrodo y los cationes del electrodo pueden contaminar la pieza de trabajo.

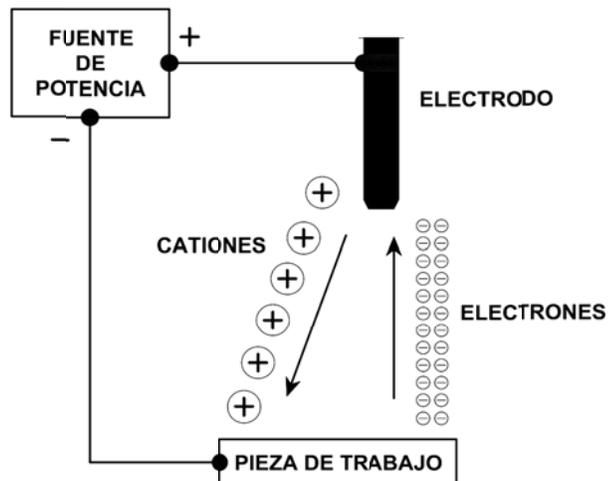


Figura 2.3.- Conexión de polaridad inversa y sentido del flujo de electrones y cationes.

Arco Eléctrico de Soldadura, - La American Welding Society define un arco eléctrico de soldadura como una descarga eléctrica controlada entre el electrodo y la pieza de trabajo que es formado y sostenido a través de un medio gaseoso llamado plasma del arco.

Plasma del Arco, - La American Welding Society define el plasma del arco, al gas que ha sido calentado por un arco eléctrico a la menor condición de ionización parcial, permitiendo la conducción a través del gas, de una corriente eléctrica.

Potencial de Ionización, - El potencial de ionización es la energía expresada en electrón -volts, necesaria para remover un electrón de un átomo de gas cargado eléctricamente.

En la soldadura con polaridad directa los electrones chocan con la pieza de trabajo a muy alta velocidad provocando un efecto de calentamiento considerable de la pieza de trabajo.

En la soldadura de polaridad inversa ocurre lo opuesto, el electrodo recibe este calentamiento extra, que tiende a fundir el extremo del electrodo, por lo que en este caso se requiere un electrodo de mayor diámetro en comparación con la soldadura de polaridad directa. Por ejemplo, un electrodo de tungsteno puro de 1.58 mm (1/16 de pulgada) de diámetro, puede manejar 125 amperios de corriente bajo condiciones de polaridad directa. Si la polaridad fuera inversa esta cantidad de corriente fundiría el extremo del electrodo y contaminaría la soldadura. Sería necesario un electrodo de 6.35 mm (1/4 de pulgada) de diámetro para manejar estos 125 amperios y evitar la contaminación de la soldadura.

Soldadura con Corriente Alterna, - La soldadura con corriente alterna debe ser considerada como una combinación de polaridad directa e inversa. La Figura 2.4 muestra que la mitad del ciclo en corriente alterna es Polaridad Directa y la otra mitad Polaridad Inversa.

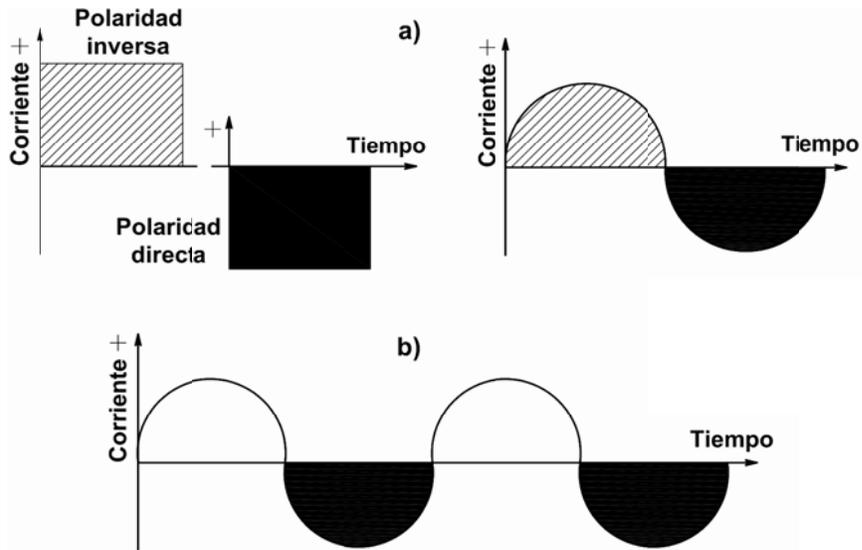


Figura 2.4.- a) Ciclo de corriente alterna, b) Dos ciclos rectificadas

Los efectos de calentamiento influyen no sólo en la acción de soldar sino también en la forma de la soldadura. La soldadura de Polaridad Directa produce un fundido angosto y de penetración profunda, mientras que la soldadura de Polaridad Inversa produce un fundido ancho y de penetración menor, en cambio la soldadura con corriente alterna produce un fundido que está entre Polaridad Directa y Polaridad Inversa. La Figura 2.5 nos muestra este efecto para los tres casos.

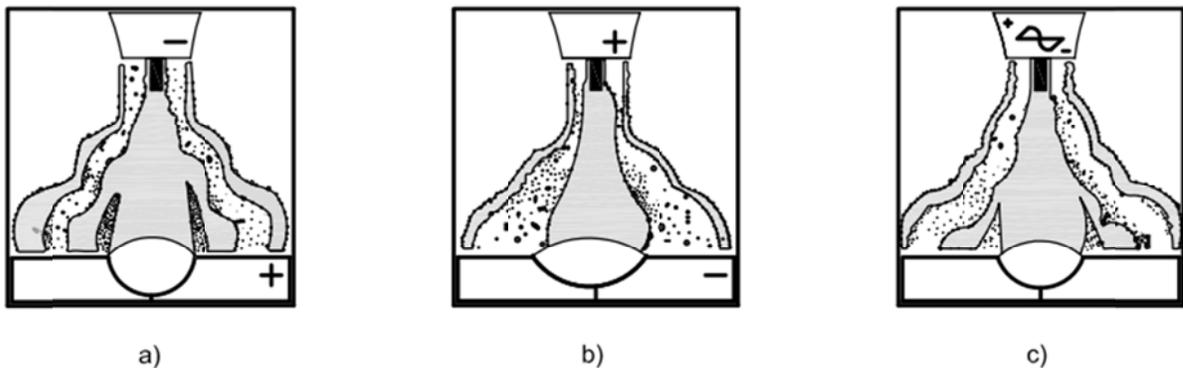


Figura 2.5.- Forma de la soldadura en conexiones: a) Directa, b) Inversa, c) Alterna

Una característica importante en la soldadura producida por Polaridad Inversa, es el efecto de limpieza que se produce en la superficie que es muy notable en soldaduras de aluminio y magnesio. La razón exacta de esta limpieza no se conoce con exactitud, es muy probable que se deba al resultado del bombardeo de los iones del gas que producen un efecto como de un lijado de la película de óxido que es rota para permitir la soldadura. Esta teoría es apoyada por el hecho que con

los iones de argón, 10 veces más grandes que los de helio, se obtiene un grado de limpieza mucho mayor.

Voltaje de Arco.- El voltaje de arco, se incrementa cuando la distancia entre el electrodo y la pieza de trabajo se incrementa y decrece cuando esta distancia disminuye.

Gases de Protección.- Los gases de protección usados son argón, helio, hidrógeno, nitrógeno y dióxido de carbono. Los de mayor interés son el argón y helio porque son los que se usan en la mayoría de las aplicaciones del proceso GTAW.

Zona Afectada por el Calor (ZAC).- Es el volumen del material donde las temperaturas máximas son demasiado bajas para producir fusión pero lo suficientemente altas como para causar una modificación en la microestructura y en las propiedades del material que se soldó.

Argón.- Ligeramente abajo del 1% de la atmósfera de la tierra está compuesta de este gas. Es incoloro, inodoro, insípido y no tóxico, es un gas monoatómico, con peso atómico de 40. Es obtenido de la atmósfera por la licuefacción del aire. Se transporta como un líquido a temperaturas abajo de $-184.4\text{ }^{\circ}\text{C}$ ($-300\text{ }^{\circ}\text{F}$), también se suministra en cilindros presurizados. Es 14 veces más pesado que el aire y no puede sustentar la vida.

La propiedad de ser un gas inerte, lo hace ideal para protección contra los contaminantes atmosférico, tiene muy buenas características para el arranque del arco eléctrico debido a su bajo potencial de ionización, de 15.759 electrón-volts. Este bajo potencial permite obtener los electrones "libres" necesarios para el flujo de corriente entre el electrodo y la pieza de trabajo.

Helio.- El helio es el segundo elemento más liviano, después del hidrógeno, al igual que el argón es un gas monoatómico, con peso atómico de 4. Las características para el arranque del arco eléctrico son inferiores a las del argón debido a su alto potencial de ionización, 24.586 electrón-volts, por ello es común, en soldadura, oír hablar del helio como un gas "caliente". Esto es, por el alto potencial de ionización que tiene, se obtiene un voltaje de arco mayor que para el argón. El aporte de calor en la soldadura se calcula utilizando el producto del voltaje por el amperaje, por lo tanto se obtiene mayor aporte de calor con helio que con otros gases.

Un gráfico que compara el voltaje a dos diferentes distancias se da en la figura 2.6 para helio y argón.

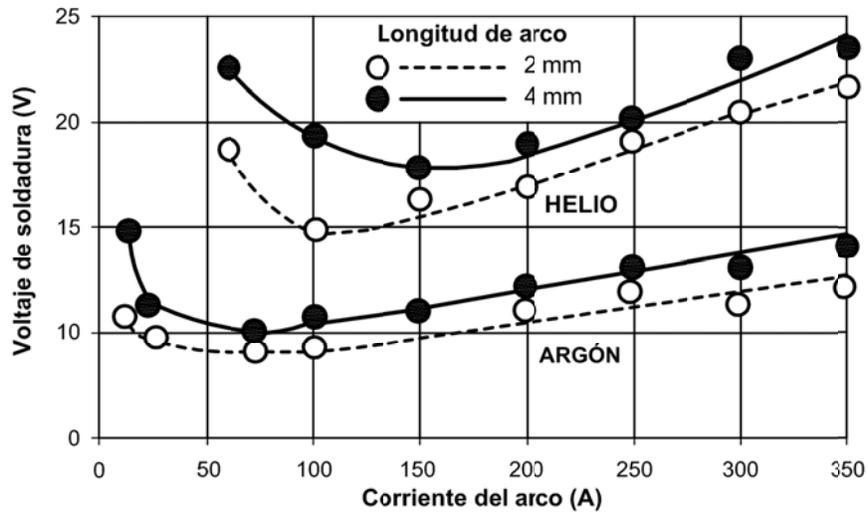


Figura 2.6.- Voltaje de arco para helio y argón a diferentes distancias.

La conductividad térmica del gas de protección influye en la transmisión del calor radial del centro a la periferia de la columna del arco. El argón, que tiene baja conductividad térmica, produce un arco que tiene dos zonas: una zona con núcleo de arco angosto y una zona refrigerante considerable alrededor de la primera zona. El perfil de penetración del área fundida presenta un "dedo" angosto en la raíz y una parte ancha en la superficie. La figura 2.7 (a) muestra estos detalles para el argón. Por otra parte un gas con alta conductividad térmica como el helio, transmite más el calor hacia afuera del núcleo del arco, resultando un núcleo de arco más ancho, y la zona de refrigeración alrededor del núcleo del arco es angosta. El perfil de penetración en este caso es como se muestra en la figura 2.7 (b).

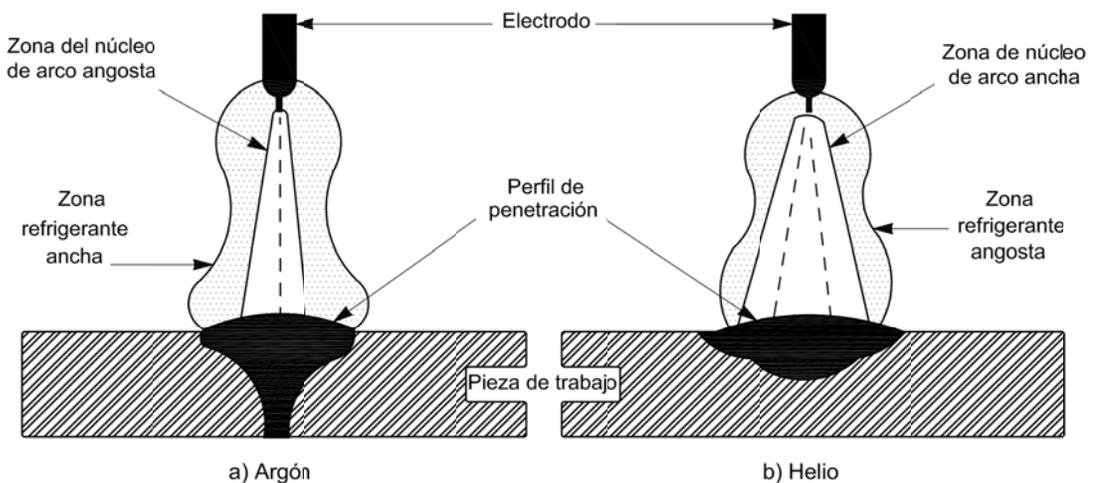


Figura 2.7.- Perfil de penetración y zonas del arco para: a) argón, b) helio.

2.4. Características de los Procesos de Soldadura Stud Welding y GTAW

La soldadura tanto de los implantes al inserto, que es la reconstitución de probetas Charpy así como la de sellado de contenedores, implica los mismos principios básicos ya mencionados

En la soldadura *Stud Welding*, se utiliza un arco eléctrico controlado, para fundir el extremo del implante o electrodo y el extremo del inserto logrando una soldadura de alta calidad.

Hay tres tipos principales de procesos de soldadura por Stud welding

- Arco eléctrico
- Descarga de condensador
- Arco de gas de ciclo corto

Algunas empresas han desarrollado un cuarto tipo, Descarga de condensador de arco eléctrico que combina las características de los dos primeros procesos.

La Soldadura por **arco eléctrico** es el proceso más común, la mejor unión se forma cuando la placa base es lo suficientemente pesada como para soportar la fuerza completa de los sujetadores soldados, pero a veces se usa con materiales de calibres más livianos. Usando una pistola de soldadura de pernos auto soldables, el perno se suelda a la placa base usando una cerámica para contener el metal fundido en el lugar hasta que se suelde. Esto causa una soldadura densa y robusta que desarrollará la resistencia completa del sujetador y la placa base. Las corrientes de soldadura van de 250 a 3,000 amperios y los de ciclos de soldadura de 0.1 a 1.5 segundos, según el diámetro del sujetador y los materiales unidos.

La soldadura de **descarga de Condensador** incorpora una fuente de alimentación que utiliza la energía almacenada en un banco de condensadores y los controles de estado sólido permitiendo una fusión de soldadura rápida en dos a tres milésimas de segundo. Los pernos auto soldables usados en este proceso son diseñados con una pequeña punta, que presenta una resistencia alta a la energía almacenada y rápidamente se desintegra creando un arco que derrite el extremo del pernos y una parte del metal base. El proceso de descarga del condensador limita el calor generado y tiene un nivel de penetración bajo, de modo que los pernos puedan soldarse a materiales muy delgados y/o recubiertos. Se usa específicamente para aplicaciones de calibre liviano. No se requiere cerámicos o flujo de gas de protección con este proceso. Se pueden utilizar sistemas manuales, semiautomáticos

o automáticos con diámetros de hasta 5/16" con materiales de acero al carbono, acero inoxidable, aluminio y bronce.

Descarga de Condensador de Arco Eléctrico es un proceso que utiliza una combinación de procesos de soldadura de pernos auto soldables de arco eléctrico y de descarga de condensador que produce una soldadura a alta velocidad y calidad a un coste inferior de lo que puede lograrse con cualquiera de los procesos individuales. Este método da un control más preciso de la operación de soldadura controlando el tiempo transcurrido, corriente, la geometría del extremo de soldadura del perno.

Arco de Gas de Ciclo Corto. El proceso de ciclo corto usa pernos auto soldables que tienen extremos de soldadura redondeados y diámetros de reborde ligeramente más grandes que el diámetro de los pernos para facilitar la alimentación automática y asegurar la resistencia de la soldadura. Los sistemas de ciclo corto son típicamente montados en robots en plantas de automotrices que requieren una productividad alta, pero también pueden ser usados para aplicaciones de pistola de mano de volumen bajo. El proceso de arco de gas utiliza protección de gas en lugar de cerámica para proteger el metal de soldadura y el arco. Se puede usar gas para soldar pernos de acero dulce, acero inoxidable y aluminio de hasta 3/8" de diámetro. El proceso se usa extensamente para soldar pernos a ollas y bandejas de aluminio y asegurar mangos y patas.

El proceso GTAW y su antecedente más antiguo se dio iniciados los años cuarenta, cuando Northrup Aircraft Company Inc. usó por primera vez un gas inerte como protección con un electrodo de tungsteno no consumible en un proceso de soldadura por fusión con arco eléctrico, desarrollado específicamente para soldadura de magnesio y como gas inerte helio. A partir de 1942 se realizó un extenso programa de investigación y desarrollo para ampliar el uso de este proceso.

En 1946 este proceso se introdujo comercialmente como proceso HELIARC y hoy es conocido como Gas Tungsten Arc Welding (GTAW) y Tungsten Inert Gas (TIG) pero este último en desuso.

En un circuito eléctrico los electrones fluyen a través de un conductor sólido, como es un alambre de cobre, el cual tiene una resistencia muy baja al flujo de electrones comparado con el proceso de soldadura GTAW en donde el circuito tiene un espacio (gap) entre el electrodo y la pieza de trabajo. En este espacio la fuente de electrones para el flujo eléctrico es el gas de protección, la estructura del gas debe ser cambiada de su forma neutra a un estado en el que conduzca eléctricamente, es decir ionizar el gas, esto es, desprender un electrón de su estructura.

2.5. Mecánica de Fractura

Los fundamentos de la mecánica de fractura fueron establecidos en una serie de trabajos de investigación de análisis de esfuerzos en cuerpos agrietados durante 1913 a 1949. Los primeros trabajos, debidos a Griffith e Irwin, se enfocaron sobre el criterio (G) de la velocidad de liberación de energía de deformación para predecir fractura en cuerpos agrietados frágiles.

Griffith partió del hecho de que un cuerpo deformado elásticamente almacena una energía potencial y propuso que la energía elástica se convierte en energía de superficie de fractura, haciendo crecer la grieta. La derivación del criterio de fractura de Griffith es como sigue.

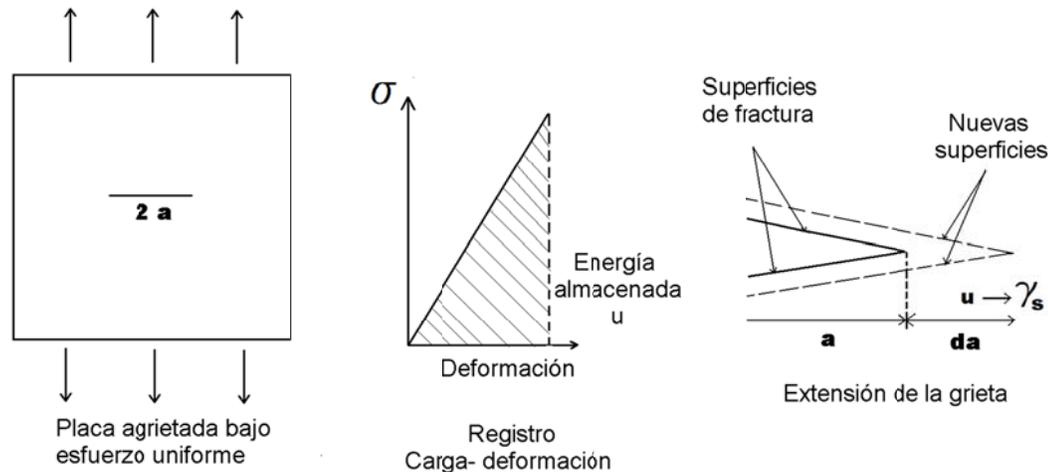


Figura 2.8.- Modelo de Griffith de la Fractura Frágil.

Para una placa con una grieta, que es deformada elásticamente como se muestra en la figura 2.8, la energía potencial almacenada es:

$$U = \frac{\pi\sigma^2 a}{E}$$

Donde σ es el esfuerzo en la placa, a es el tamaño de grieta y E es módulo de Young. En un proceso de fractura completamente frágil (sin deformación plástica) la energía de fractura es la energía necesaria para crear dos superficies de fractura; una por cada cara de la grieta, de modo que la energía almacenada se convierte en energía de superficie (γ); así, el cambio de energía es:

$$\sigma\Delta U = U + 2\gamma_s$$

Al propagarse la grieta se requiere que la rapidez de conversión de energía almacenada al menos sea igual a la rapidez de creación de energía de superficie, que matemáticamente es:

$$d\Delta U/da = 0$$

Al sustituir térmicos y resolver para el esfuerzo se obtiene la ecuación del esfuerzo de fractura de Griffith.

$$\sigma = \sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi a}} \quad (2-1)$$

Donde:

σ .- Esfuerzo de fractura en materiales frágiles

a.- Tamaño de Grieta

γ_s .- Energía de superficie

Posteriormente Orowan e Irwin reconocieron que siempre existía una componente de energía de deformación plástica que debía ser tomada en cuenta, modificando la ecuación de Griffith al incluir el término ϵ_p , que representa la energía necesaria para deformar el material, obteniendo

que:

$$\sigma = \sqrt{\frac{2E(\gamma_s + \epsilon_p)}{\pi a}} \quad (2-2)$$

La enorme dificultad para evaluar, experimentalmente, la energía de superficie, es por lo que nunca pudo aplicarse extensamente; sin embargo, este razonamiento hizo dos aportaciones fundamentales, la primera es que se relaciona σ de fractura y el tamaño de grieta, y la segunda es que la fractura depende del σ y tamaño de grieta.

La MFLE fue inicialmente aplicada a crecimiento de grietas por fatiga en 1963 y a crecimiento de grietas por corrosión bajo esfuerzo en 1965. Se reconocieron las limitaciones de la MFLE para aceros de baja resistencia y alta tenacidad (Dúctiles), de interés particular para la industria de generación de potencia eléctrica y se hicieron esfuerzos para extender la tecnología de la MFLE al régimen de comportamiento elasto-plástico.

Los primeros trabajos sobre Mecánica de Fractura Elasto-Plástica (MFEP) comenzaron en 1968 y para 1977 la tecnología se hallaba bien establecida. Los desarrollos subsiguientes incluyeron el establecimiento del Subcomité E-24.08 de ASTM sobre Tecnología de Mecánica de Fractura Elasto-Plástica y Totalmente Plástica en 1978, el concepto de módulo de ruptura-dúctil [desgarre (Tearing Modulus)] e inestabilidad en 1979, y el EPRI/GENERAL ELECTRIC ELASTIC-PLASTIC HANDBOOK en 1981 Como resultado del rápido desarrollo de la MFEP la tecnología ha alcanzado ahora una etapa de utilidad ingenieril general con un estado equivalente a la MFLE.

2.5.1. Categorías de la mecánica de fractura.

Las cuatro categorías de la tecnología de la mecánica de fractura son: mecánica de fractura lineal elástica, mecánica de fractura elasto-plástica, mecánica de fractura dependiente del tiempo, a alta temperatura y mecánica de fractura probabilística. Las diferencias entre las primeras tres categorías con respecto a la zona plástica se muestran esquemáticamente en la Figura 2.9.

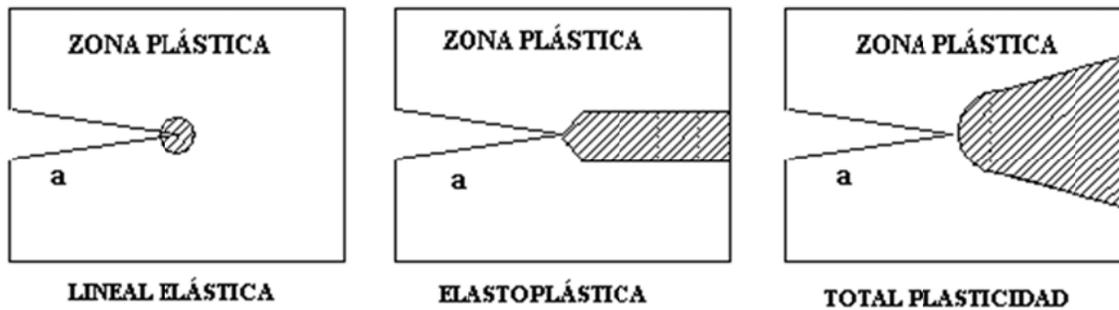


Figura 2.9.- Categorías generalizadas de la Mecánica de Fractura para Cuerpos Agrietados

La MFLE se aplica a situaciones de fractura frágil donde la respuesta carga-deformación de un cuerpo agrietado demuestra esencialmente un comportamiento lineal-elástico hasta el punto donde ocurre una fractura inestable frágil. La cantidad de plasticidad localizada en el extremo de la grieta, que precede a la fractura frágil, es muy pequeña y no afecta el comportamiento total carga-deformación. Algunas de las condiciones que promueven la fractura lineal elástica (algunas veces referida como deformación plana) son:

- *Alta resistencia a la fluencia, materiales relativamente frágiles*
- *Bajas temperaturas de operación*
- *Espesores de pared o secciones muy gruesos*
- *Constricciones presentes en la estructura*
- *Velocidades de carga muy altas (impacto)*
- *Daño por irradiación neutrónica (fragilización) de materiales normalmente dúctiles*

Bajo estas condiciones, el material puede fallar de una manera frágil, sin ninguna deformación plástica perceptible.

Los modos básicos de desplazamiento de superficies de fractura se muestran en la figura 2.10

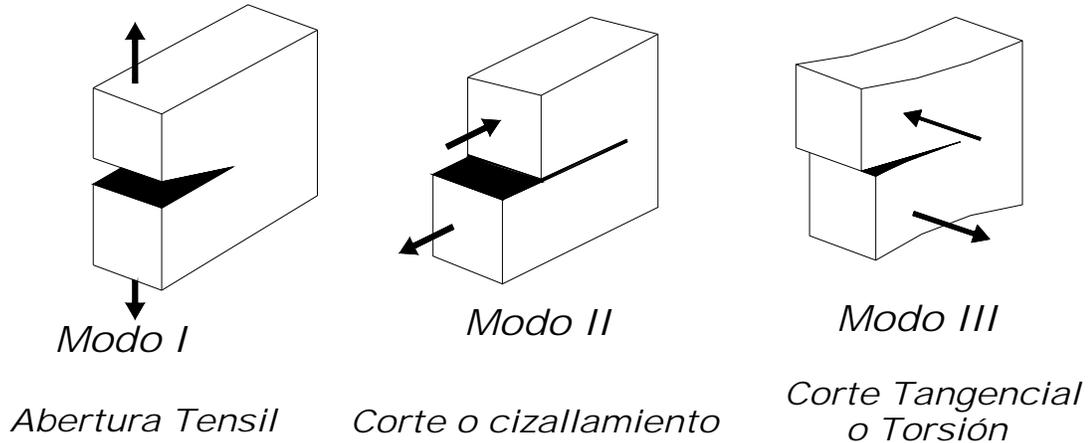


Figura 2.10.- Modos de desplazamiento de superficies de fractura

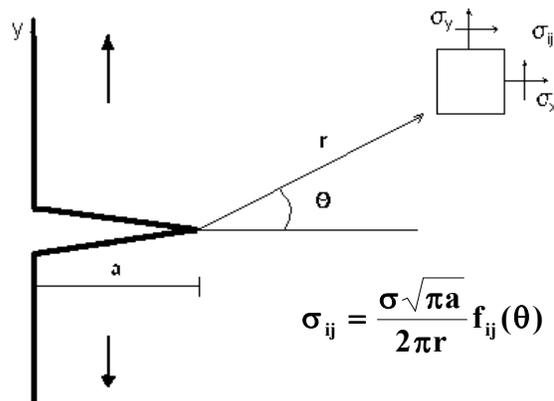
MODO I.- Las superficies de fractura se desplazan perpendiculares al plano de deslizamiento de la grieta (la mayoría de los casos).

MODO II.- Las superficies de fractura se desplazan en sentidos opuestos y en dirección al avance de la grieta.

MODO III.- Las superficies de fractura se desplazan fuera del plano y perpendicular a la dirección de avance (Torsión).

2.5.2. Factor de intensidad de esfuerzo.

Sea una grieta de longitud “a” en una placa infinita sometida a un esfuerzo uniforme (σ) las coordenadas del sistema son:



Frente a la grieta hay un campo de esfuerzos, cuya magnitud depende de la posición dada en coordenadas polares, por lo tanto, el problema consiste en calcular el valor del esfuerzo alrededor de la grieta.

Westergard resolvió el cálculo encontrando que:
$$\sigma_{ij} = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{2\pi r} f_{ij}(\theta) \quad (2-3)$$

Irwing observó que para una posición dada (r,θ) la magnitud del esfuerzo depende del término:

$$\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2-4)$$

El cual definió como:
$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (2-5)$$

y se denominó **Factor de Intensidad de Esfuerzos**.

En su forma más general es expresado matemáticamente como:

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a}$$

Donde: Y = Parámetro que involucra la geometría de la grieta y del componente

a = Tamaño de la grieta

σ = Función que representa la magnitud del esfuerzo en el componente

El factor de intensidad de esfuerzos K es el parámetro que define la magnitud de los esfuerzos en la punta de la grieta si la deformación en el cuerpo es esencialmente *elástica*.

También se define como la resistencia que opone un material a la fractura frágil, bajo condiciones de carga constante o incremento de carga.

La expresión de K es función de la geometría del componente y de las cargas que actúan sobre él.

Cuando se rebaza un valor crítico de K conocido como **Tenacidad a la Fractura** (K_C), sucede la fractura. Por lo anterior K_C es una propiedad del material.

El **criterio de fractura** establece que si: $K > K_C$ **ocurrirá la fractura**. Si el esfuerzo, en el componente, es conocido, entonces el criterio de fractura se puede resolver para el tamaño de grieta, obteniéndose el tamaño de grieta que causa la fractura, llamado **tamaño crítico**. Por otro lado, si se determina el tamaño de grieta presente, el criterio de fractura puede ser resuelto para conocer el esfuerzo de fractura, es decir, la resistencia residual del componente.

Los resultados del análisis de resistencia residual de un caso particular se pueden obtener para cada tamaño de grieta detectado, de manera que, al graficar el esfuerzo de fractura en función del tamaño de grieta, se obtiene un *diagrama de resistencia residual*.

En conclusión, se puede decir que el objetivo principal de la mecánica de fractura es determinar hasta qué límite una estructura es capaz de tolerar una grieta y para ello se apoya en la

determinación de dos aspectos fundamentales: la tenacidad a la fractura y el criterio de fractura, el cual relaciona el tamaño de grieta, con los esfuerzos, la geometría y las condiciones de servicio que conducen a la fractura.

El problema de cálculo que resolvió Westergard es encontrar una función de esfuerzo que satisfaga simultáneamente las siguientes ecuaciones para una placa infinita con una grieta central.

Ecuaciones de equilibrio de Esfuerzos (teoría de la elasticidad)

$$\frac{\delta\sigma_x}{\delta x} + \frac{\delta\tau_{xy}}{\delta y} = 0 \qquad \frac{\delta\sigma_y}{\delta y} + \frac{\delta\tau_{xy}}{\delta x} = 0$$

Las definiciones de deformación:

$$\varepsilon_x = \frac{\delta u}{\delta x} \qquad \varepsilon_y = \frac{\delta v}{\delta y} \qquad \tau_{xy} = \frac{\delta v}{\delta y} + \frac{\delta u}{\delta x}$$

Las relaciones de esfuerzo - deformación elástica

$$E\varepsilon_x = \sigma_x - \nu\sigma_y \qquad E\varepsilon_y = \sigma_y - \nu\sigma_x \qquad G\gamma_{xy} = \tau_{xy} \qquad (2-6)$$

En cualquier estado de esfuerzos es siempre posible definir un nuevo sistema de coordenadas que tenga ejes perpendiculares a los planos *sobre los que actúan los esfuerzos normales máximos y sobre los que no actúan esfuerzos cortantes*. Dichos planos se denominan *planos principales* y los esfuerzos normales a ellos *esfuerzos principales*. Por otra parte hay problemas prácticos donde los esfuerzos en la dirección Z son cero, esto es: $\sigma_z = \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0$, conocido como estado biaxial de esfuerzos o **esfuerzo plano**.

En lo referente a deformación las condiciones para que se considere como deformación plana son:

- *Alta resistencia a la fluencia, materiales relativamente frágiles*
- *Bajas temperaturas de operación*
- *Espesores de pared o secciones muy gruesos*
- *Constricciones mecánicas presentes en la estructura*
- *Velocidades de carga muy altas (impacto)*
- *Daño por irradiación neutrónica (fragilización) de materiales normalmente dúctiles*

Bajo estas condiciones, el material puede fallar de una manera frágil, sin ninguna deformación plástica perceptible.

La solución de Westergard establece que los esfuerzos alrededor de la grieta, para esfuerzo plano son:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right] \\ \sigma_y &= \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right] \\ \tau_{xy} &= \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}\end{aligned}\quad (2-7)$$

Para deformación Plana son:

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \quad (2-8)$$

Que en forma general se escribe:

$$\sigma_{ij} = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{2\pi r} f_{ij}(\theta)$$

Los esfuerzos principales en la zona de la grieta son:

$$\begin{aligned}\sigma_1 &= \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \right) \\ \sigma_2 &= \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \right)\end{aligned}\quad (2-9)$$

$$\sigma_3 = \nu(\sigma_1 + \sigma_2) \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \quad \text{(Deformación Plana)}$$

$$\sigma_3 = 0 \quad \text{(Esfuerzo Plano)}$$

Y los desplazamientos de un punto alrededor de una grieta son:

$$\begin{aligned}u &= 2(1+\nu) \frac{K}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - 2\nu + \operatorname{sen}^2 \frac{\theta}{2} \right] \\ v &= 2(1+\nu) \frac{K}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - 2\nu + \cos^2 \frac{\theta}{2} \right]\end{aligned}\quad (2-10)$$

Principio de similitud.- Si dos grietas diferentes, con cargas y tamaños diferentes, en estructuras diferentes, tienen la misma K su comportamiento será Idéntico. (Restricción, que el modo de desplazamiento sea el mismo). Las expresiones de K pueden llegar a ser muy complicadas en

geometrías complicadas. Se acostumbra a especificar como B al Espesor y W el Ancho. Las geometrías se dan como funciones polinomiales y trigonométricas

La determinación de K se puede hacer por medio de:

1. Compendios de K
 - a. The Stress Analysis of Cracks Handbook. Tada, Paris and Irwin
 - b. Handbook of Stress Intensity Factors. Sih
 - c. Compendium of Stress Intensity Factors. Roche and Cartwright.
 - d. Stress Intensity Handbook. Marahams
2. Solución Analítica
3. Solución por métodos Numéricos (Elemento Finito, integral de límite, etc.)
4. Métodos Experimentales (Compliance, Fotoelasticidad, extensometría)
5. Métodos Indirectos (Propagación de grietas por fatiga, Factográfico, etc.)
6. A partir de K_I (se describe como la relación entre el esfuerzo máximo y el esfuerzo nominal basada en la sección neta)

El método de **Elementos Finitos**, por los avances en cómputo y software, consiste en construirle al cuerpo a analizar, un ensamble de elementos de tamaño finito; los puntos de unión de los elementos son llamados nodos y las condiciones de frontera son asignadas a través de desplazamientos y restricciones a nodos selectos. El programa calcula los desplazamientos de los nodos al aplicar un desplazamiento determinado en los nodos frontera. Conociendo las propiedades elásticas del material, los desplazamientos pueden ser fácilmente convertidos en deformaciones. Las fuerzas de interconexión entre cada nodo sirve para calcular los esfuerzos, con las ecuaciones de equilibrio. El resultado final son las distribuciones de desplazamientos, deformaciones y esfuerzos en el cuerpo.

COMPLIANZA.- La complianza (C) es el inverso de la pendiente de la curva carga-desplazamiento ($C=D/P$) correspondiente a una longitud de grieta dada la complianza aumenta cuando aumenta el tamaño de la grieta de manera que un incremento en la longitud de grieta (Δa) realizado bajo condiciones de carga constante, se tiene:

$$\Delta\delta = P \left[\frac{\partial C}{\partial a} \right] \Delta a$$

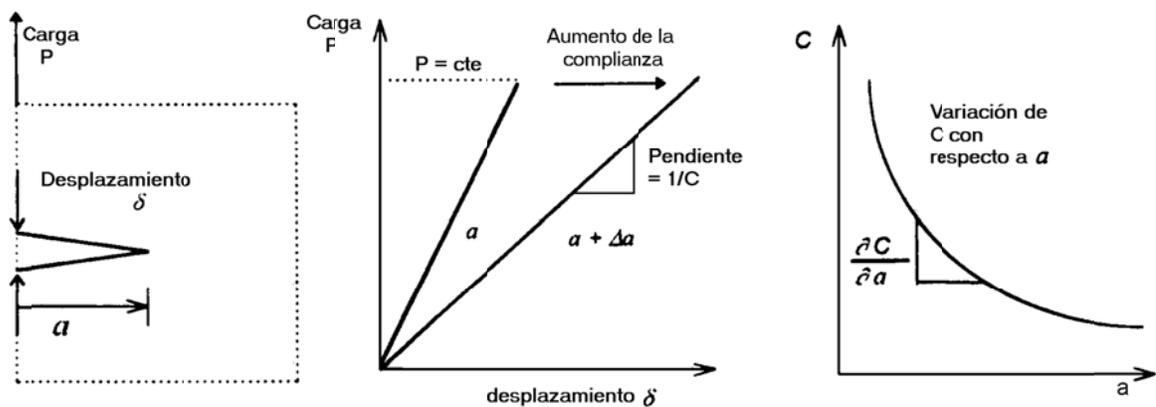
Donde:

$\Delta\delta$ es el incremento del desplazamiento a una carga constante (P), $\delta C/\delta a$ es la pendiente de la curva complianza contra el tamaño de grieta. La energía elástica (G), liberada al producir una grieta de tamaño (a), puede obtenerse en función de la complianza como:

$$G = \frac{1}{2B} P^2 \left[\frac{\partial C}{\partial a} \right]$$

Donde sabemos que B es el espesor. Posteriormente se obtiene K de la expresión:

$$K_I = \sqrt{GE'} = P \sqrt{\frac{(\partial C / \partial a) E'}{2B(1-\nu^2)}}$$



El método consiste en graficar los valores de la complianza medidos para diferentes tamaños de grieta, obtener la pendiente de esta curva en el punto correspondiente al tamaño de grieta deseado y sustituir en la ecuación. Tiene la desventaja de requerir que la grieta sea externa, para poder medir el desplazamiento de ésta. Requiere de una máquina de ensayo que controle automáticamente la carga, se requiere de varias piezas iguales con diferentes tamaños de grieta. Como ventaja se tiene que la interpretación de resultados es directa y es un método preciso y seguro.

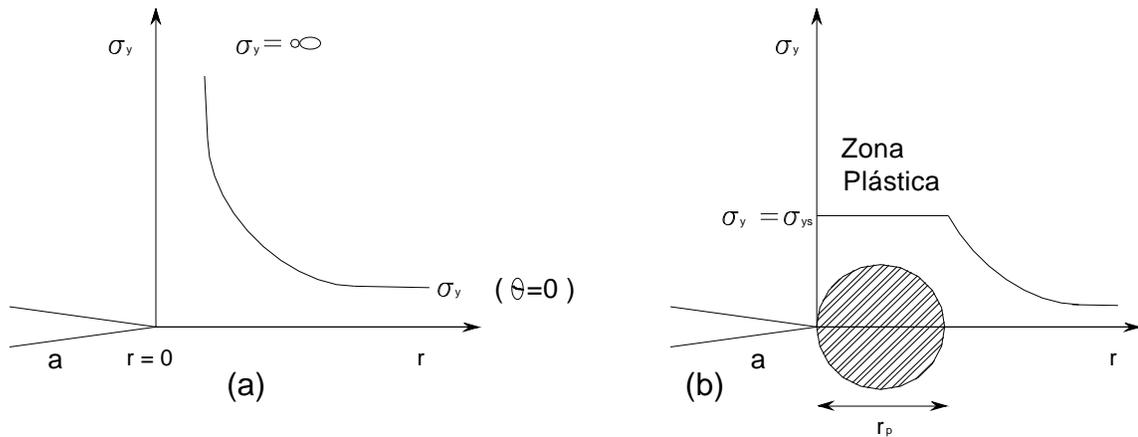
Corrección por plasticidad.

El análisis realizado hasta aquí para describir el estado de esfuerzos y deformaciones en la punta de la grieta, se basa en el supuesto de que el comportamiento del material es elástico, para cualquier valor de esfuerzos en el extremo de la grieta.

En realidad, los materiales no se comportan de esta manera y es evidente que la singularidad del estado de esfuerzos que caracteriza el campo elástico en la punta de la grieta debe conducir necesariamente a la formación de una zona plástica localizada en dicha punta.

La existencia de esta zona deformada plásticamente representa una limitación a la validez del análisis. Sin embargo si la extensión de la zona plástica es pequeña comparada con las dimensiones características del sistema (longitud de la grieta y espesor del material), la deformación de dicha zona puede ser considerada como una perturbación a la zona elástica y realizar la corrección correspondiente.

De lo anterior surge la importancia de evaluar la extensión de la zona plástica en la punta de una grieta bajo carga. Para ello consideremos la siguiente figura de una grieta en una placa infinita de espesor B, en el Modo I, donde r_p es la longitud de la zona plástica.



En esta figura se observa en (a) que el esfuerzo en la punta de la grieta tiende al infinito, en realidad esto no sucede dado que el material cuando alcanza su esfuerzo de cedencia se deformará plásticamente. Sustituyendo el esfuerzo de cedencia en la dirección normal a la grieta y para teta igual a cero, tenemos una expresión para la extensión plástica de la grieta r_p

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (2-11)$$

De modo que la condición para que el análisis elástico sea válido es:

$$r_p \ll B, a$$

Si se cumple esta condición, la presencia de la zona plástica en la punta de la grieta puede ser tratada como una perturbación del campo elástico y su influencia puede ser tomada en cuenta como si la grieta fuese más grande (Ficticia), que sería $a^* = a + r_p$.

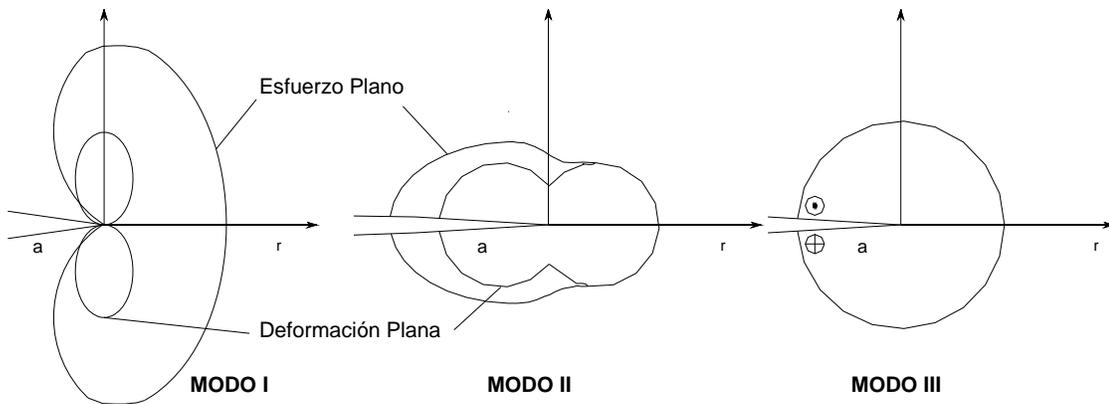
Mencionaremos finalmente el hecho de que para obtener la expresión 2-11 hemos supuesto que el esfuerzo de fluencia en la punta de la grieta es igual al esfuerzo de fluencia en tensión. Si bien esto es así para el caso de esfuerzo plano la existencia de un estado triaxial de esfuerzos, modifica

los valores de esfuerzos necesarios para la fluencia. La experiencia demuestra que para un estado de esfuerzos triaxial, como el que se produce en una situación de deformación plana, el esfuerzo necesario para iniciar la fluencia es aproximadamente: $\sqrt{3} \sigma_{ys}$

Sustituyendo lo anterior en 2-11 tenemos la longitud de la zona plástica en **deformación plana** de la siguiente manera:

$$r_p = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \text{ Deformación Plana} \quad (2-12)$$

En realidad el tamaño y forma de la zona plástica son mucho más complejos y dependen principalmente del modo de deslizamiento, el estado de esfuerzos y características del material como: microestructura, textura, tamaño de grano, anisotropía etc. La forma de la zona plástica para los tres modos de carga en un material isotrópico. Se da a continuación:



Otra consecuencia importante de la extensión de la zona plástica es que ésta define las categorías de fractura. La mecánica de fractura lineal elástica está restringida en su aplicación a la categoría lineal elástica, por lo que el criterio principal para definir si la mecánica de fractura lineal elástica es aplicable a un caso particular, está en función del tamaño de la zona plástica en comparación con el espesor y el tamaño de la grieta y el criterio es el siguiente:

$$B > 2.5 (K_I / \sigma_o)^2 \quad W > 2B \quad 0.45 < a/W < 0.55 \quad (2-13)$$

la expresión de K para una grieta semielíptica, orientada normalmente a la tensión aplicada es:

Grieta interna

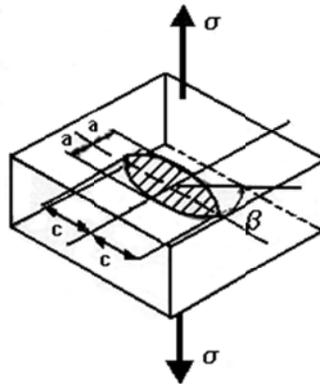
$$K_{I(max)} = 1.12 \frac{\sigma}{\Phi} \sqrt{\pi a} \quad (\text{interior})$$

Grieta Superficial

Donde: $\Phi = \frac{3\pi}{8} + \frac{\pi a^2}{8c^2}$

$$K_{I(\min)} = 1.12 \frac{\sigma}{\Phi} = \sqrt{\pi a^2 / c} \quad (\text{superficie})$$

Estas fórmulas son prácticas porque la grieta durante su crecimiento lento mantiene una geometría elíptica, semielíptica en grietas superficiales o cuartoelíptica en grietas en esquinas o aristas. Irwin obtuvo para la configuración elíptica de la siguiente figura:



que el K para cualquier punto de la elipse determinado por beta es:

$$K_I = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\Phi} \left(\text{sen}^2 \beta + \frac{a^2}{c^2} \text{cos}^2 \beta \right)^{1/4} \quad (2-14)$$

Donde:

$$\Phi = \int_0^{\pi/2} \left[1 - \left(\frac{c^2 - a^2}{c^2} \text{sen}^2 \beta \right) \right]^{1/2} d\beta \quad (2-15)$$

Que es una integral elíptica cuyos valores se pueden encontrar en tablas o en forma gráfica como la siguiente figura 2.11:

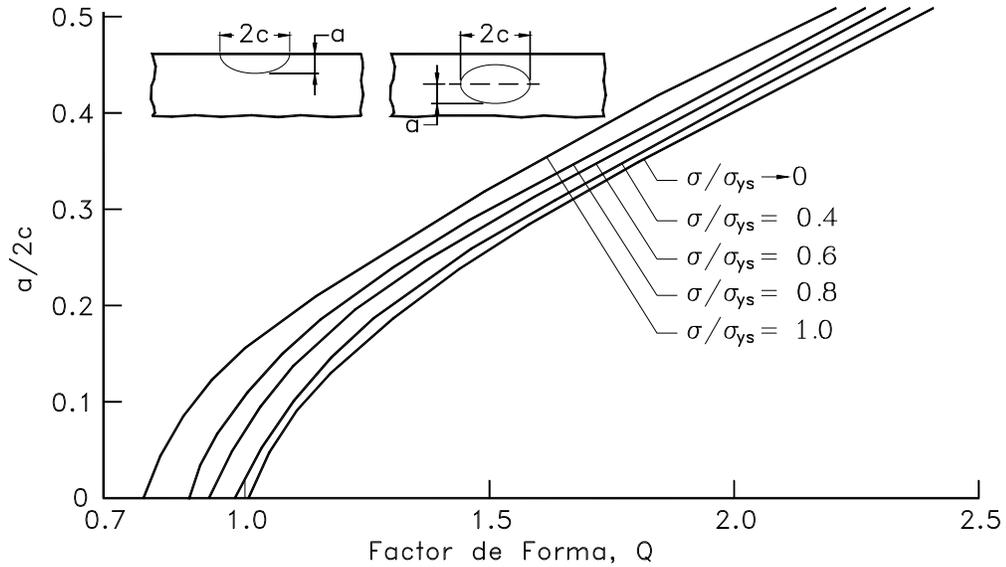


Figura 2.11.- Factor de forma, para grietas superficiales e internas, para diferentes σ/σ_{ys}

Es posible desarrollar Φ mediante una serie:

$$\Phi = \frac{\pi}{2} \left[1 - \frac{1}{4} \left(\frac{c^2 - a^2}{c^2} \right) - \frac{3}{64} \left(\frac{c^2 - a^2}{c^2} \right)^2 - \dots \right] \quad (2-16)$$

donde el tercer término contribuye con un 5% por lo que si es ignorado tenemos:

$$\Phi = \frac{3\pi}{8} + \frac{\pi a^2}{8c^2}$$

Sustituyendo en (2-14) tenemos:

$$K_I = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\frac{3\pi}{8} + \frac{\pi a^2}{8c^2}} \left(\sin^2 \beta + \frac{a^2}{c^2} \cos^2 \beta \right)^{1/4} \quad (2-17)$$

Expresión general importante dado que con pequeñas modificaciones se aplica a grietas semielípticas y cuartoelípticas. El valor máximo es cuando $\beta=\pi/2$ y el mínimo cuando $\beta=0$, obteniendo:

$$K_{I(\max)} = \frac{\sigma}{\Phi} \sqrt{\pi a}$$

$$K_{I(\min)} = \frac{\sigma}{\Phi} = \sqrt{\pi a^2 / c}$$

Si la expresión (2-14) se corrige por plasticidad utilizando como longitud de grieta $a^*=a + r_p$ quedaría:

$$K_I = \frac{\sigma \sqrt{\pi(a+r_p)}}{\Phi} \left(\sin^2 \beta + \frac{a^2}{c^2} \cos^2 \beta \right)^{1/4} \quad (2-18)$$

y utilizando la expresión (2-12) para r_p . que es:

$$r_p = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \text{ Deformación Plana}$$

Resulta aproximadamente:

$$K_I = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{\Phi^2 - 0.212 \frac{\sigma^2}{\sigma_{ys}^2}}} \left(\sin^2 \beta + \frac{a^2}{c^2} \cos^2 \beta \right)^{1/4} \quad (2-19)$$

Donde:

$$Q = \sqrt{\Phi^2 - 0.212 \frac{\sigma^2}{\sigma_{ys}^2}} \quad (2-20)$$

Que se denomina **FACTOR DE FORMA** de la grieta y que está representada en la figura 13 para distintos valores de σ/σ_{ys} .

La expresión (2-19) se modifica con factores que considera aspectos no considerados, como que la grieta superficial se incrementa en un 12% por analogía con la grieta de borde, por lo tanto la grieta elíptica superficial resulta en:

$$K_I = 1.12 \sigma \sqrt{\pi \frac{a}{Q}}$$

Con este criterio si tomamos un factor de corrección (M_K) para la K_I máxima tenemos:

$$K_{I \text{ máxima}} = 1.12 M_K \sigma \sqrt{\pi \frac{a}{Q}} \quad (2-21)$$

Si la grieta semielíptica se extiende en profundidad la corrección debe decrecer de 1.12 a 1.00.

En el caso de la grieta cuartoelíptica con dos superficies libres la corrección debe ser el doble, pero la experiencia demuestra que esta es una sobrecorrección y para una grieta en la esquina se toma como 1.20.

Para el cálculo de los factores de intensidad de esfuerzos en grietas el Apéndice A de la Sección XI del ASME Boiler and Pressure Vessel Code emplea:

$$K_I = \sigma_m M_m \sqrt{\pi \frac{a}{Q}} + \sigma_b M_b \sqrt{\pi \frac{a}{Q}} \quad (2-22)$$

Donde: σ_m - Esfuerzo de Membrana σ_b - Esfuerzo de flexión

Mm y M_b - Factores de magnificación en grietas internas y superficiales (figuras 2.12 a 2.15)

La vasija de los reactores BWR, de 1065 MW de la central nucleoelectrica mexicana, operan típicamente a 6.9 MPa y 288 °C con un diámetro interno de 5.3 y 21 de altura. El esfuerzo circunferencial máximo (hoop) debido a la presión del reactor, también se conoce como esfuerzo de membrana y es simplemente la máxima tensión producida por la presión en el interior de la vasija, definida por:

Donde:
$$\sigma_m = \frac{Pr}{t}$$

σ_m = Esfuerzo (presión) de membrana P = presión
 r = radio medio de la vasija t = espesor de pared de la vasija

Los esfuerzos térmicos se consideran secundarios, dado que varían radialmente a través del espesor dando lugar a un esfuerzo de Flexión (Componente de Flexión).

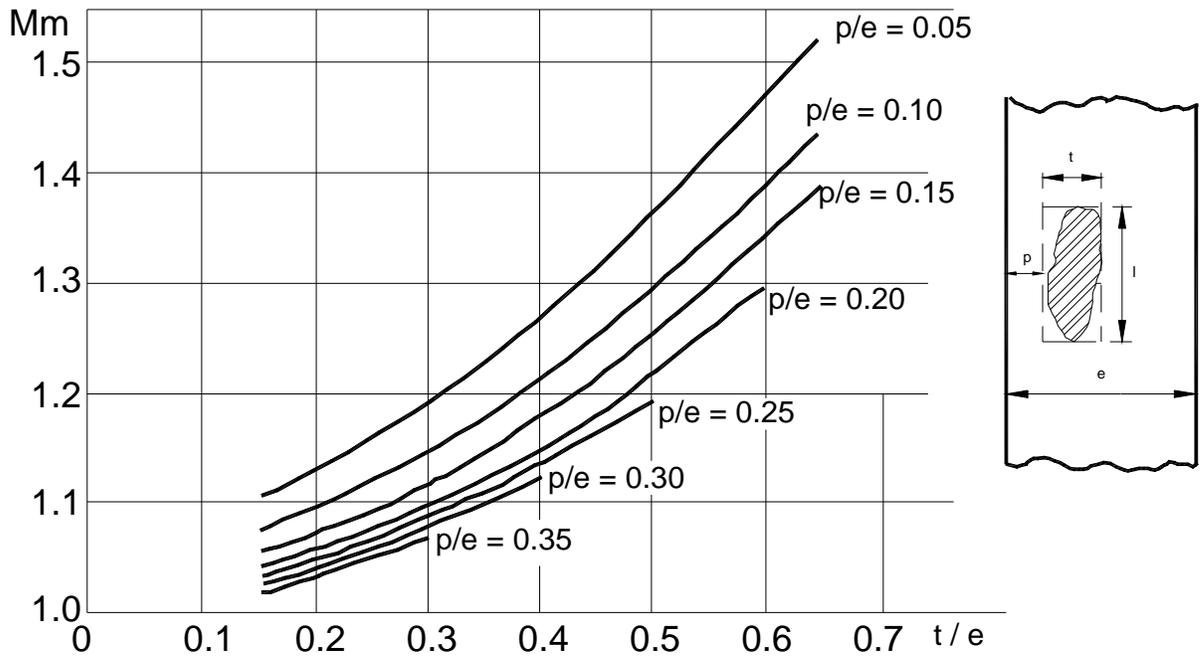


Figura 2.12.- Factor de corrección Mm para grietas internas

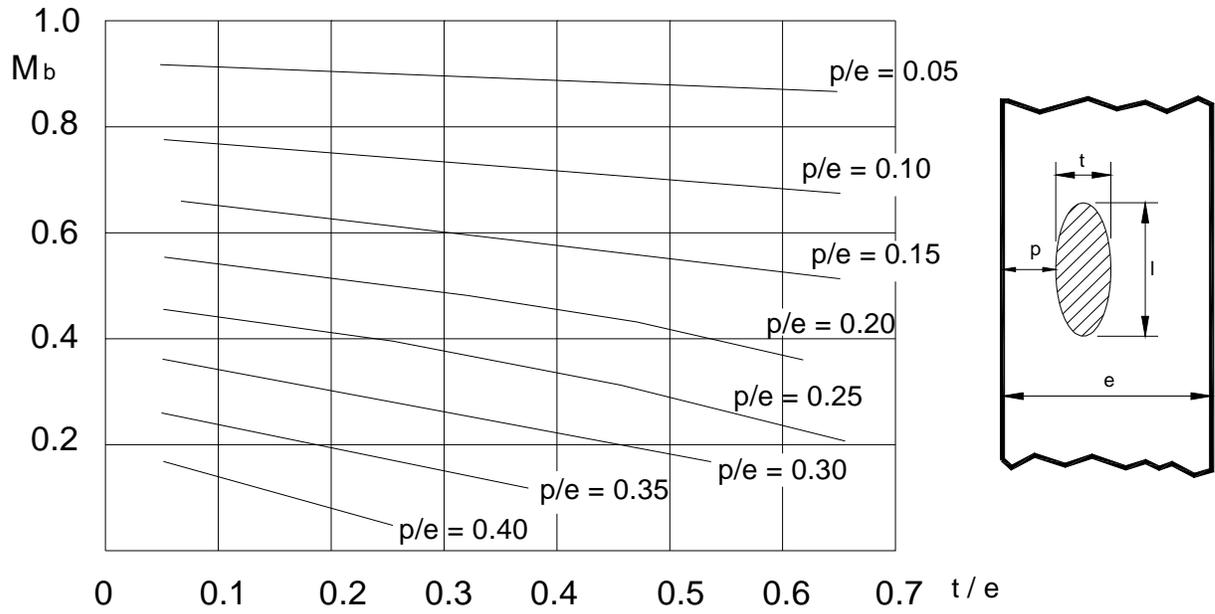


Figura 2.13.- Factor de corrección M_b para grietas internas

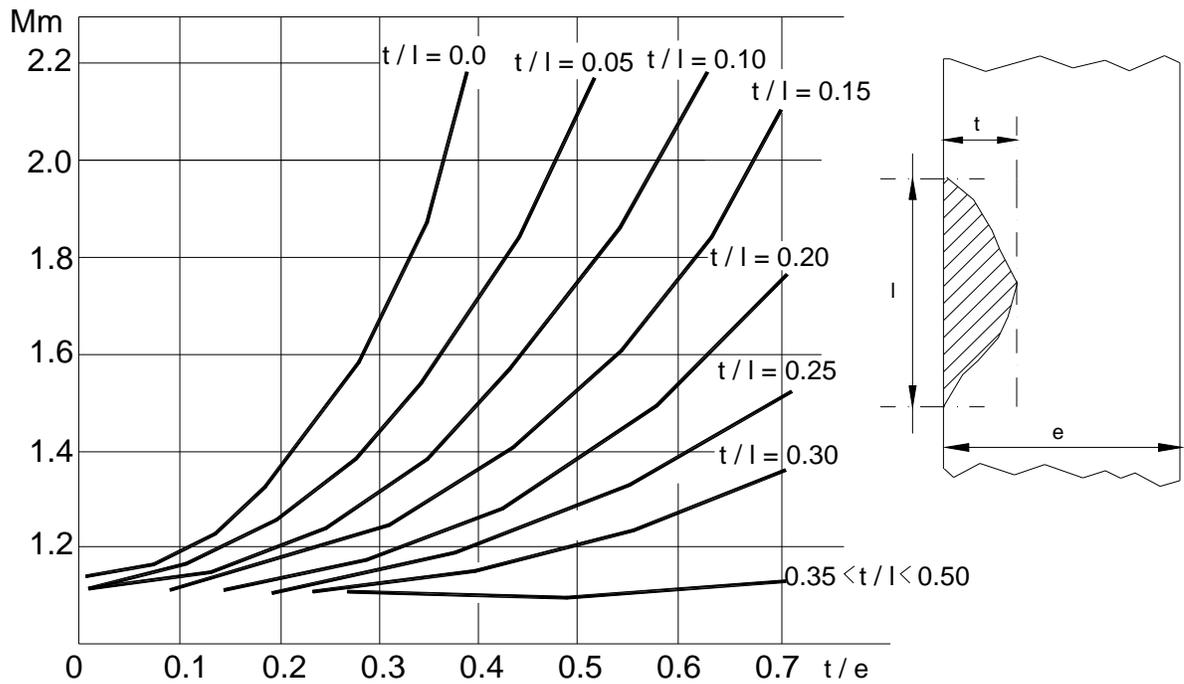


Figura 2.14.- Factor de corrección M_m para grietas superficiales

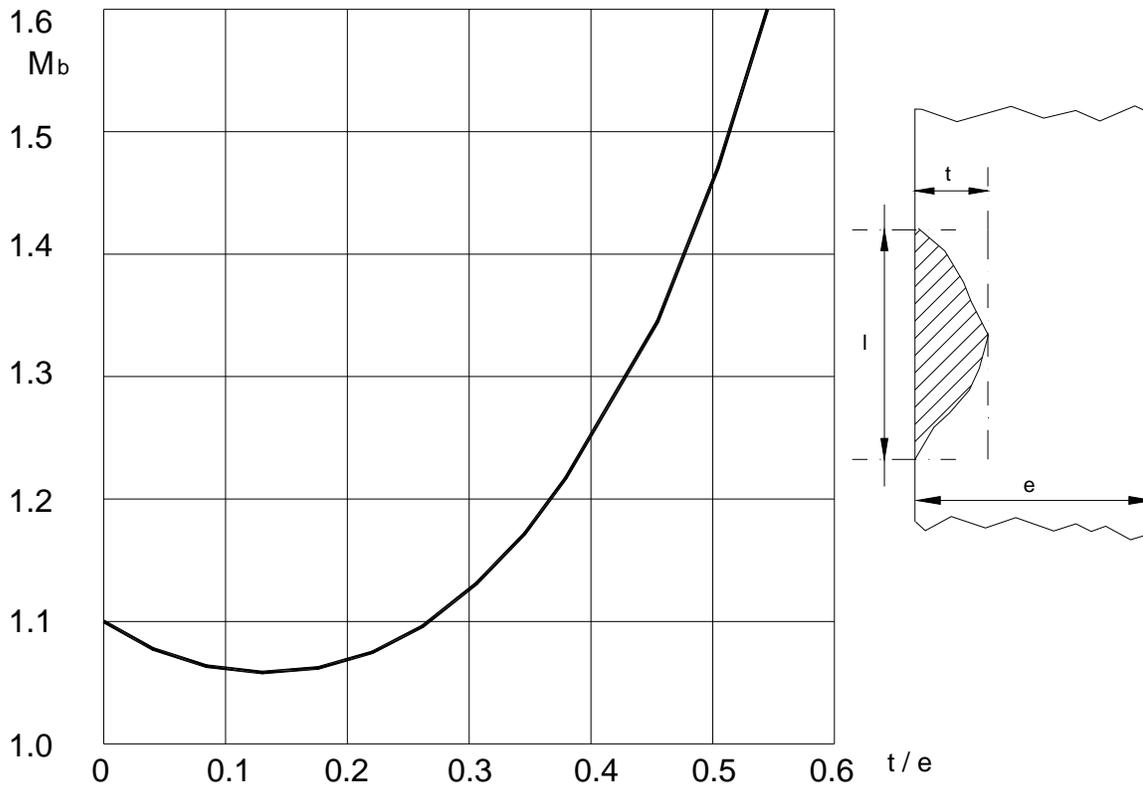


Figura 2.15.- Factor de corrección M_b para grietas superficiales

2.5.3. Balance de energía durante la extensión de la grieta

Este Balance se expresa matemáticamente como: $F - U - W = 0$

Donde: F.- Trabajo suministrado por las cargas U.- Energía elástica almacenada.

W.- La energía necesaria para extender la grieta

La diferencia (F-U) es la energía que entra menos la almacenada y representa la **energía disponible para realizar trabajo.**

El cambio de esta expresión con respecto al cambio de tamaño de la grieta es:

$$G = \frac{\partial(F - U)}{\partial a} \quad (2-23)$$

y

$$R = \frac{\partial W}{\partial a} \quad (2-24)$$

El Criterio de Energía

$G > R$ Habrá propagación de grieta

Se ha demostrado que para carga constante:

$$G = \frac{1}{2} P^2 \frac{\partial(C)}{\partial a} \quad (2-25)$$

Para desplazamiento constante:

$$G = -\frac{1}{2} P^2 \frac{\partial(C)}{\partial a} \quad (2-26)$$

El signo positivo (+) para carga constante significa que la rapidez de liberación de energía aumenta a medida que crece la grieta y por lo tanto entre más crece la grieta hay más energía libre para su propagación.

El signo negativo (-) para desplazamiento constante es lo opuesto de lo anterior, es decir G disminuye progresivamente, la grieta crecerá hasta una longitud y se detendrá.

La relación de G con el factor de intensidad de esfuerzos es:

$$G = \frac{K^2}{E} (1 - \nu^2) \quad (\text{Para deformación plana}) \quad (2-27)$$

$$G = \frac{K^2}{E} \quad (\text{Para Esfuerzo Plano}) \quad (2-28)$$

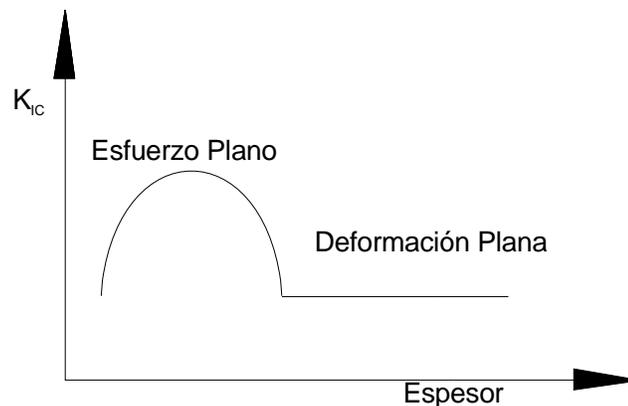
Cuando:

$$G = R$$

K alcanza el valor crítico K_c o sea la Tenacidad a la Fractura.

Se comprueba por energía que: **$K \geq K_c$ Ocurrirá la fractura**

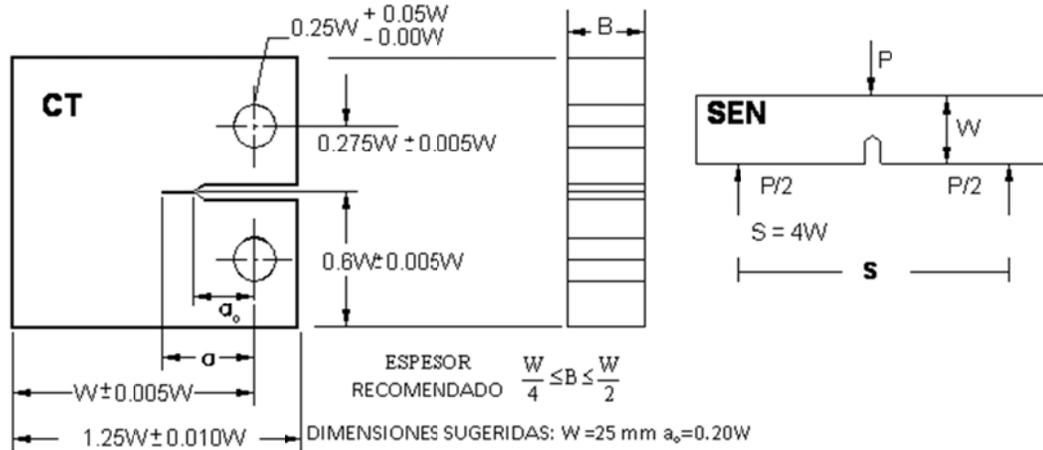
Que K_{IC} tenga el mínimo valor en condiciones de deformación plana se dice se debe al menor tamaño de la zona plástica y la mayor construcción plástica en comparación con el esfuerzo cortante.



La figura muestra como varía K_{IC} con el espesor, teniendo su valor mínimo en condiciones de deformación plana y es el primer criterio **$B > 2.5 (K_c / \sigma_0)^2$** . Es decir experimentalmente se ha encontrado que el espesor B debe cumplir la relación anterior para darse deformación plana.

2.5.4. Evaluación de la tenacidad a la fractura en deformación plana K_{IC}

La prueba consiste en aplicar carga hasta la fractura a una probeta pre-agrietada, grieta usualmente desarrollada por fatiga, a partir de una entalla maquinada. El K_{IC} es determinado del registro de P contra desplazamiento de la entalla y conociendo el tamaño de grieta y la función de K con respecto al tamaño de grieta.



Las probetas mas recomendadas para la prueba son la compacta de tensión **CT** y la de flexión con entalla **SEN**. Como es no es posible determinar, inmediatamente después de la prueba si el K_{IC} obtenido es válido, primero es necesario calcular un valor provisional denotado como K_Q , a partir de la curva carga contra desplazamiento. La figura 2-16 ilustra los tipos principales de registros carga-desplazamiento. El valor K_Q es calculado con la carga P_Q , la cual es obtenida comparando el valor de P_5 obtenido de la intersección de una recta con una pendiente disminuida en un 5% en relación a la pendiente de la recta OA que es tangente a la parte inicial de la curva carga-desplazamiento. P_Q es igual a P_5 o cualquier carga mayor que precede a P_5 .

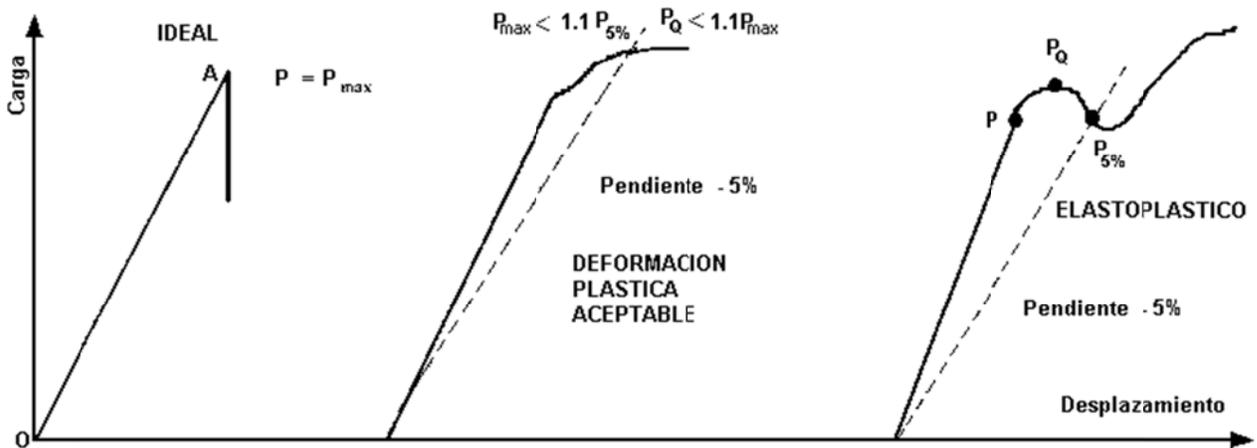


Figura 2.16.- Principales registros de Carga - desplazamiento

En caso ideal no se usa la recta pendiente disminuida 5% y P_Q es simplemente P_{max} . En el segundo caso, se usará el valor de $P_Q = P_{5\%}$ si se cumple que $P_Q < 1.1 P_{max}$. Finalmente el tercer caso cuando existe un máximo anterior a un valor de $P_{5\%}$, P_Q será el valor máximo de carga que procede a $P_{5\%}$. Para validar el resultado obtenido se aplican los siguientes criterios:

Si P_{max}/P_Q es mayor de 1.1, K_Q es rechazado. P_{max} es la carga máxima registrada.

Si $2.5 (K_Q/\sigma_0)^2$ es mayor que el espesor y que el tamaño de grieta, K_Q es rechazado.

Si no ocurre lo indicado, entonces $K_Q = K_{IC}$ y la prueba es válida. Cuando la prueba es rechazada se requerirá un tamaño de probeta mayor para satisfacer los requerimientos de la MFLE, o bien ese tamaño de probeta servirá para materiales más frágiles.

2.5.5. Mecánica de Fractura Elasto-Plástica (MFEP)

Como la tecnología de la MFLE fue desarrollada y aplicada como una nueva herramienta ingenieril para diferentes tipos de consideraciones de confiabilidad estructural, se hizo evidente que las limitaciones de plasticidad en pequeña escala impedían su directa aplicación a los materiales estructurales de más baja resistencia y más baja tenacidad. En particular, los materiales utilizados en sistemas nucleares de potencia requieren consideraciones adicionales de mecánica de fractura. Por ejemplo, muchos sistemas nucleares involucran algunas de las siguientes consideraciones:

- La sección no es lo suficientemente gruesa como para satisfacer los requerimientos de tamaño de la MFLE
- El rango de temperatura es lo suficientemente alto, como para dar lugar a niveles de tenacidad mucho más altos que aquellos a más bajas temperaturas
- Los tamaños de las probetas de ensayo son tan grandes que hacen impracticable su ensayo
- El modo de fractura de los aceros estructurales cambia del tipo frágil al tipo dúctil con el incremento de temperatura
- Los aceros inoxidable austeníticos son muy dúctiles como para poder aplicarles la MFLE

De aquí que, se hizo evidente que serían necesarios nuevos conceptos, con nuevos parámetros que permitan caracterizar los esfuerzos y deformaciones en la punta de la grieta, para así extender la utilidad de la tecnología de la mecánica de fractura a un rango mucho más amplio de materiales y aplicaciones. Al mismo tiempo, se hizo deseable que cualquier nuevo parámetro a desarrollar tenga la misma utilidad que el valor “K” en los cálculos de la MFLE, y que la aplicación de los conceptos y la metodología sea directamente análoga a aquella ya establecida y

probada en forma satisfactoria para la MFLE. Los esfuerzos para desarrollar los conceptos y parámetros de caracterización que incorporaron las condiciones necesarias de plasticidad fueron satisfactorios. Los nuevos conceptos de la MFEP se describen a continuación.

2.5.5.1. Integral J

J es simplemente un parámetro de campo que define la intensidad de los esfuerzos y deformación plástica en la región que rodea la punta de la grieta. J es una función del esfuerzo, deformación, tamaño de grieta, y geometría de la grieta y cuerpo. Este parámetro es directamente análogo a K. La mayor diferencia es que J representa la intensidad del campo elasto-plástico que rodea el extremo de la grieta, mientras que K es la intensidad del campo elástico circundante.

Como en el caso de la singularidad lineal elástica (K), existe para el campo de esfuerzos una singularidad elasto-plástica, con una forma asintótica.

$$\sigma_y = \sigma_0 (EJ/\sigma_0^2)^{n/(n+1)} \text{ para } r \rightarrow 0 \quad (2-29)$$

Donde σ_0 es el esfuerzo de flujo plástico del material, n es el exponente de endurecimiento por formado y E es el módulo elástico. La amplitud del campo asintótico es el valor de J. Si J se evalúa numéricamente en la región dominada por el campo K_I para fluencia de pequeña escala, puede relacionarse directamente a la velocidad de liberación de energía de deformación (G) y, por lo tanto, al factor intensidad de esfuerzos elástico lineal, K_I

$$J = G = K_I^2 / E \quad (2-30)$$

E en este caso es el módulo elástico para esfuerzo plano o el módulo elástico modificado para deformación plana (esto es, $E/[1-\nu^2]$), (ν es la razón de Poisson).

J se utiliza para describir la fuerza impulsora de grieta que está aplicada en la región del extremo de una grieta, de una forma análoga a como se utiliza K en la MFLE. J puede determinarse por varios métodos para distintas condiciones de geometrías y cargas. Uno de tales métodos involucra para J, la forma original de la integral independiente del camino, mientras que el otro método utiliza la forma de la compliancia no lineal. Cualquiera de los dos métodos se aplica igualmente para determinar J, para una dada configuración de grieta y una dada condición de carga, y ambos se consideran herramientas analíticas exactas. Se encuentran disponibles programas de computación por elementos finitos para determinar J. Los métodos experimentales también son empleados, los cuales usan gráficos de la carga versus desplazamientos del punto de aplicación de la carga. Se tienen manuales con soluciones para J, para distintos cuerpos

agrietados y situaciones de carga. El concepto general del comportamiento del material expresado en términos de J, se muestra en la Figura 2.17.

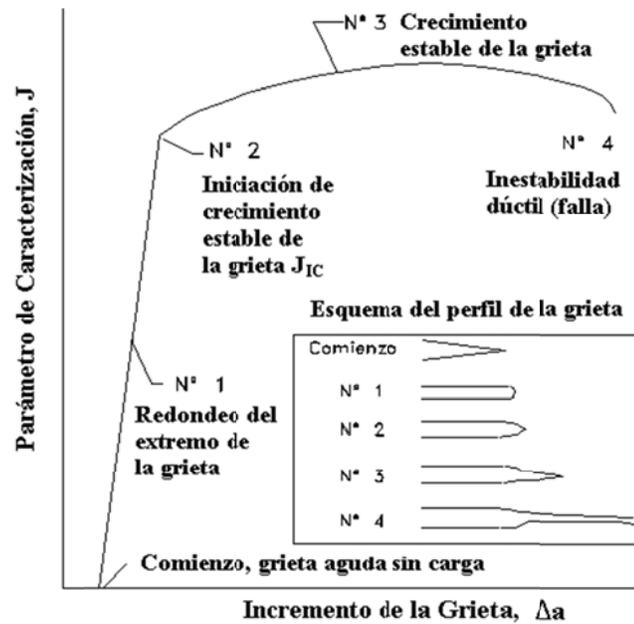


Figura 2.17.- Esquema de las Cuatro Etapas en un Proceso de Fractura Dúctil (curva J-R)

Para un material dado conteniendo una grieta, a medida que la carga se incrementa, el J aplicado también incrementa y el extremo de la grieta se redondea. A un cierto nivel crítico del J aplicado (que depende del material), la grieta comienza a extenderse en una forma dúctil estable. Este punto se refiere como J_{IC} y puede usarse como una medida conservadora de la tenacidad de fractura dúctil. A medida que la carga (J aplicado) se incrementa, la grieta continúa creciendo dando lugar a lo que se llama la curva J-R (a veces denominada la curva R). La inclinación de la curva J-R para un material dado se refiere a menudo como el Módulo de Ruptura-Dúctil [Desgarramiento (T)]:

$$T = (dJ/da) (E/\sigma_0^2) \quad (2-31)$$

donde E es el módulo elástico y σ_0 es el esfuerzo de flujo plástico (generalmente la semisuma de la resistencia a la fluencia y la resistencia a la tensión). Dependiendo del material y las condiciones de carga en la estructura, el nivel de J aplicado en la estructura puede eventualmente exceder el nivel de J que el material es capaz de soportar, y la grieta hacerse inestable (fractura dúctil rápida). Esta situación se refiere comúnmente como el concepto de inestabilidad. Si el material tiene una alta resistencia y/o hay un J aplicado bajo en la estructura, la grieta continúa

extendiéndose hasta alcanzar las condiciones de carga límite y la estructura fallará por sobrecarga plástica. La Figura 2.18 caracteriza la extensión de grieta dúctil y la inestabilidad.

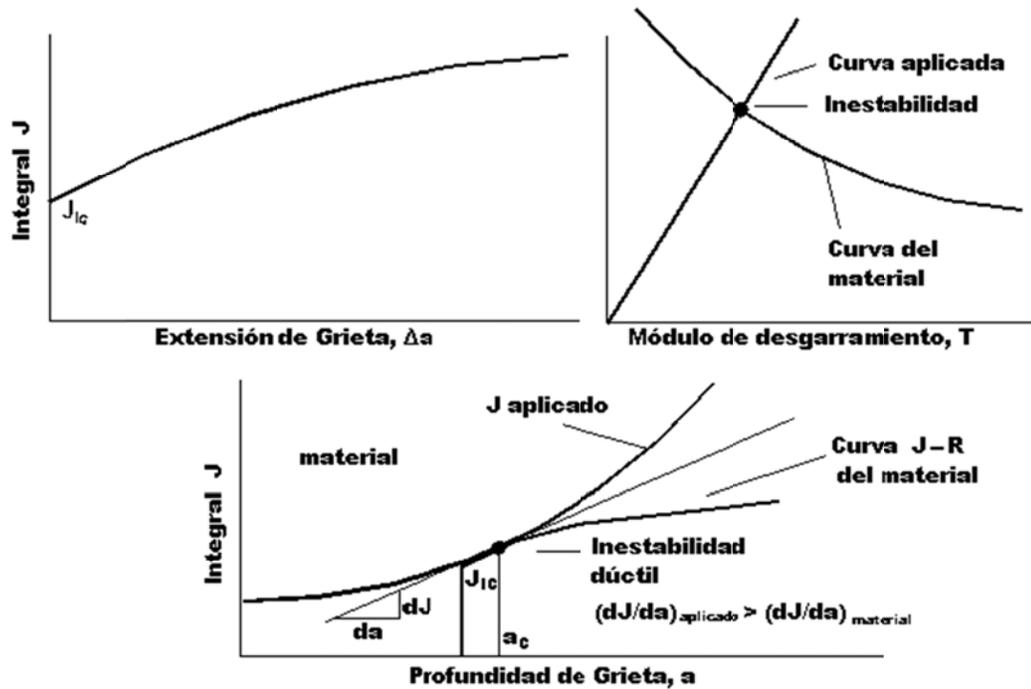


Figura 2.18.- Ilustración para Caracterizar Crecimiento de Fracture Dúctil e Inestabilidad

El concepto J se aplica también a situaciones de la MFEP que involucren cargado cíclico con plasticidad alternativa. En forma análoga al uso de ΔK para caracterizar velocidad de crecimiento de grieta por fatiga. ΔJ puede relacionarse a da/dN (cambio en la longitud de grieta por ciclo) para cargas de fatiga que involucren plasticidad cíclica. Una lustración del uso de ΔJ , así como también de los conceptos de ΔK , para caracterizar velocidades de crecimiento de grieta por fatiga se muestra en la Figura 2.19.

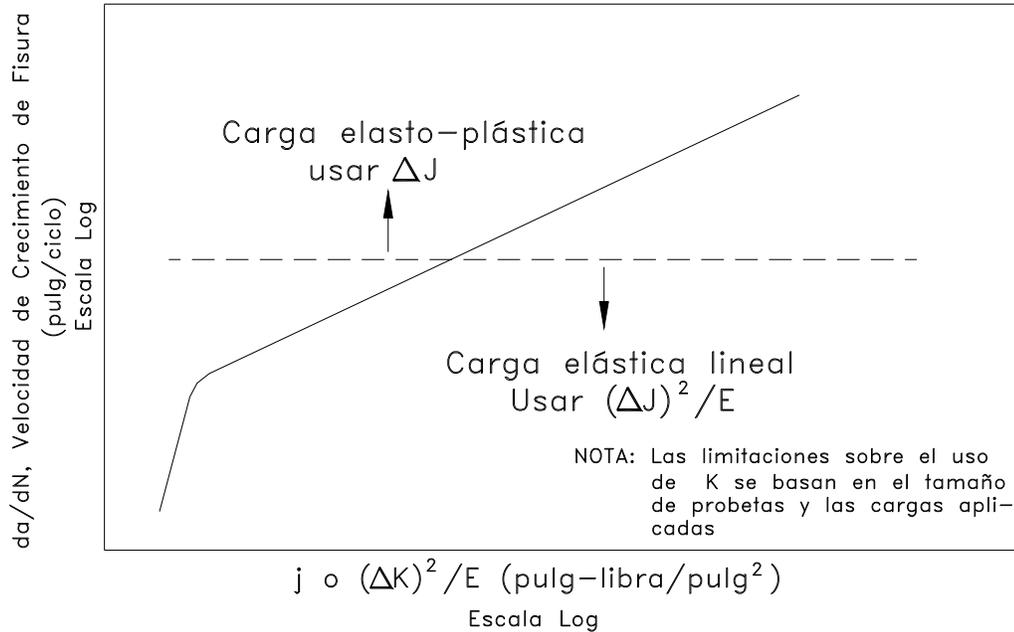


Figura 2.19.- Esquema de las Velocidades de Crecimiento de Grieta para las Condiciones de Carga Elasto-Plástica y Lineal Elástica

2.5.5.2. Criterio de aplicación de J

Como fue discutido para el caso de la MFLE, existen también algunas limitaciones con el criterio de MFEP (J). La zona de proceso de fractura debe ser relativamente pequeña comparada con el tamaño de la zona J circundante (la cual refleja similares campos de esfuerzos y deformaciones) y a las dimensiones planares del cuerpo agrietado. Para asegurar que la propiedad del campo J refleja los procesos de fractura complejos detallados dentro de la zona de proceso, la Longitud (L) de la zona de proceso (en el plano de la grieta) debe ser pequeña comparada con las dimensiones planares: $L \approx 2J/\sigma_0 \ll \text{dimensiones planares}$ (2-32)

Por otra parte, si se mantienen los procesos de fractura bajo deformación plana, la zona de proceso de fractura debería también ser pequeña comparada con el espesor (B) del cuerpo agrietado. Se sugiere que:

$$B \geq 25 J/\sigma_0 \text{ (para deformación plana)} \quad (2-33)$$

Existen algunas incertidumbres con respecto a la exactitud con que J puede ser usado para caracterizar la curva R (Figura 2.20) para grandes longitudes de grieta. Para longitudes de grieta que exceden aproximadamente 10% de la longitud del ligamento remanente, no es posible la

aplicación rígida de J. Sin embargo, la evidencia experimental sugiere que para propósitos ingenieriles, la curva J-R completa (hasta inestabilidad) puede ser caracterizada por J.

2.5.5.3. Evaluación de J_{IC}

La última norma para evaluar J_{IC} está definida por ASTM siendo ésta: E 1820 – 01 “Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness”, en una probeta CT modificada en la entalla para poder colocar un extensómetro tipo clip para medir el desplazamiento en el ensayo.

El propósito de la prueba es obtener la curva P vs desplazamiento v para diferentes extensiones de grieta (Δa) de una o varias probetas con tamaño de grieta constante. Enseguida se puede calcular J con la ecuación

$$J = \frac{K_I^2(1 - \nu^2)}{E} + \frac{2A}{B(W - a)}$$

Donde: A.- Es el área bajo la curva carga-desplazamiento sin la porción de elástica

De manera arbitraria se ha definido a J_C como el valor de J para una extensión estable de 0.15 mm. El valor de J_C obtenido en la intersección de la línea recta que mejor ajusta los puntos J contra Δa y una línea llamada línea de Plasticidad definida por:

$$J = 2\sigma_{ys}\Delta a$$

para materiales endurecibles por deformación: $J = (\sigma_{ys}\sigma_{max})\Delta a$

Un ejemplo de la evaluación de J_C se muestra a continuación

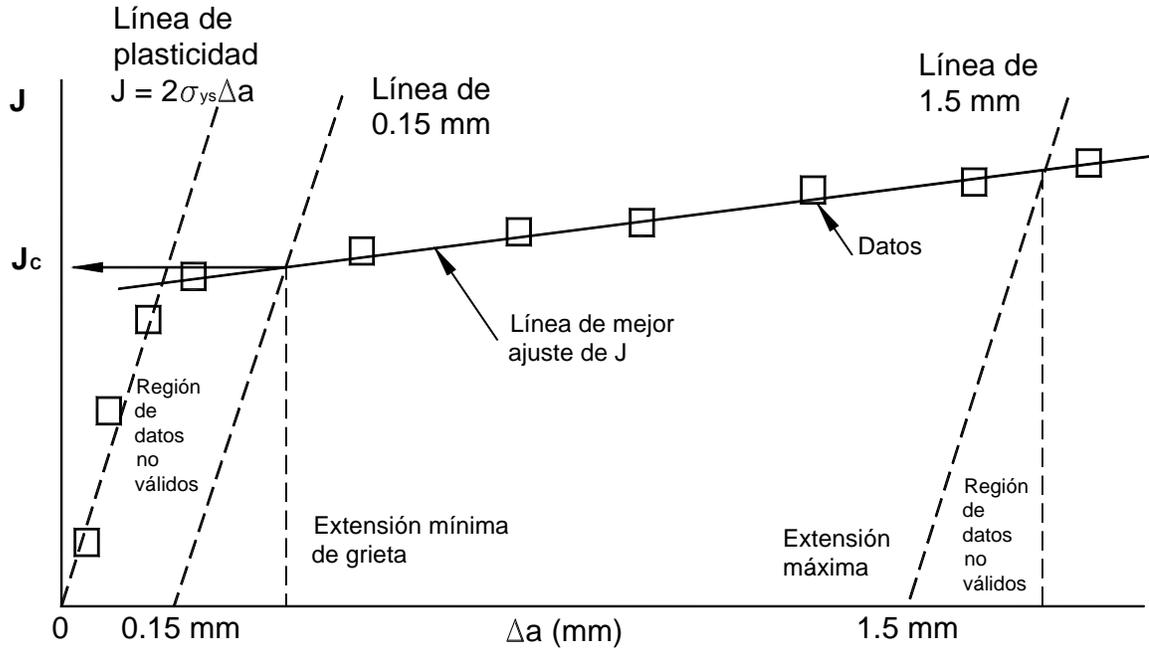


Figura 2.20.- Gráfica J contra Δa y línea de plasticidad para evaluar J_{IC} .

En forma similar a K_{IC} para que J_{IC} sea válido se debe cumplir:

- 1.- El espesor B y el tamaño de ligamento ($W-a$) debe ser mayor que $25J/\sigma_{ys}$
- 2.- La tendencia de J contra Δa entre las extensiones de grieta de 0.15 mm y 1.5 mm debe ser recta y deben existir al menos cuatro valores de J válidos.

En la actualidad con ayuda de máquinas servohidráulicas computarizadas, la determinación de J_C se ha reducido al uso de una sola probeta, la cual es descargada un 10% desde la carga máxima un número de veces consecutivas, los valores de carga contra desplazamiento se registran automáticamente como datos y son usados en un programa de cómputo. Entonces por calibración de Complianza, la extensión de la grieta Δa es determinada y los valores de J son calculados numéricamente, el programa también determina la validez de la prueba.

A continuación se muestra dos gráficas Figuras 2.21 y 2.22 para determinación de J por los métodos anteriores realizados en la máquina servohidráulica computarizada del Instituto Nacional de Investigaciones Nucleares.

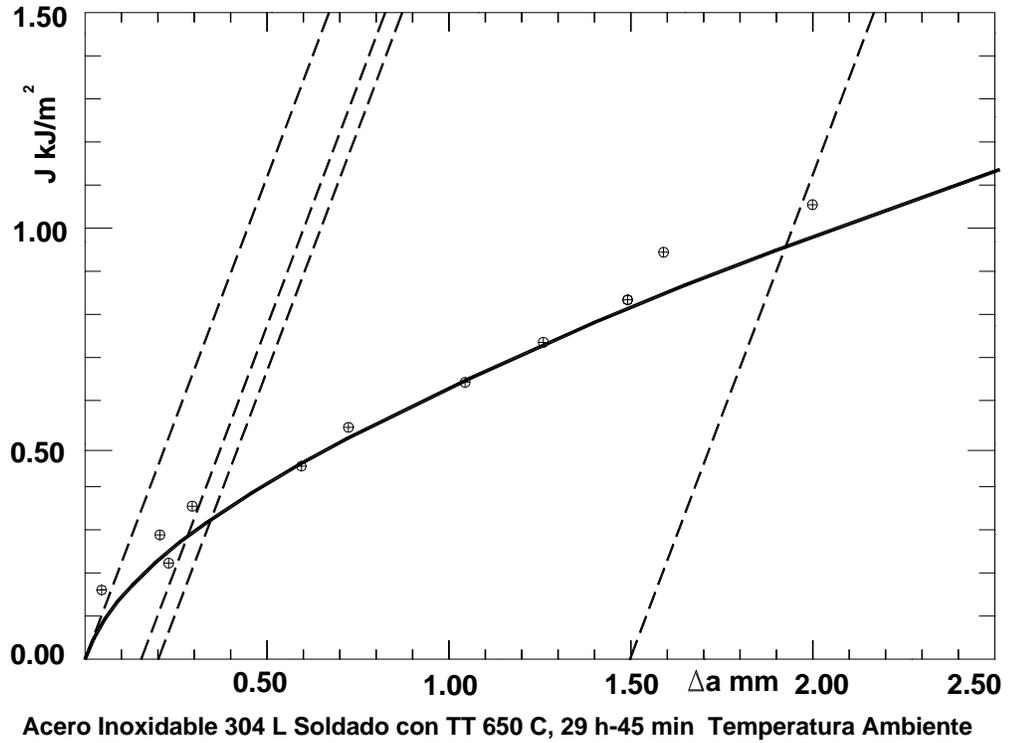


Figura 2.21.-Gráfica de un Ensayo de Tenacidad a la fractura

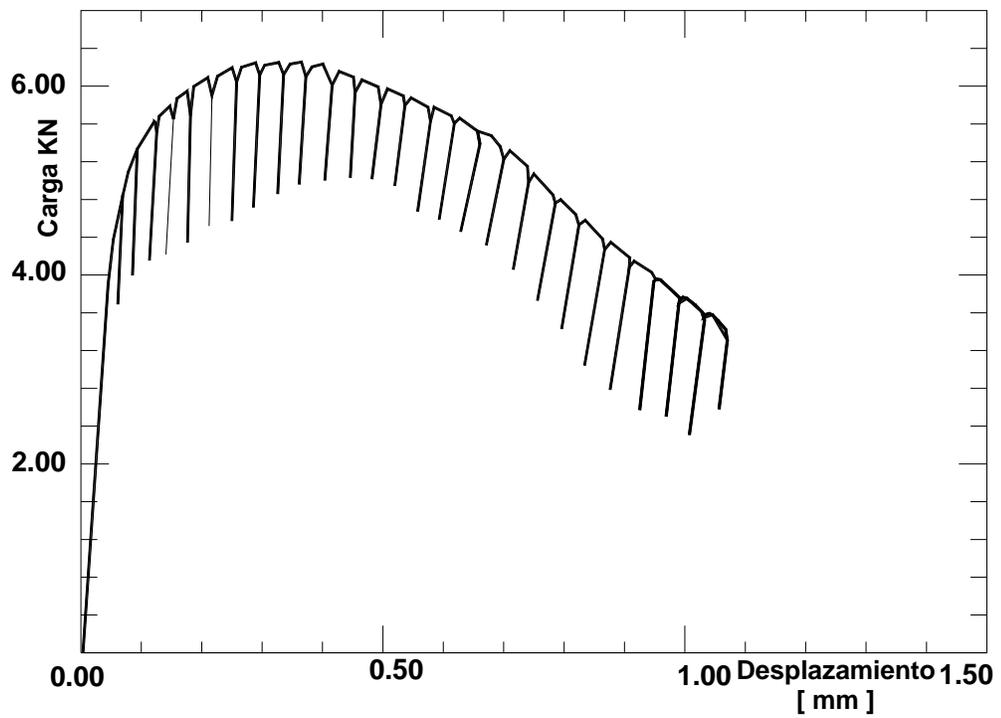


Figura 2.22.- Gráfica Carga – Desplazamiento, por el método de Complianza

Mecánica de Fractura Dependiente del Tiempo, a Alta Temperatura. Esta categoría se aplica a situaciones con régimen de comportamiento bajo termofluencia (creep), donde la sección transversal completa del componente, previo a y durante los eventos de crecimiento de grieta y fractura, se halla esencialmente bajo condiciones de carga totalmente plásticas. El creep ocurre con esfuerzos normalmente por abajo del límite elástico. La deformación dependiente del tiempo ocurre bajo cargas estáticas a temperaturas superiores de 0.4 a 0.5 veces la temperatura de fusión (en grados Kelvin). En general, el creep no es de importancia para aceros de baja aleación por debajo de 370 °C (700 °F), para aceros austeníticos por debajo de 538 °C (1000 °F), y aleaciones base níquel por debajo de 980 °C (1800 °F). Para la mayor parte de los componentes de una central nucleoelectrónica, la temperatura operativa está por debajo del intervalo de creep.

Análisis de la Mecánica de Fractura Probabilística

Los análisis de mecánica de fractura pueden realizarse tanto en forma determinística como probabilística. La metodología de la mecánica de fractura determinística se usa cuando toda la información de entrada para el análisis se considera conocida con certeza, o las estimaciones conservadoras suministran resultados aceptables. La mecánica de fractura probabilística (MFP) evolucionó cuando se necesitaron técnicas analíticas que pudieran suministrar resultados más representativos de situaciones reales que los que podrían ofrecer los análisis conservativos de los límites inferiores. La MFP se aplica corrientemente en el análisis de confiabilidad de componentes tales como los recipientes de presión de reactores, tuberías, generadores, álabes y discos de las turbinas de gas. El propósito de la MFP es estimar o limitar la confiabilidad [1-(probabilidad de fractura)] de un componente agrietado, y para averiguar en forma cuantitativa la influencia de las decisiones ingenieriles y gerenciales sobre la confiabilidad de un componente. Las aplicaciones convencionales de la mecánica de fractura determinística asumen que toda la información de entrada se conoce con certeza. Sin embargo, en muchos ejemplos, toda la información de entrada no se conoce con ningún grado de precisión. En tales casos, se utilizan a menudo como datos de entrada, estimaciones conservadoras o las del “peor caso”. A partir de la suposición del conservatismo compuesto, de que todos los valores de los “peores casos” ocurren simultáneamente, se pueden obtener a menudo a resultados muy pesimistas e imprácticas. La MFP, la cual combina los cálculos de la mecánica de fractura convencional con apropiados métodos estadísticos, se desarrolló para minimizar esta acumulación de conservadurismos. La MFP está basada firmemente sobre los principios y procedimientos de la mecánica de fractura

determinística, pero considera que una o más de las variables de entrada se hallan distribuidas al azar. En muchos análisis de la MFP numerosas variables de entrada se consideran azarosas. Los siguientes son ejemplos de variables azarosas como:

- Tamaño de grieta inicial y/o ubicación
- Capacidades de inspección para detección y determinación de tamaño de grietas
- Factores ambientales tales como la magnitud de esfuerzos, frecuencia, temperatura y concentraciones de compuestos significativos
- Propiedades del material tales como la tenacidad a la fractura, las características del crecimiento de grieta subcrítico, y las propiedades tensiles

En cualquier aplicación, no todos estos parámetros necesitan ser considerados azarosos, sólo aquellos parámetros con una dispersión (o incertidumbre) que produzcan los mayores efectos sobre los cálculos de la vida en servicio o confiabilidad. En algunos casos, sin embargo, el impacto de las incertidumbres de las variables puede no ser bien conocida a priori, y el análisis de la MFP puede ser usado para cuantificar la influencia de tales variables.

La simulación de Monte Carlo es una de las varias técnicas para generar resultados numéricos en un análisis probabilístico, además es una técnica numérica general para la determinación de la distribución de las variables dependientes. Es de una aplicabilidad amplia en la generación de resultados numéricos a partir de los modelos de mecánica de fractura probabilística. La inclusión de dependencias entre las variables de entrada es relativamente directa en las técnicas de Monte Carlo, así como el tratamiento de distribuciones de las variables de entrada, que no son fácilmente caracterizables usando estadística.

El procedimiento consiste en seleccionar un valor para cada variable de entrada a partir de su conocida distribución estadística. Estos valores son entonces usados para calcular un valor correspondiente de la variable de entrada (dependiente). Esto se repite muchas veces suministrando muchos valores de la variable de entrada, los cuales son usados luego para construir un histograma. Esto da lugar a una aproximación de la deseada función de densidad de probabilidad. A medida que se generan más valores y el histograma “depósito” se hace pequeño, los resultados se aproximan a la real función de densidad de probabilidad. Típicamente, la probabilidad de falla se define como el número de simulaciones que dan lugar a falla, dividido por el número total de simulaciones. Claramente, es mucho el tiempo de computación que puede

ser consumido, pero el uso de las técnicas de Monte Carlo no significan necesariamente un gran gasto en tiempo de computación. La generalidad y su facilidad de aplicación hacen a las técnicas de Monte Carlo ampliamente aplicables a problemas tales como los encontrados en la mecánica de fractura probabilística.

2.5.6. Tenacidad a la fractura de la vasija

Por medio de métodos de mecánica de fractura, se debe determinar la tenacidad a la fractura de la vasija a fin de realizar un análisis de integridad de la vasija, tanto en metal base soldadura y zona afectada por el calor. Los programas de vigilancia usan muestras reales del acero de vasija, cargadas en cápsulas de vigilancia y colocadas en una región próxima al núcleo, para utilizarse en la evaluación de la fragilización neutrónica de la vasija y otros materiales de componentes de ésta. La figura 2.23 muestra el lugar donde se toman las muestras, para soldadura y zona afectada por el calor (ZAC).

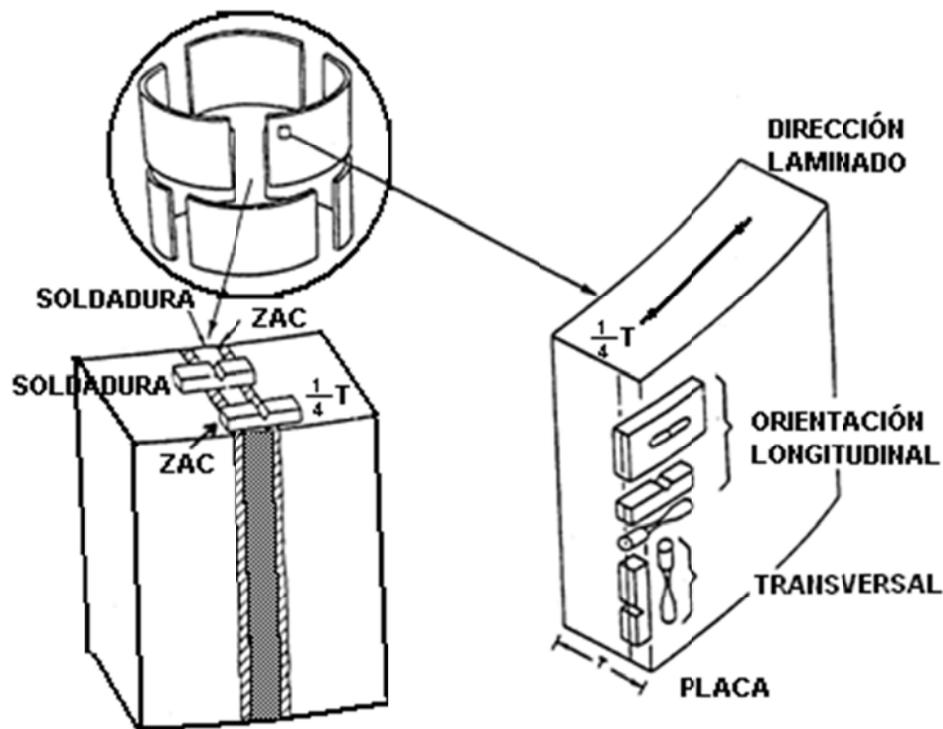


Figura 2.23.- Lugar de muestreo para probetas de Soldadura y Zona Afectada por el Calor

La Tenacidad a la fractura en aceros de vasija es dependiente de la temperatura, cambiando de valores bajos de K a altos, con el aumento de temperatura. Sin embargo la irradiación neutrónica

tiene el efecto contrario y aumenta la fragilidad del acero. El comportamiento de fractura de dúctil a frágil o viceversa en función de la temperatura se evalúa con ensayos de impacto en probetas Charpy con muescas en “V”. Un dato importante obtenido es la Temperatura a la cual el material cambia de comportamiento dúctil a frágil también la temperatura de transición para ductilidad nula, NDTT (Nil Ductility Transition Temperature). El principal uso ingenieril del ensayo Charpy en referencia a la fractura frágil son las curvas de Energía (Cv) contra Temperatura, para definir la Temperatura de Transición. El concepto es dar elementos para la selección del material, el cual tenga suficiente tenacidad a la entalla cuando esté sujeto a condiciones severas de carga, mediante un ensayo estandarizado, sin considerar las propiedades de fractura del material o concentración de esfuerzos por una grieta o defecto.

El concepto de **Temperatura de Transición** es la determinación de una temperatura arriba de la cual la fractura frágil, no ocurrirá a niveles de esfuerzos elásticos.

La temperatura de nula ductilidad, Nil Ductility Temperature (NDT), es decir 100% frágil.

La temperatura de referencia para ductilidad nula, RT_{NDT} , obtenida a través de ensayos Charpy, para la cual el material muestra por lo menos una energía de impacto de 68 J (50 ft-lb) y 0.9 mm (0.035 in) de expansión lateral (normal a la dirección principal de trabajado), menos 33 °C (60 °F). La RT_{NDT} para los recipientes fabricados después de 1972 debe ser determinada para todos los materiales de la vasija de acuerdo a los requisitos de la Sección III del Código ASME

La fragilización por el flujo neutrónico, se manifiesta por el corrimiento de la temperatura RT_{NDT} hacia temperaturas más altas (hacia la derecha) la figura 2.24 muestra este corrimiento y como se iguala con el cambio medido en temperatura del nivel de energía de Charpy de 41 J (30 ft-lb), entre el material no irradiado e irradiado.

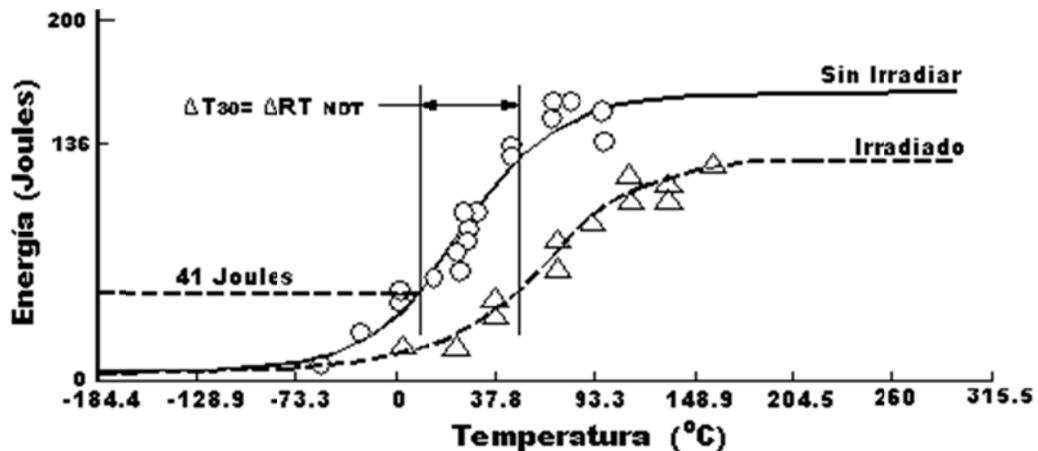


Figura 2.24.- Curvas de una Cápsula de Vigilancia, mostrando el Incremento RT_{NDT} debido a la Irradiación

Una curva de referencia de tenacidad a la fractura ha sido desarrollada para aceros de recipientes a presión, a partir de experiencias conducidas en un amplio rango de aceros ferríticos. Los factores de intensidad de esfuerzos críticos fueron determinados a partir de ensayos estáticos, dinámicos y de arresto de grieta, y estos valores se expresaron como una función de la temperatura relativa a la temperatura de referencia RT_{NDT} . La curva K_{IR} mostrada en la Figura 2.25 es el límite inferior de todos esos datos; la curva límite fue seleccionada de modo tal que no podría predecirse propagación de grieta para valores de factores de intensidad de esfuerzos por debajo de esa curva. La curva K_{IC} también se muestra en la Figura 2.25 y es el límite inferior de la tenacidad a la fractura para iniciación, la cual está significativamente por encima de la curva K_{IR} . Para ser conservador, la curva K_{IR} se utiliza para determinar los límites de presión y temperatura operativos para un reactor durante la operación de la planta.

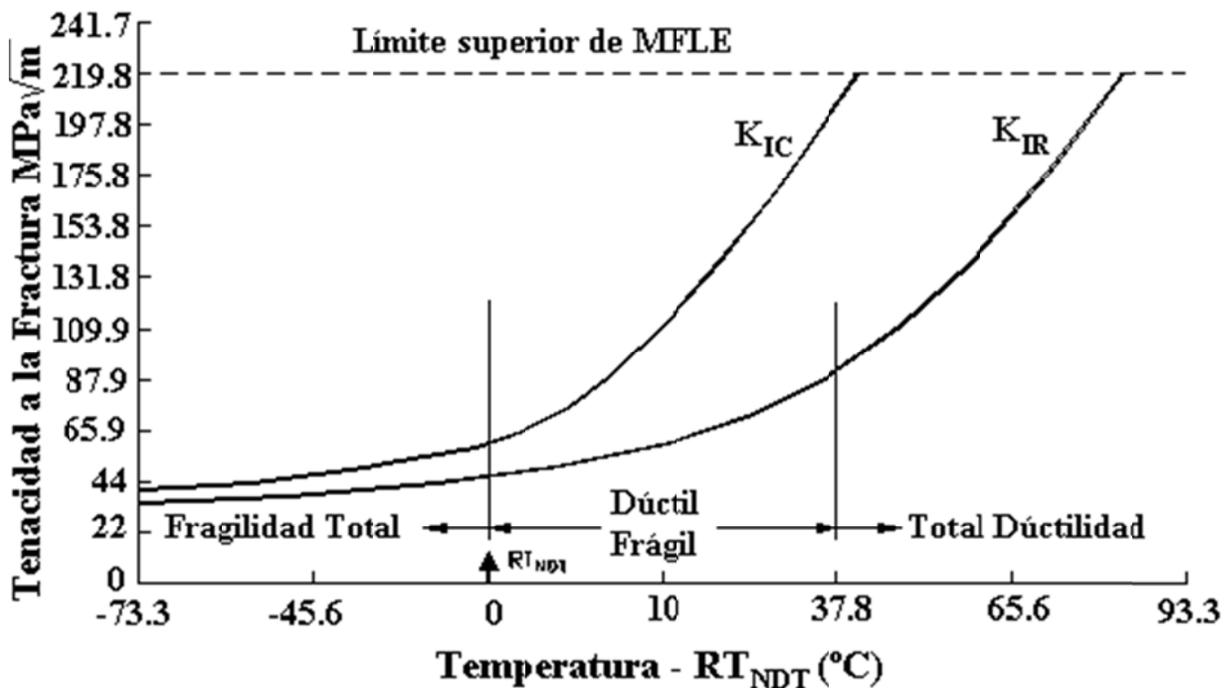


Figura 2.25.- Curvas de Referencia de Tenacidad a la Fractura

2.5.7. Límites de operación Presión-Temperatura

Las condiciones para la operación normal para cualquier planta están especificadas en términos de los límites permitidos de Presión-Temperatura (P-T), los cuales deben ser seguidos a fin de mantener los márgenes adecuados contra fractura frágil de un recipiente de presión de un reactor

según el Código Federal de Regulaciones ASME. Los métodos de la LEFM son utilizados para establecer estos límites operativos con un margen suficiente para prevenir cualquier propagación de fisura en la pared de la vasija durante la operación normal. Esto se asegura por la estipulación en el análisis de las siguientes suposiciones conservadoras:

Hasta un cuarto del espesor ($1/4T$), la presencia de una falla orientada axialmente en la pared de la vasija

Un factor de seguridad de 2.0 sobre el esfuerzo de membrana,

El uso del límite inferior de la curva de referencia de tenacidad a la fractura K_{IR} con el valor límite (el más alto) de la RT_{NDT} para la vasija.

Con estas suposiciones y usando las máximas velocidades permitidas de calentamiento y enfriamiento, generalmente $55\text{ }^{\circ}\text{C/hr}$, la relación esfuerzo-temperatura a ser mantenida está dada por:

$$2K_{IM} + K_{It} \leq K_{IR} \quad (2.34)$$

donde:

K_{IM} es el factor intensidad de tensiones (en el extremo de la fisura) causado por la tensión (presión) de membrana.

K_{It} es el factor intensidad de tensiones causado por los gradientes térmicos.

K_{IR} es la tenacidad a la fractura obtenida de la curva de referencia del Código ASME como una función de la temperatura relativa a la RT_{NDT} del material.

A partir de esta ecuación, se pueden identificar fácilmente las variables que afectan los límites de calentamiento y enfriamiento.

Durante el calentamiento K_{It} es de compresión sobre la superficie interior (ID, *Inside Diameter*) y de tensión sobre la superficie exterior (OD, *Outside Diameter*) de la pared de la vasija. Las tensiones y los FIT calculados se invierten durante el enfriamiento; esto es, de tensión sobre el interior y de compresión sobre el exterior. Por lo tanto, se postula una falla superficial a un cuarto del espesor de pared sobre el ID para las condiciones de enfriamiento y sobre el OD para las de calentamiento. En la Figura 2.26 se da un ejemplo de las curvas límites de presión-temperatura resultantes.

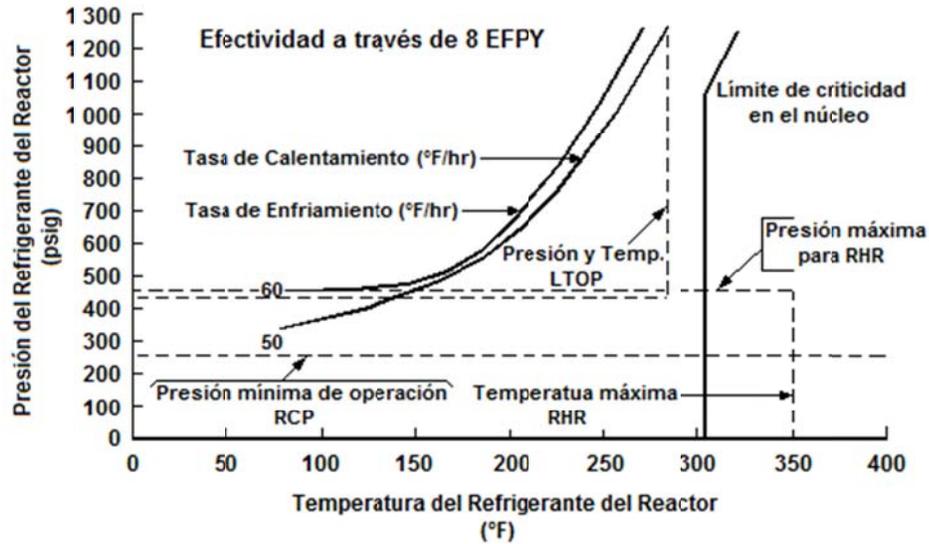


Figura 2.26.- Curvas típicas limitativas de Presión-Temperatura del sistema de enfriamiento del Reactor

Los efectos de la irradiación sobre la tenacidad de la vasija se deben considerar también en el cálculo de los límites permitidos de presión-temperatura. Típicamente, estas curvas límite operativas se revisan cada 5 ó 10 años para reflejar la condición de cambio de la pared de la vasija. El cambio en la RT_{NDT} para la vasija se mide a través de un programa de vigilancia del material de la vasija del reactor, o se predice utilizando un método de curva directriz. La RT_{NDT} de la vasija se extrapola hasta 10 años o más y en conformidad se ajustan los límites de presión-temperatura.

3. DESARROLLOS TECNOLÓGICOS DE SISTEMAS DE SOLDADURA Y DETERMINACIÓN DE LA TEMPERATURA DE REFERENCIA T_0 APLICADOS EN LA VIGILANCIA Y POTENCIAL EXTENSIÓN DE VIDA DE VASIJAS EN NUCLEOELÉCTRICAS

3.1. Desarrollo del Sistema de Soldadura para la Reconstitución de Probetas Charpy

A grandes rasgos la reconstitución consiste en (ver Figura 1.2):

- a) Las mitades de las probetas Charpy ensayadas, se maquinan a una longitud mínima de 18 mm por norma, eliminando la parte deformada por el ensayo de impacto. Con lo anterior se obtiene un volumen útil y representativo del material (INSERTO).
- b) Se sueldan dos implantes (extensiones metálicas cilíndricas) en los extremos del inserto.
- c) Por último se realiza un maquinado, hasta obtener una probeta Charpy estándar de acuerdo a la norma ASTM-E23 “Test Method for Notched Bar Impact Testing of Metallic Materials” [13].

El término “Stud Welding” se utiliza en general para la unión de un implante metálico a otra pieza metálica similar. La soldadura puede realizarse por arco eléctrico, resistencia, fricción, rayo láser, haz de electrones u otro proceso, con o sin gas inerte de protección. En nuestro caso el equipo utilizado es de arco eléctrico con compresión y utilizando helio de alta pureza como gas inerte de protección. Este proceso de soldadura tiene requisitos y particularidades específicas como las siguientes:

1. Protección y Seguridad Radiológica. El material se encuentra activado con una emisión de radiación Gamma entre 60 y 150 mR/h por probeta, por lo tanto, la manipulación, manejo y maquinado, deben ocurrir de tal manera que aseguren una adecuada protección al personal.
2. No alterar las propiedades del material en al menos 1 cm^3 . Al soldarse los implantes al inserto éste se afecta en la parte fundida (Zona Soldada del inserto) y la Zona Afectada por el Calor (ZAC) en donde se tiene un recocido, como estas zonas no son representativa nos limita a que tanto la zona soldada como la ZAC sean pequeñas.
3. Calificación del Proceso. El proceso de soldadura por “Stud Welding” debe ser calificado de acuerdo a la Norma ASTM E 1253-07 [14]. Con la calificación también garantizamos reproducibilidad y definimos los parámetros que se usarán en fabricación además de los requisitos dimensionales y el Aporte de Calor.

4. Programa de Garantía de Calidad. En este proceso se aplica un Programa de Garantía de Calidad compatible con los 18 criterios establecidos en el Code of Federal Regulations 10CFR50 Apéndice B.

3.1.1. Sistema de soldadura

El sistema de soldadura se compone de:

1. Fuente de potencia
2. Plataforma de soldadura
3. Programador lógico computarizado (PLC) que controla el subsistema neumático
4. Aislador de señales para (3) termopares tipo “K”
5. Controlador de flujo de helio
6. Tarjeta de control y adquisición de datos
7. Computadora portátil
8. Software para:
 - a. El control del proceso de forma remota, que mediante la distancia mayor a dos metros permite la protección radiológica del operador
 - b. La adquisición de los parámetros de soldadura en tiempo real
 - c. La generación de informes y sus gráficas
9. Estéreo microscopio
10. Cilindros de helio de alta pureza.

Este sistema de soldadura para la reconstitución de probetas Charpy se muestra en forma general en la figura 3.1.

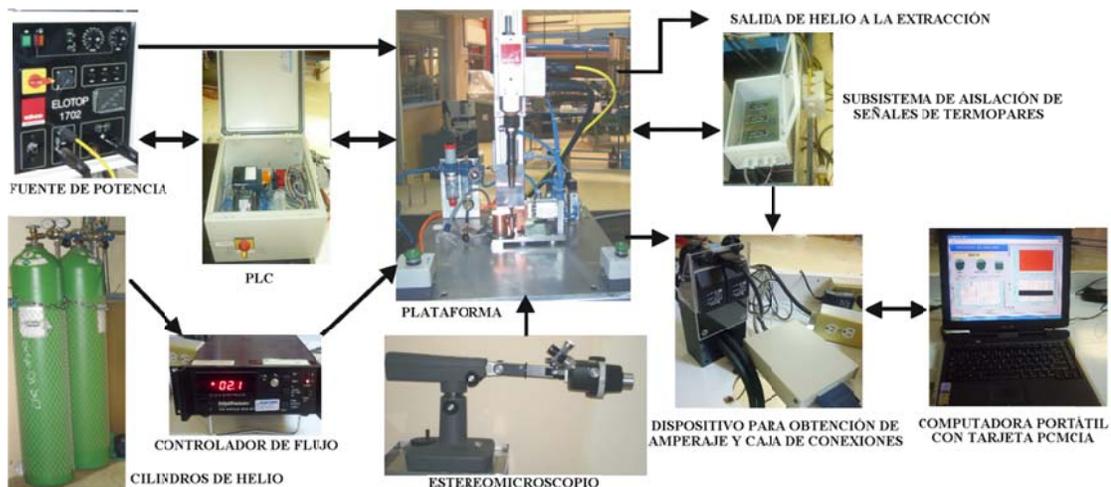


Figura 3.1.- Sistema de Soldadura de Reconstitución de Probetas Charpy

3.1.2. Proceso de soldadura

El proceso de soldadura en forma general consta de los 4 pasos que se ilustran en la figura 3.2. El paso 1 consiste en bajar el implante para que haga contacto con el inserto, este contacto lo detecta el PLC y la fuente de potencia está preparada para iniciar el arco de soldadura. Los pasos 2, 3 y 4 se realizan automáticamente al oprimir el botón de arranque. El paso 2 es la creación de un pre-arco, en el paso 3 se separa el implante y se crea el arco de soldadura y, en el paso 4, se presiona el implante sobre el inserto que comprime el fundido.

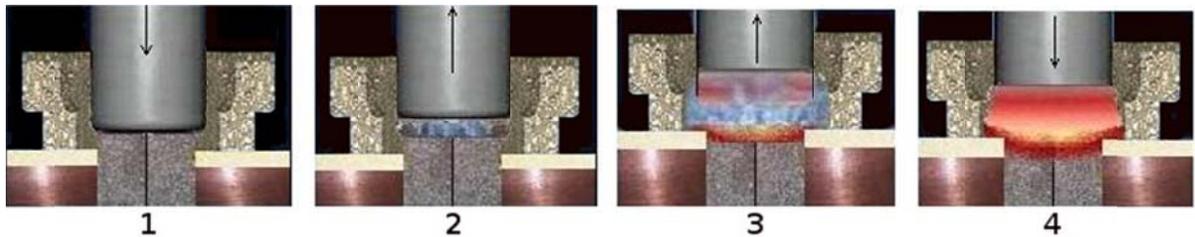


Figura 3.2.- Pasos generales en el proceso de soldadura

El proceso de soldadura se realiza en una atmósfera inerte, creada por un alto flujo de helio de 125 litros por minuto (LPM). En el proceso se utiliza un cerámico circular plano que está sobre el inserto y otro cerámico circular sobre el implante, estos cerámicos tienen la función de contener el acero fundido entre ellos. Lo anterior y el dispositivo de flujo se muestran en la figura 3.3.



Figura 3.3.- Cerámicos usados y dispositivo de flujo.

El programa para el sistema de soldadura está basado en un lenguaje de programación gráfica mediante la plataforma LabVIEW. El conjunto de programas que se encargan de realizar el

control, adquisición de datos y visualización de parámetros del sistema, se integran en un programa principal.

La rutina principal, muestra la pantalla inicial, figura 3.4, donde se selecciona el proceso a realizar, el cual puede ser:

1. Medición de temperaturas a diferentes distancias.
2. Proceso de soldadura

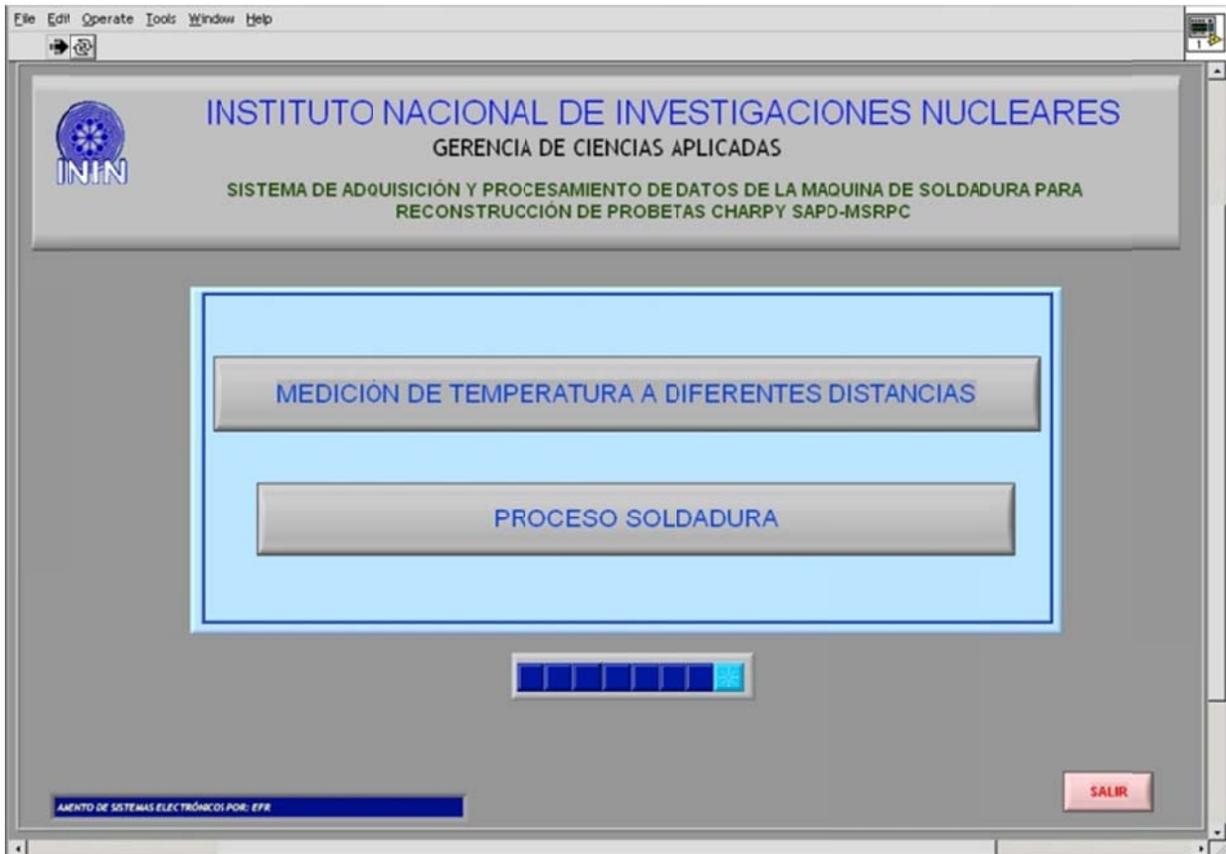


Figura 3.4.- Pantalla inicial del programa de soldadura.

Una vez seleccionada alguna de las opciones. El programa entra en una subrutina que ejecuta la opción seleccionada, el control remoto desde la computadora portátil se hace mediante cuatro señales enviadas por el programa hacia el sistema de soldadura, por medio de la tarjeta de control y adquisición de datos, estas señales son: *AVANZAR*, *RETROCEDER*, *START* y *ACTIVAR FLUJO*. La Figura 3.5 muestra la pantalla del programa.

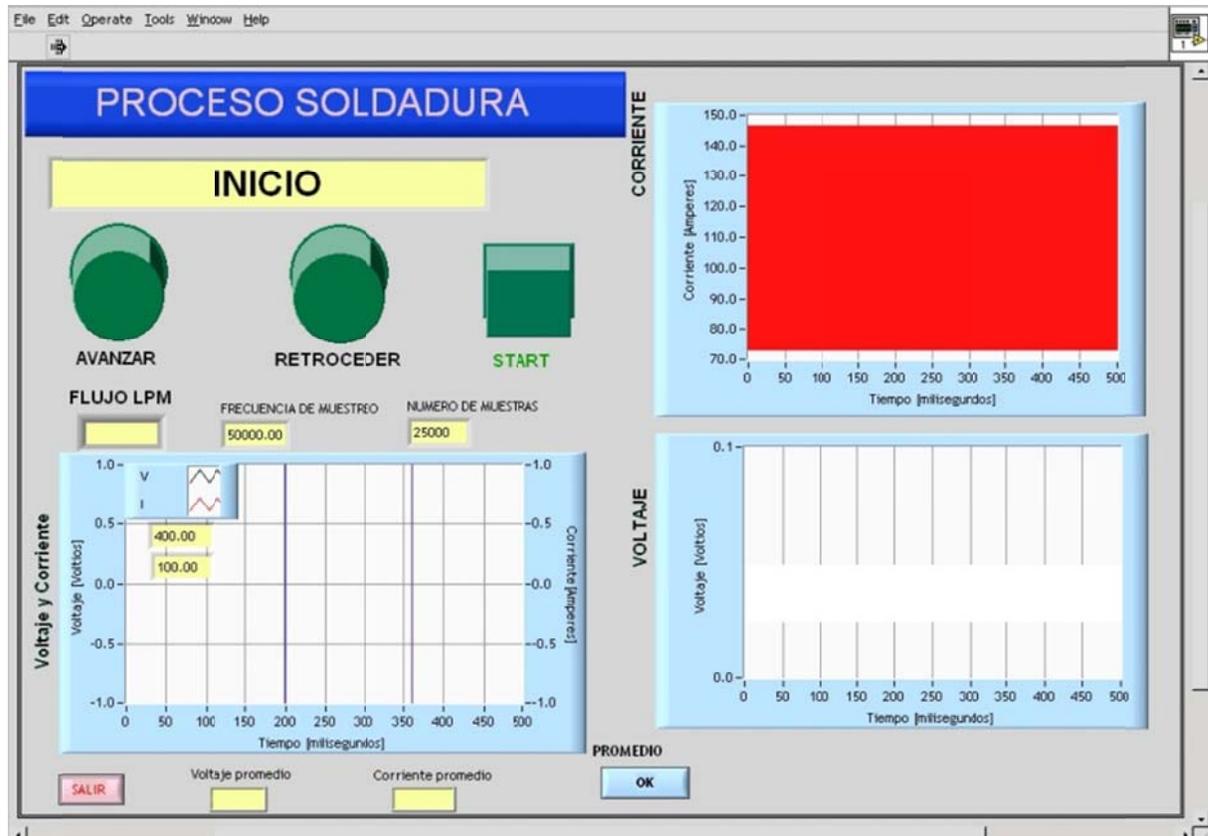


Figura 3.5.- Pantalla de programa de soldadura.

Al momento de soldar, se adquieren de forma automática y en tiempo real los parámetros del proceso, tanto del primer como segundo implante y se almacenan en un informe, asimismo, se despliegan en la pantalla las gráficas de voltaje (en negro) y corriente (en rojo). Como ejemplo, las gráficas de corriente y voltaje se muestran en la figura 3.6, estas graficas permiten por medio de dos cursores (líneas verdes) los cuales nos permiten posicionarlos para calcular el voltaje y la corriente promedio y discriminar los valores que no son de interés, como son los valores en donde no existe el arco eléctrico, en la figura el pico de voltaje nos indica el pre-arco de soldadura y no es de interés para calcular el voltaje promedio, los valores de interés son los que se encuentra entre los dos cursores y son los valores inmediatos en donde sube el voltaje en forma casi vertical y los valores antes de que el voltaje baje casi de forma vertical, este intervalo es donde el arco eléctrico de soldadura está “estable”.

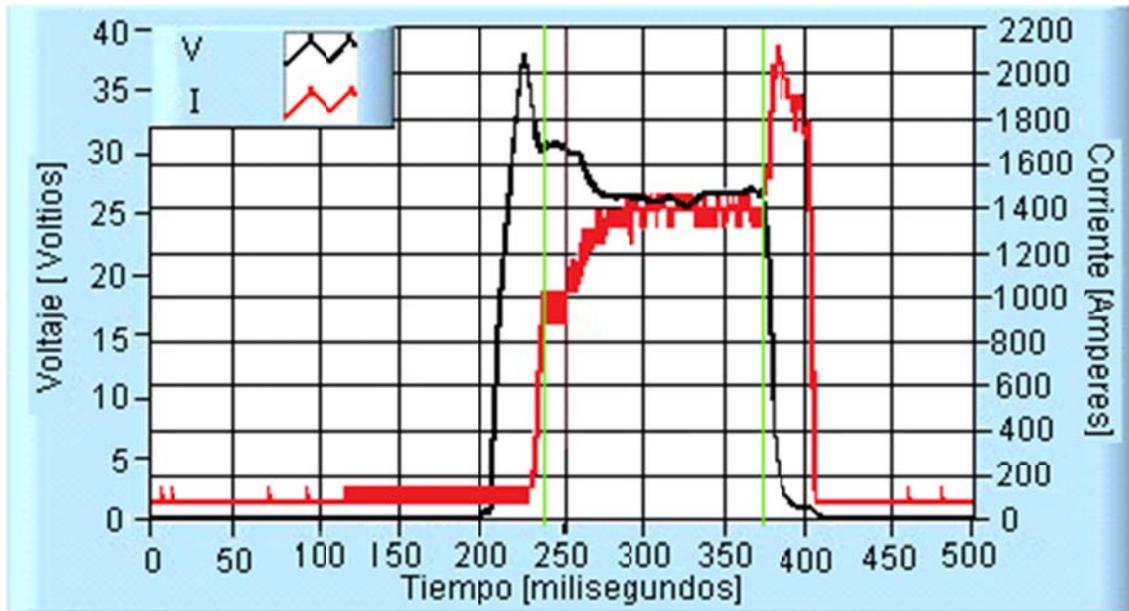


Figura 3.6.- Gráficas de Corriente y Voltaje en el proceso de soldadura.

La figura 3.7 nos muestra el informe que se presenta después de soldar los dos implantes al inserto, este software se programó en Visual Basic versión 6 y tiene la finalidad de conjuntar los dos informes generados en Labview por cada inserto, lo anterior sin que el operador pueda manipularlos o modificarlos, por lo tanto se tienen los valores de los parámetros de soldadura, para el primer y segundo implante, también el informe agrega las gráficas de voltaje y corriente como las mostradas en la figura 3.5 y estas mismas gráficas por separado, es decir se dan tres graficas por implante y seis por inserto. El segundo implante tiene “*fecha*” que aunque parezca redundante, no lo es, dado que no necesariamente se debe soldar el primer implante y segundo en la misma fecha. Por otro lado, este mismo programa compara los valores de los parámetros con el rango de valores calificados y si están en este intervalo los califica como “OK” y si no, los califica como “FUERA DE RANGO”. El programa permite cambiar el rango de valores por el supervisor, en caso de nueva calificación del proceso o caducidad de la calificación.

	<h2 style="margin: 0;">INSTITUTO NACIONAL DE INVESTIGACIONES NUCLEARES</h2>																				
<p>INFORME DE SOLDADURA PARA RECONSTITUCION DE PROBETAS CHARPY</p>																					
<p>HOJA: 1 DE 1</p>																					
<p>NUM. DE INFORME: <u>SIN_RESORTE</u> FECHA <u>12/10/2010</u></p>																					
<p>PROCEDIMIENTO: <u>P.AU-17_REV: 1</u> ESPECIFICACION: <u>ES.AU-02_REV: 2</u> IDENTIFICACION DEL INSERTO: <u>SR1.0mm-01</u> INFORME DE CONTROL DIMENSIONAL: <u>NA</u></p>																					
<p>PRIMER IMPLANTE</p>																					
<p>AMPERAJE: <u>1256.11</u> Amperes TIEMPO <u>159.02</u> milisegundos LONGITUD DE ARCO: <u>1.0</u> mm VOLTAJE: <u>26.75</u> Voltios INFORME DE CONTROL DIMENSIONAL: <u>NA</u> FLUJO DE HELIO: <u>129.88</u> lpm NUM. DE CILINDRO: <u>9846</u></p>																					
<p>SEGUNDO IMPLANTE</p>																					
<p>AMPERAJE: <u>1269.74</u> Amperes TIEMPO <u>157.50</u> milisegundos LONGITUD DE ARCO: <u>1.0</u> mm VOLTAJE: <u>27.37</u> Voltios INFORME DE CONTROL DIMENSIONAL: <u>NA</u> FLUJO DE HELIO: <u>130.86</u> lpm NUM. DE CILINDRO: <u>9846</u> FECHA <u>12/10/2010</u></p>																					
<p>GRÁFICOS</p>																					
	<table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <thead> <tr> <th></th> <th colspan="2">PRIMER IMPLANTE</th> <th colspan="2">SEGUNDO IMPLANTE</th> </tr> <tr> <th></th> <th>OK</th> <th>FUERA DE RANGO</th> <th>OK</th> <th>FUERA DE RANGO</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>AMPERAJE</td> <td style="text-align: center;">*</td> <td></td> <td style="text-align: center;">*</td> <td></td> </tr> <tr> <td>VOLTAJE</td> <td style="text-align: center;">*</td> <td></td> <td style="text-align: center;">*</td> <td></td> </tr> </tbody> </table>		PRIMER IMPLANTE		SEGUNDO IMPLANTE			OK	FUERA DE RANGO	OK	FUERA DE RANGO	AMPERAJE	*		*		VOLTAJE	*		*	
	PRIMER IMPLANTE		SEGUNDO IMPLANTE																		
	OK	FUERA DE RANGO	OK	FUERA DE RANGO																	
AMPERAJE	*		*																		
VOLTAJE	*		*																		
<p>OPERADOR SUPERVISOR</p>																					
<p><u>FERNANDO CEDILLO ANGELES</u> <u>JESUS ROMERO CARRANZA</u> NOMBRE Y FIRMA NOMBRE Y FIRMA</p>																					

FP.AU-02/017

Figura 3.7.- Informe de Soldadura.

En el caso de soldaduras para la medición de temperatura también se registran las gráficas de temperatura así como la temperatura máxima censada por cada termopar. La figura 3.8 muestra las gráficas de temperatura.

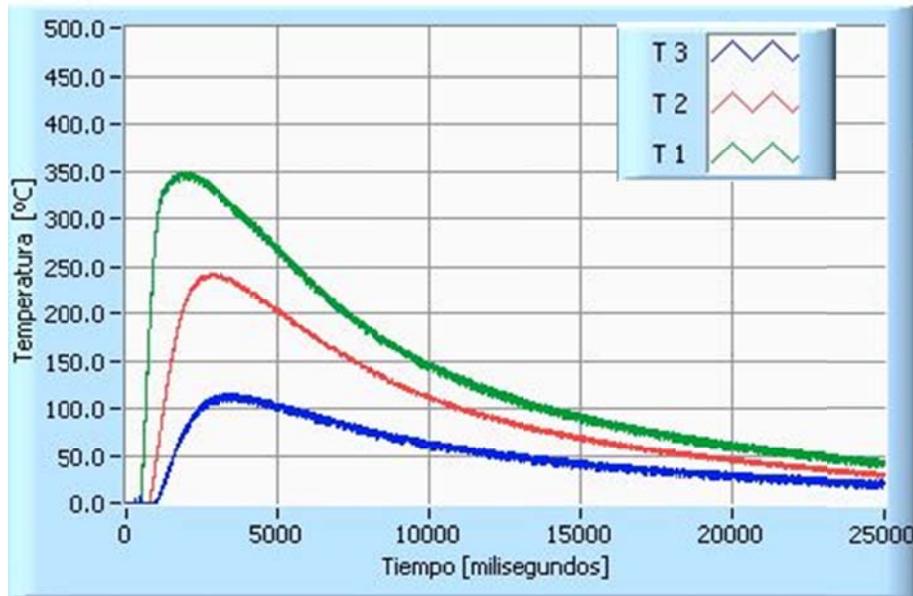


Figura 3.8.- Graficas de temperatura.

3.1.3. Calificación del proceso de soldadura

Esta calificación se hizo de acuerdo a la Norma ASTM E 1253-07[14]. El material empleado es acero de vasija. El material empleado es JRQ que es un Acero ASTM A533 grado B Clase 1 caracterizado por el OIEA, idéntico al de la vasija [15].

Las dimensiones y tolerancias en milímetros de maquinado del inserto e implante con que se realizó la calificación es la que se muestra en la siguiente Figura 3.9:

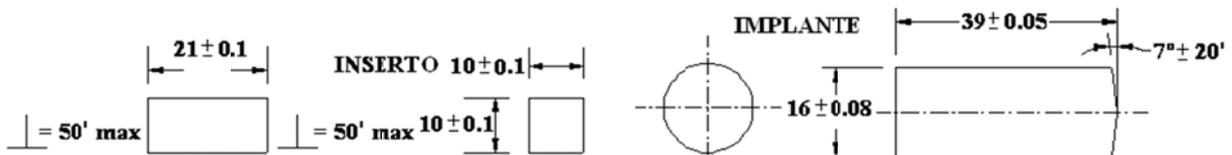


Figura 3.9.- Dimensiones de Inserto e Implante

La limpieza de los implantes e inserto se realizó en una tina ultrasónica, utilizando acetona como solvente.

Resumiendo la norma, los principales requisitos de calificación son 3:

1) La temperatura en el volumen central de 1 cm^3 del inserto no debe exceder la “temperatura de irradiación” del reactor ($288 \text{ }^\circ\text{C}$) en ningún momento en la soldadura, además, se debe cumplir lo descrito y esquematizado en la figura 3.10.

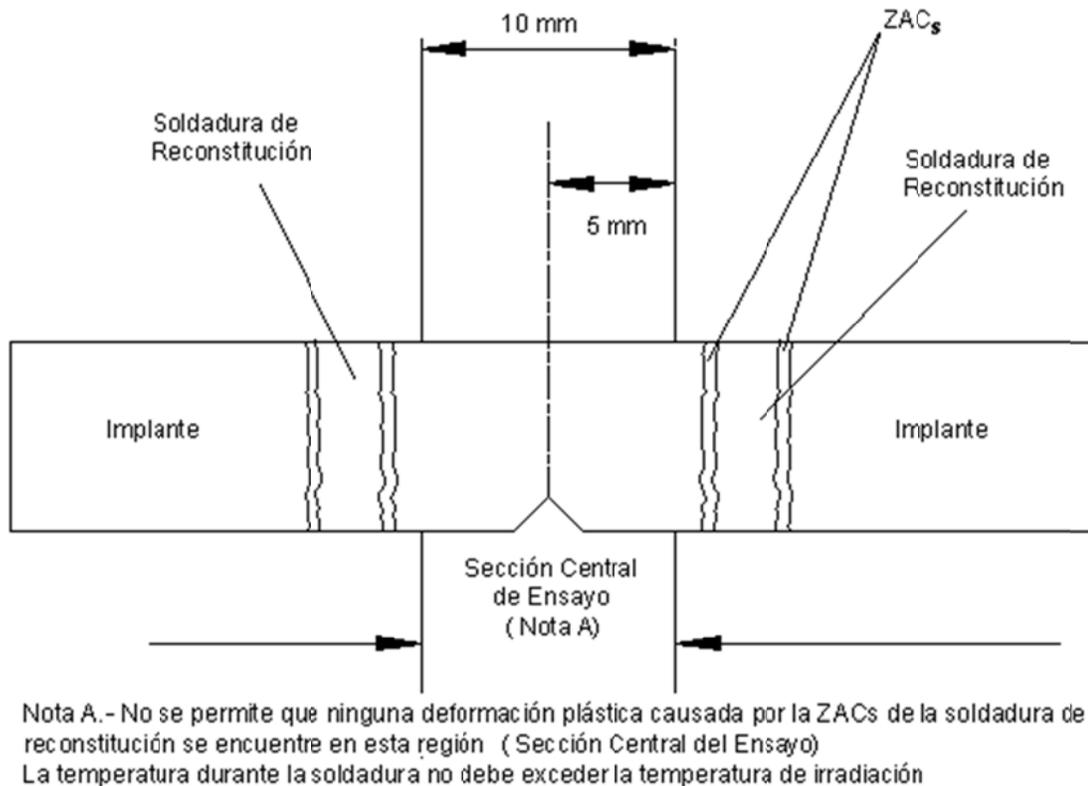


Figura 3.10.- Especificación de soldadura de reconstitución

2) Con al menos 8 probetas Charpy de material original, se debe construir la Curva de Energía de Impacto vs Temperatura y determinar la Temperatura de Transición de dúctil a frágil (Temperatura indexada a $T_{41 \text{ joules}}$), la Curva de Expansión lateral (EL) vs Temperatura y determinar la Temperatura indexada (transición dúctil-frágil) a 0.9 mm (35 mils) y la Curva de por ciento de apariencia de Fractura Dúctil (%FD) vs Temperatura y determinar la Temperatura indexada al 50 % de Fractura Dúctil.

- a. Se reconstituirán al menos una de las mitades que resulten del ensayo de impacto de las probetas originales y se maquinarán nuevas probetas Charpy que serán ensayadas a la misma temperatura, dirección y orientación, de las originales.

- b. Al comparar las curvas de las probetas originales y reconstituidas, éstas deben ser semejantes, al igual que las temperaturas indexadas.
- 3) Al realizar los ensayos de impacto no deben fracturarse las probetas reconstituidas en la soldadura de reconstitución.

3.1.3.1. Medición de temperatura máxima alcanzada al soldar

Como parte de la calificación pero antes de iniciar las soldaduras de calificación se realizó la medición de la máxima temperatura a 5, 10 y 15 mm utilizando insertos instrumentados que se maquinan para que pueda colocarse de uno a tres termopares K pudiendo medir hasta 6 temperaturas por probeta a 6 diferentes distancias, la posición de las puntas de los termopares debe ser al centro del inserto sobre la diagonal como se ilustra en la Figura 3.11. También se hicieron pruebas, llenando el orificio donde está el termopar con plata para mejor contacto con el inserto, pero la temperatura máxima alcanzada es menor que sin usar plata, por lo que se optó medir la temperatura sin llenar el orificio donde está el termopar, pero se cuidó mucho las dimensiones de la punta del termopar, con el diámetro del orificio, para un buen contacto.

Se requiere para que el subsistema de medición de temperatura sea aceptado, validar la temperatura medida en el inserto, de la soldadura de reconstitución de las probetas Charpy a diferentes distancias de la interfase de soldadura y realizar una serie de comparaciones de temperaturas con referencia al Termómetro patrón de resistencia de platino y su indicador, con multímetro marca: Heraeus /Keithley modelo PT-100/2010. El patrón está conectado también a una punta fría como la establece la normativa de calibración.

El desarrollo para validar la medición de la temperatura de soldadura, se hace utilizando el sistema empleado (Nuestro sistema de medición de temperatura consiste en los tres termopares tipo K calibrados, el subsistema de aislación que evita que la alta corriente de soldadura afecte la tarjeta de control y adquisición de datos, la computadora portátil con el software que mide la temperatura) para medir la temperatura en los insertos y compararla con el termómetro patrón calibrado, lo anterior se hace colocando los 3 termopares barriendo un rango de temperaturas desde ambiente hasta 700 °C dejando en cada caso un tiempo suficiente para que se estabilice, una vez estabilizada se toma la medida de la temperatura comparándola con la del patrón. Se hizo un ajuste en el sistema de tal forma que 300 °C medidos en el sistema corresponden a 300 °C reales.

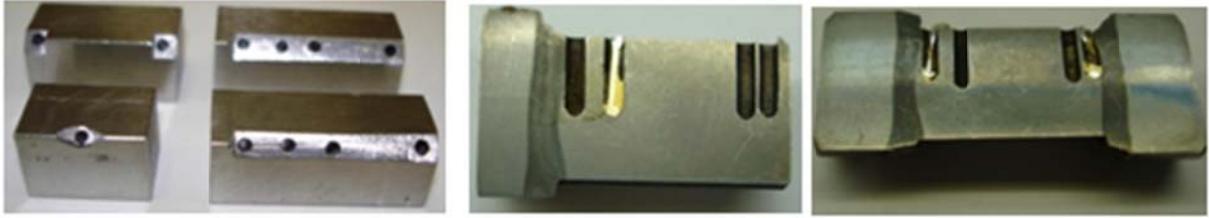


Figura 3.11.- Insertos con orificios para medir la temperatura máxima y su sección transversal

La temperatura máxima alcanzada al soldar fue de 140 °C, como se muestra en la figura 3.12.

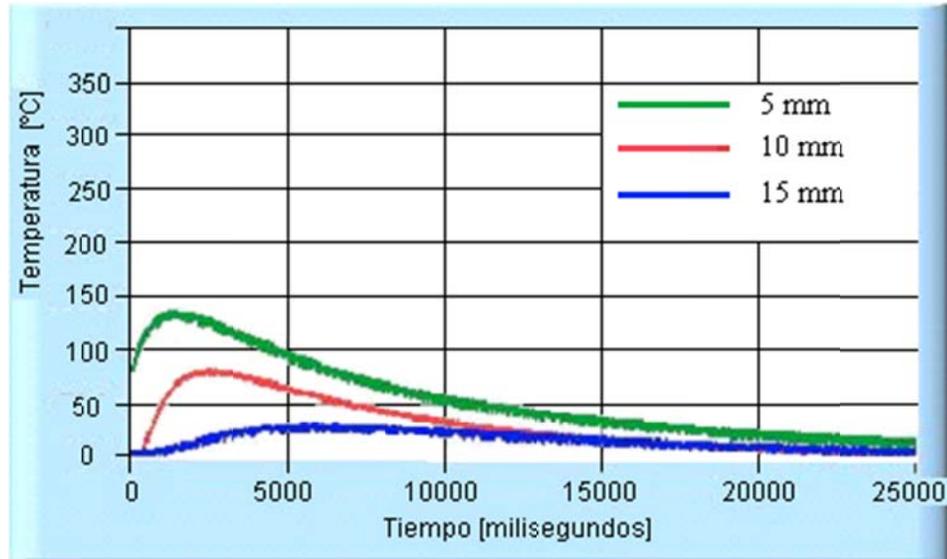


Figura 3.12.- Temperatura máxima alcanzada a 5, 10, y 15 mm de la superficie del inserto

Dado que nuestro inserto instrumentado mide 18 mm y a 5 mm de la soldadura la temperatura máxima alcanzada es de 140 °C, cumplimos con amplio margen que la temperatura en el volumen central de 1 cm³ del inserto no excede la temperatura de irradiación de 288 °C. El inserto se enfría de 140 °C a 60 °C en 8 segundos, lo anterior se debe al alto flujo de helio (125 LPM) y la alta conductividad térmica del helio (0.128 Kcal/h m a T=0°C) [7]. La rápida disipación del calor en el inserto también se debe a las mordazas de cobre que están sujetando al inserto cuyo volumen es de 140 cm³. El volumen de los implantes de 9.8 cm³ también ayuda a disminuir la temperatura del inserto por la disipación de calor.

En esta calificación se detectó que era necesario un estudio más detallado, con un número alto de soldaduras a diferentes distancias para definir la distancia a que se alcanza la temperatura de irradiación (288 °C) y el efecto real sobre la microestructura en el inserto. Este estudio se presenta en el subcapítulo 3.1.5.

3.1.3.2. Ensayo de impacto en probetas originales

Se maquinaron 9 probetas Charpy de acero JRQ, (Su identificación fue JRQ-02 ...hasta JRQ-10). Estas probetas son las probetas originales para la calificación. La identificación de las mitades de los Insertos debe ser la que tiene la probeta original y aumentando la letra “A” o “B” para cada media probeta, con lo anterior se cumple, que la identificación debe permitir remontarse a la probeta original.

Se realizó el ensayo de Impacto de las 9 probetas Charpy de acero JRQ a diferente temperatura de acuerdo a la Norma E23 “Test Methods for Notched Bar Impact Testing of Metallic Materials”, se construyó la Curva de Transición Dúctil –Frágil, la Temperatura indexada a T_{41J} , Energía de Impacto, Expansión Lateral (EL) y % de Fractura Dúctil (%FD). Los datos para obtener las curvas se muestran en la Tabla I.

Tabla 1. Datos del ensayo en probetas JRQ Originales.

PROBETA	Temperatura		Energía		Expansión Lateral		% FD
	(°C)	(°F)	(Joules)	(ft-lb)	(mm)	(mils)	
JRQ-08	-97.77	-144.396	5	3.688	0.123	4.84251	3
JRQ-06	-40	-40	9	6.6384	0.204	8.03148	3
JRQ-10	-20	-4	43	31.7168	0.822	32.36214	10
JRQ-04	0	32	70	51.632	1.155	45.47235	23
JRQ-02	15	59	120	88.512	1.737	68.38569	45
JRQ-03	50	122	164	120.9664	2.308	90.86596	80
JRQ-05	93.33	199.4	202	148.9952	1.982	78.03134	100
JRQ-09	150	302	187	137.9312	2.409	94.84233	100
JRQ-07	190	374	200	147.52	2.012	79.21244	100

3.1.3.3. Soldaduras de reconstitución

Se realizaron las soldaduras de reconstitución de 18 insertos de acuerdo a los procedimientos, y especificación de soldadura, cuyos parámetros principales son los mostrados en la tabla 2.

Tabla 2. Principales parámetros de soldadura de reconstitución.

Amperaje promedio: 1300 Amperes.	Voltaje promedio: 28 Voltios.
Tiempo de arco eléctrico: 130 milisegundos.	Longitud de Arco: 2.5 mm.
Flujo de Helio de Alta Pureza: 125 LPM.	Aporte de Calor: 4732 Joules

3.1.3.4. Ensayo de impacto de probetas Charpy reconstituidas

Se realizó el ensayo de Impacto de las probetas Charpy reconstituidas, cada probeta se ensayó a la misma temperatura de la probeta original de acuerdo a la Norma ASTM E23, se construyeron las Curvas respectivas. Los datos para obtener las curvas se muestran en la tabla 3.

Tabla 3. Datos del ensayo en probetas JRQ Reconstituidas

PROBETA	Temperatura		Energía		Expansión Lateral		% FD
	(°C)	(°F)	(Joules)	(ft-lb)	(mm)	(mils)	
JRQ-08A	-98	-144.39	4	2.9504	0	0	0
JRQ-06B	-40	-40	30	22.128	0.581	22.87397	3
JRQ-10B	-20	-4	48	35.4048	0.854	33.62198	10
JRQ-04B	0	32	86	63.4336	1.324	52.12588	23
JRQ-02B	15	59	130	95.888	1.637	64.44869	30
JRQ-03A	50	122	160	118.016	1.879	73.97623	80
JRQ-05A	93	199.4	200	147.52	2.131	83.89747	100
JRQ-09B	150	302	174	128.3424	1.892	74.48804	100
JRQ-07A	190	374	182	134.2432	1.827	71.92899	100

3.1.3.5. Comparación del ensayo de impacto Charpy en probetas originales y reconstituidas

En la figura 3.13 se comparan las curvas de energía y la temperatura indexada a 41 J en grados Centígrados y Fahrenheit, así como el Upper Shelf Energy (USE) que es el valor de la meseta superior de energía, asimismo, se indican las ecuaciones de las curvas correspondientes (Tangentes hiperbólicas), en grados Centígrados y Fahrenheit.

En la figura 3.14 se comparan las curvas de Expansión Lateral (EL) y las Temperaturas a 0.9 mm y se proporcionan las ecuaciones de las curvas.

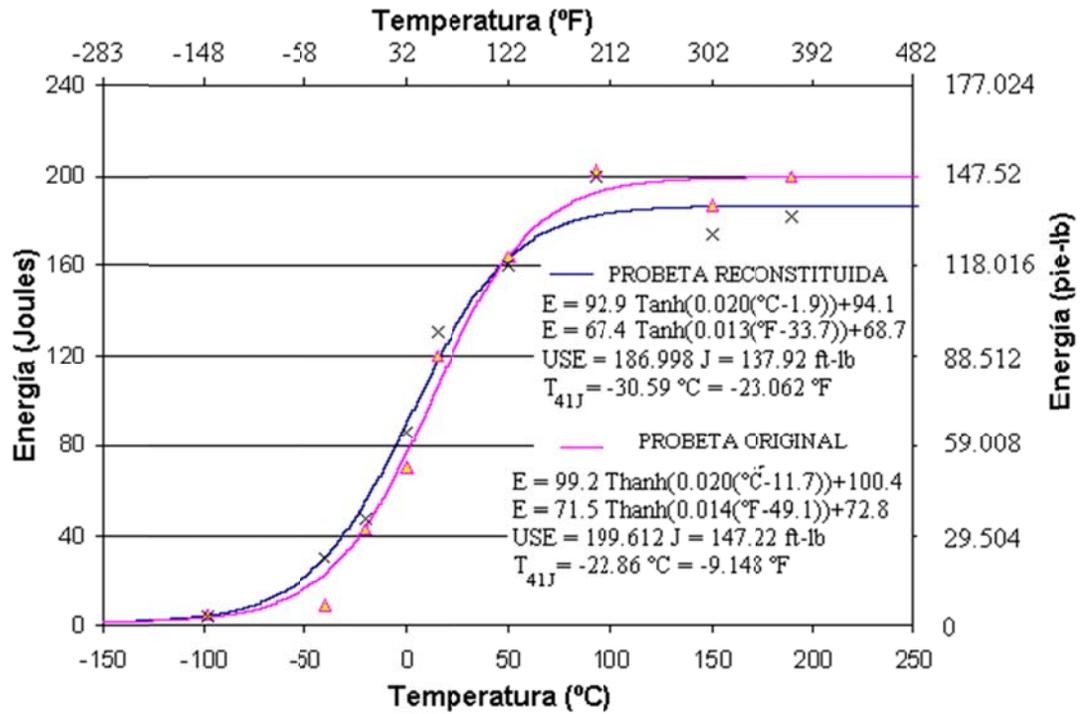


Figura 3.13.- Comparación de curvas de energía entre probetas originales y reconstituidas

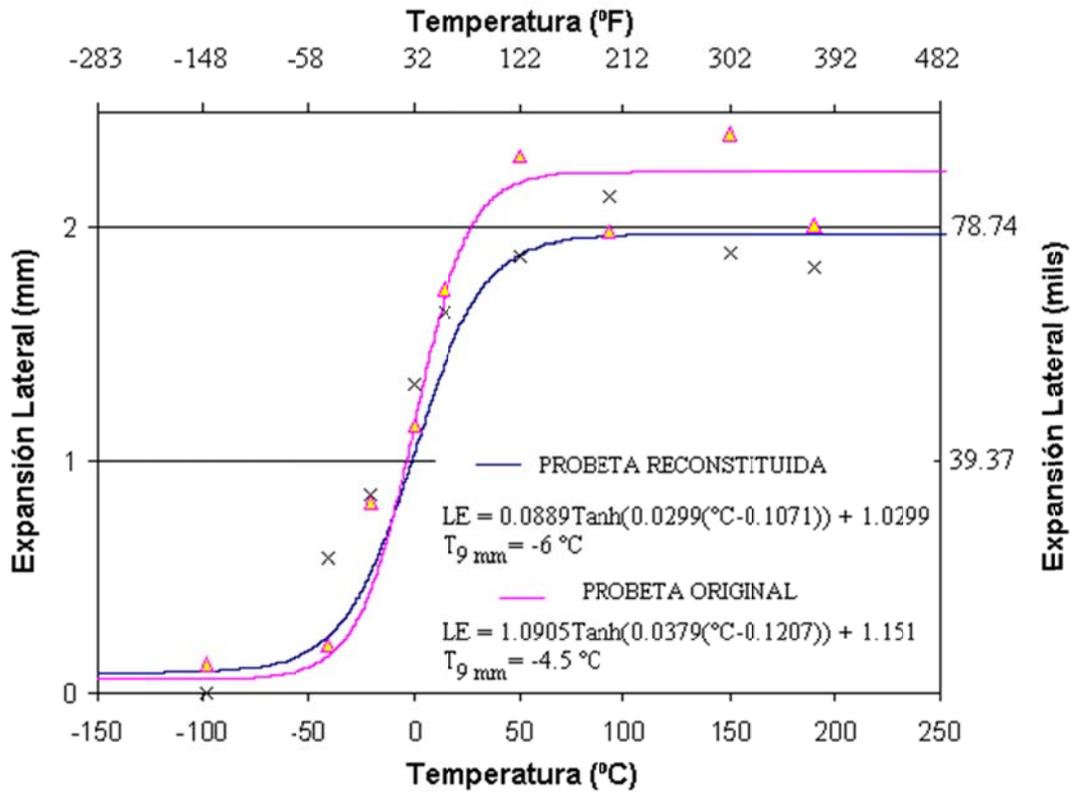


Figura 3.14.- Comparación de curvas de EL entre probetas originales y reconstituidas

En la figura 3.15 se comparan las curvas de % de Fractura Dúctil y las temperaturas indexadas al 50% y se incluyen las ecuaciones de las curvas.

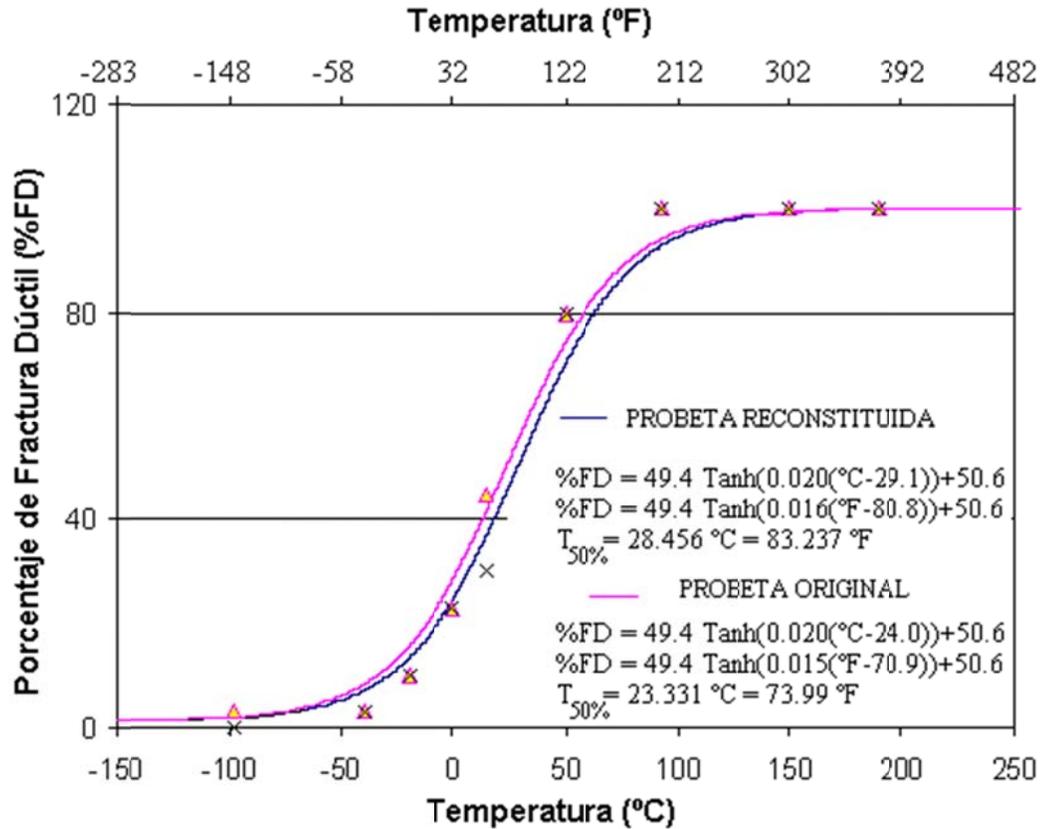


Figura 3.15.- Comparación de curvas de % de FD entre probetas originales y reconstituidas

La tabla 4 resume la diferencia de temperaturas y USE de los ensayos originales y reconstituidos.

Tabla 4. Diferencia de temperaturas y USE de los ensayos originales y reconstituidos.

	Original	Reconstituida	Diferencia
Energía 41 J (°C)	-22.86	-30.59	7.73
Expansión Lateral 0.9 mm (°C)	-12.73	-21.15	8.42
Fractura Dúctil a 50% (°C)	28.465	23.331	5.134
USE (J)	199.6	187.0	12.6

Los valores de la temperatura indexada $T_{41 J}$, para las probetas originales y reconstituidas están de acuerdo con lo reportado por varios institutos los cuales usaron el acero JRQ dentro del programa RESQUE el cual tenía como objetivo calificar y evaluar el procedimiento de reconstitución [16-18]. En general en el programa de vigilancia, entre mayor es la temperatura, es mayor la fragilización y por lo tanto es mayor la degradación del acero de vasija. Entre menor sea el USE es mayor la degradación de la vasija.

En este caso específico de calificación solo comparamos los valores de temperatura originales y reconstituidos y estos no deben tener una diferencia mayor a 50 °C. En nuestro caso la máxima diferencia es de 8.42 °C.

3.1.3.6. Metalografía

Como complemento de la calificación, se realizó la metalografía para observar porosidad, zona soldada, Zona Afectada por el Calor (ZAC). El ancho del cordón de soldadura varía de 1.3 a 1.8 mm, la ZAC es de 0.35 mm sobre el inserto y de 0.78 mm sobre el implante. Existe muy baja porosidad y el poro más grande mide 0.16 mm de diámetro. A continuación se muestra macrografía y micrografía en la sección longitudinal de una probeta reconstituida (figura 3.16).

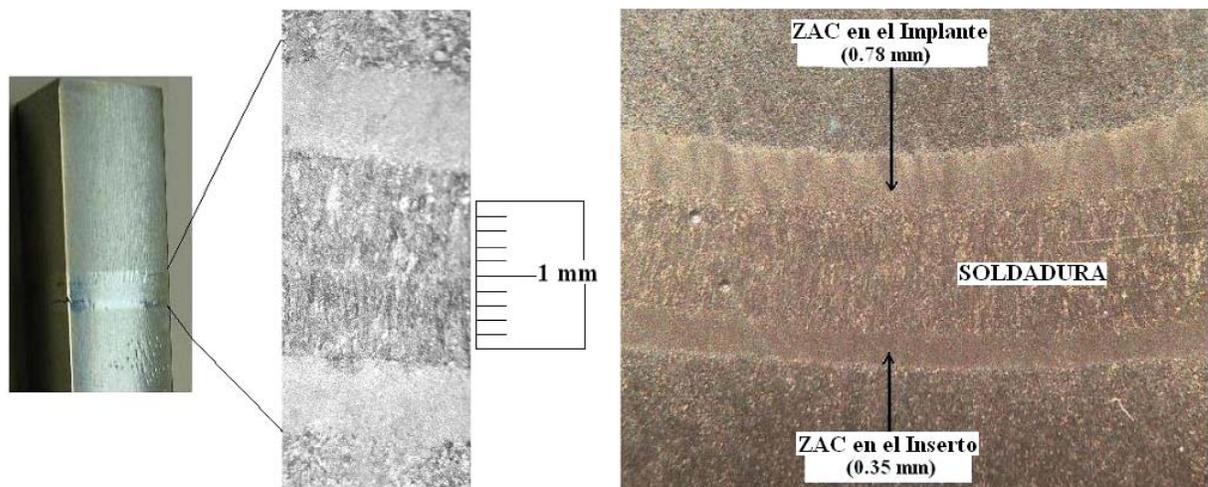


Figura 3.16.- Fotomacrografía (HCL) y fotomicrografía (13X Nital al 2%) de zonas en la soldadura de reconstitución

Microestructura de Metal Base, Soldadura y ZAC. En el metal base el microataque se realizó con Nital al 2%, con HCl La microestructura del metal base es de perlita acicular (en forma de

agujas) y ferrita. En la figura 3.17 a) se muestra la microestructura revelada con Nital al 2% y en la figura 3.17 b) la misma microestructura revelada con HCl, donde se define el límite de grano.

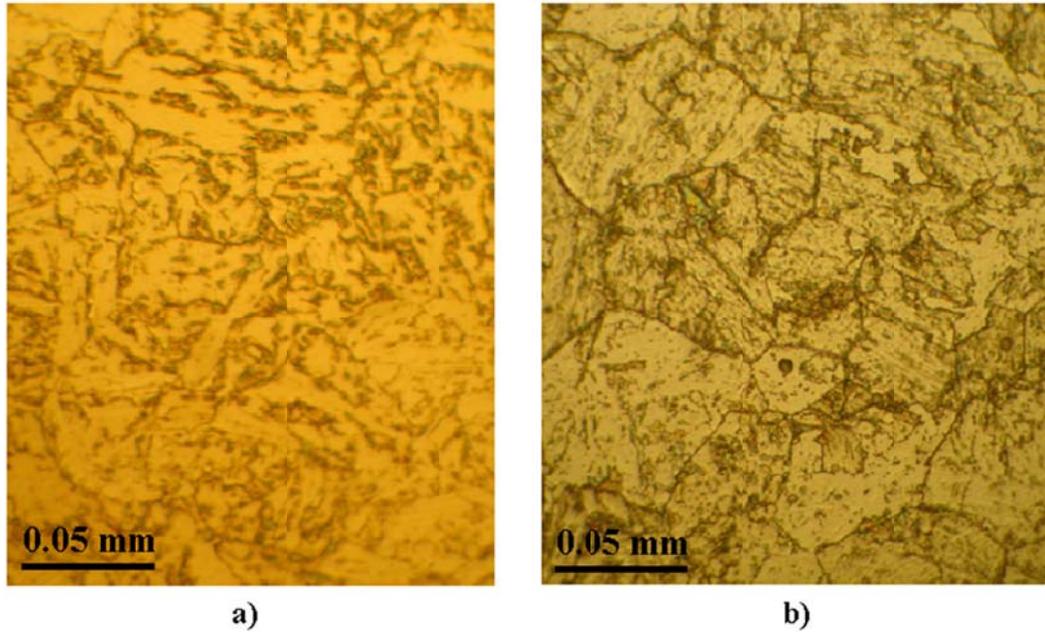


Fig.3.17.- Fotomicrografías de Metal Base, a) atacada con Nital al 2%, b) atacada con HCl.

La microestructura de la soldadura consiste de dentritas columnares, en la figura 3.18 se muestra esta microestructura donde en a) el ataque se realizó con nital y en b) con ácido clorhídrico.

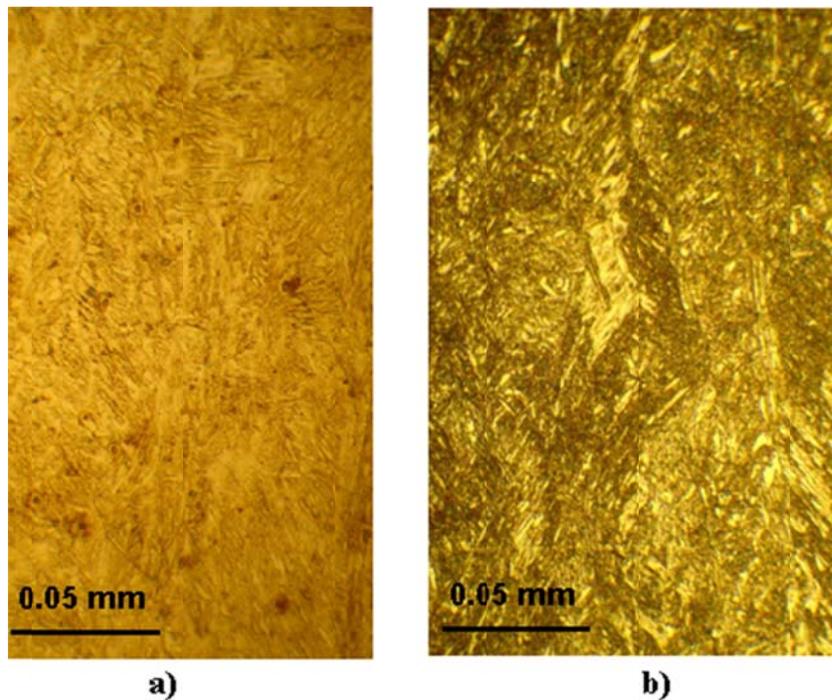


Fig. 3.18.- Fotomicrografías de soldadura a) atacada con Nital al 2%, b) atacada con HCl.

La microestructura en la Zona Afectada por el Calor (figura 3.19) es la más difícil de definir, al ataque con Nital y HCl, se observó una microestructura fina en forma redondeada, pero no se define el límite de grano, sólo con el ataque térmico por oxidación a 370 °C por 4 minutos se define el límite de grano. El Ataque térmico se realizó de acuerdo a la Norma ASTM, “Standard Methods of preparation of metallographic specimens”. Lo anterior es debido a que con Nital se observa bien la microestructura, pero no se define el límite de grano y en algunas zonas, lo anterior es debido a que la ZAC tiene bandeamiento que refleja, que el calor se extrae de forma diferente y la estructura aunque parece homogénea, no lo es, el ataque térmico define el grano en las zonas claras de la probeta, pero requiere otra temperatura y tiempo para definir el grano en la zona oscura.

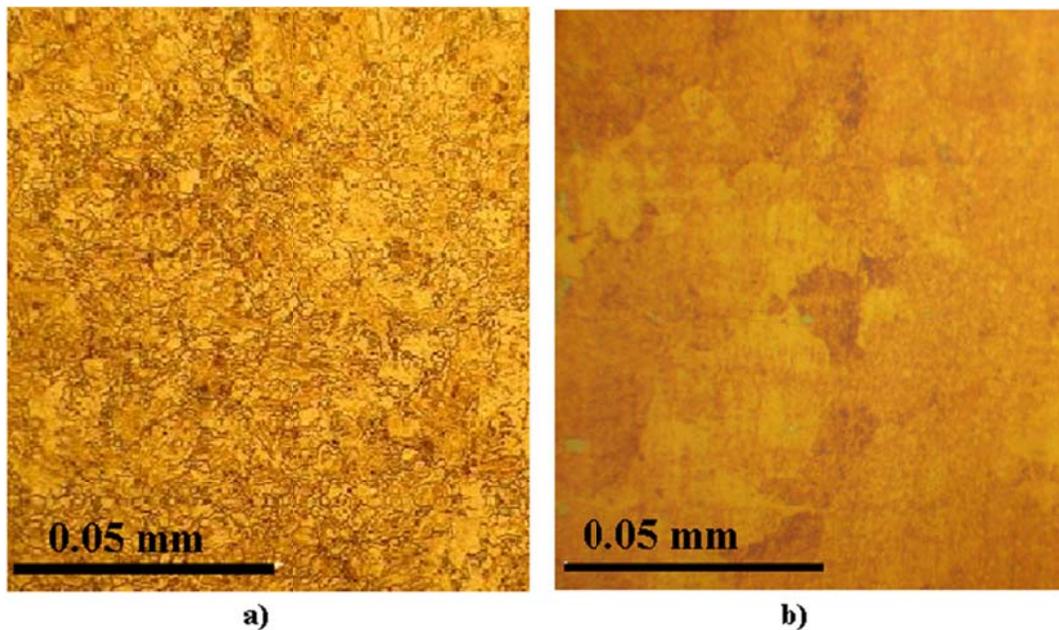


Fig. 3.19.- Fotomicrografías de la ZAC a) atacada con Nital al 2%, b) ataque térmico

En la figura 3.19 a) se observa la microestructura de la ZAC atacada con Nital, que es perlita fina con ferrita, donde parece que se tienen pequeños granos, de forma redondeada, pero en realidad el límite de grano no se define con este reactivo. En la figura 3.19 b) se observa la microestructura de la ZAC revelada con tratamiento térmico de oxidación con horno a 370 °C por 4 minutos, que es perlita fina con ferrita, donde el límite de grano ya está definido.

3.1.3.7. Microdureza

El equipo de microdureza utilizado es el microdurómetro SHIMADZU, modelo M, con indentación VICKERS y carga de 50 gramos con un tiempo de 15 segundos.

En la soldadura, se midió la microdureza en una línea, empezando con metal base (MB), pasando por la Zona Afectada por el Calor (ZAC), soldadura (S) y por último a través de MB. Se repite para la siguiente soldadura. En el perfil, se observa un aumento de la dureza en la soldadura y prácticamente la ZAC y MB permanecen sin cambios como se muestra en la figura 3.20.

En la medición de microdurezas, otros países, por ejemplo Bélgica reportan un “foso” (disminución de la microdureza en la ZAC), pero en nuestro caso no se presenta.

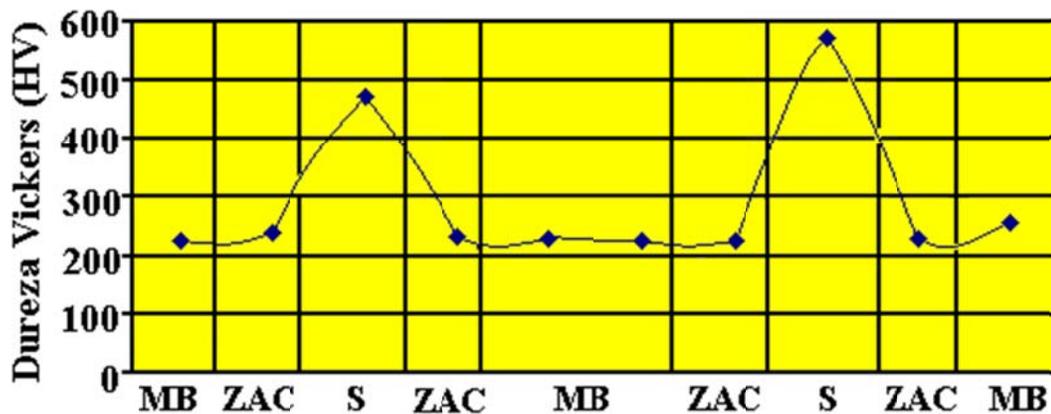


Fig. 3.20.- Perfil de microdurezas de las diferentes zonas.

3.1.3.8. Ensayo de Flexión en Tres Puntos

Este ensayo es más riguroso para probar las soldaduras, comparado con el de Impacto, además normalmente se alcanza una carga de 15 KN y en nuestro caso se alcanzó una carga de 30 KN. Las gráficas de tres probetas ensayadas a diferentes temperaturas (150°C, 98°C, y -40°C) se muestran en la Figura 3.21. Lo que se pide para las soldaduras en este ensayo es que se llegue a la meseta sin fracturarse la probeta en la soldadura.

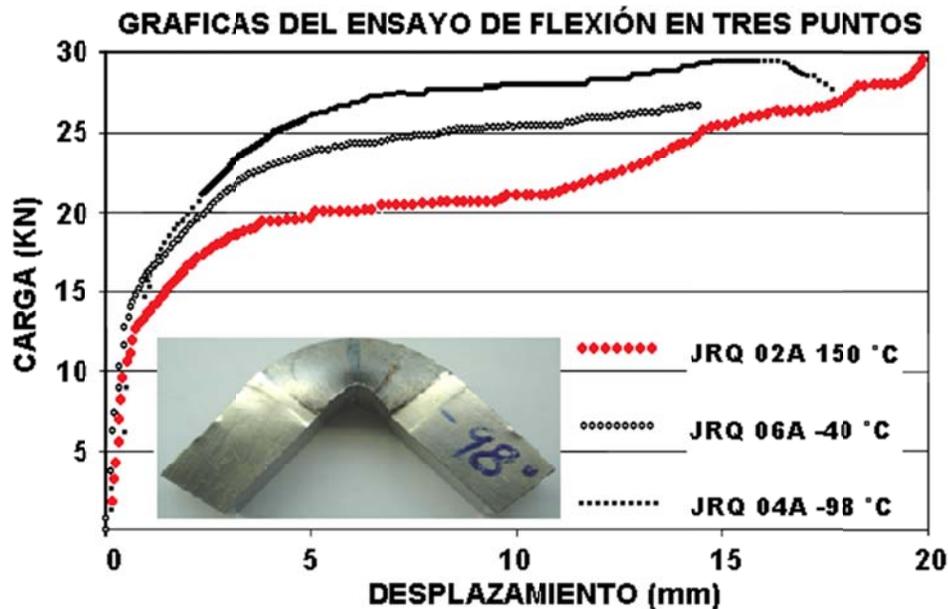


Figura 3.21.- Gráficas de Flexión en Tres Puntos

3.1.4. Reconstitución de probetas Charpy del programa de vigilancia de la Central Nucleoeléctrica de Laguna Verde (CNLV)

Basados en los procedimientos, especificaciones e instrucciones definidos en la calificación, 24 probetas fueron reconstituídas (12 de metal base y 12 de soldadura) e introducidas respectivamente en dos contenedores rectangulares, los cuales se colocaron en el reactor U2 de la CNLV. Las mitades de probetas sobrantes (24) no se reconstituyeron y solo se encapsularon para posterior reconstitución, después de ser irradiadas.

3.1.5. Estudios para determinar la distancia a la que el inserto alcanza la temperatura de irradiación, la determinación del tamaño mínimo de inserto y optimizaciones, para evitar la “falta de penetración por derrame” en las soldaduras.

Al realizar la calificación del sistema de soldadura de reconstitución se detectó que era necesario realizar un estudio donde se midiera de forma más precisa y extensa, la temperatura alcanzada en el inserto a diferentes distancias de la intercara de soldadura, para ello fue necesario maquinar insertos con al menos seis orificios y unos cuantos insertos de un centímetro cúbico con al menos tres orificios, para hacer un barrido de temperaturas de uno a doce milímetros de la intercara de soldadura y al menos 10 soldaduras por cada distancia, en total se realizaron 218 soldaduras para

realizar este barrido de distancias. Como ya se explicó la normativa [14] establece que la longitud mínima del inserto para el proceso de soldadura por Stud Welding debe ser de 18 mm, por otra parte la norma establece que al menos el cm^3 del volumen central no debe alcanzar la “temperatura de irradiación” de 288 °C, con estos dos criterios muy conservadores, se logra que tanto la ZAC y la Zona Soldada (ZS) del inserto estén fuera del cm^3 del volumen central del inserto, que es la zona de ensayo representativa en la probeta reconstituida.

Antes de medir, para determinar la distancia a la que el inserto alcanza la temperatura de irradiación, se validó la medición correcta de la temperatura con los termopares tipo K calibrados, dado que los termopares calibrados no es garantía de la correcta medición de temperaturas, es necesario calibrar todo el sistema con el que se mide la temperatura y comparar las lecturas con el Termómetro patrón de resistencia de platino, y su indicador, para ajustar esta temperatura en nuestro sistema. Lo anterior se hace colocando los tres termopares y el termómetro patrón dentro un bloque de cobre y este dentro de un horno de resistencia, se fija una temperatura y se deja el tiempo suficiente para que se estabilice, una vez estabilizada se toma la lectura medida con la del patrón.

Dado que el sistema de medición de temperaturas tiene un ajuste electrónico se procedió a ajustar la temperatura que mide el sistema, para que 300°C coincidan con 300 °C del patrón de referencia que es el Termómetro patrón de resistencia de platino con multímetro marca: Heraeus /Keithley modelo PT-100/2010.

Por otra parte, para la definición del tamaño mínimo de inserto, si bien es cierto que la norma de calificación [14] establece que el tamaño mínimo de inserto debe ser 18 mm, también establece, que si se demuestra de forma experimental o analítica, que la Zona Afectada por el Calor que se provoca en el inserto al soldar con nuestro sistema, no está dentro del centímetro cúbico que no debe ser afectado, entonces se puede reducir el tamaño del inserto, en nuestro caso se mide la afectación real por medio de metalografías.

Por último en el proceso de reconstitución de probetas Charpy, para el servicio de vigilancia de las vasijas de la CNLV, ocasionalmente se tenía el rechazo de alguna probeta por falta de penetración, la falta de penetración en nuestro caso, se debe a derrames del acero líquido que a pesar de los cerámicos utilizados para contener el fundido, estos derrames llegan a ocasionar el rechazo de la probeta. La fuerza con que el implante se une al inserto en la soldadura está dada por el peso de la antorcha y la fuerza un resorte que contiene la antorcha para este fin, por lo tanto

para reducir el derrame se procedió a quitar el resorte de la antorcha y mandar a hacer otros dos resortes el primero con la mitad de la fuerza del original y el segundo con un tercio de la fuerza del original, como primera prueba se dejó la antorcha sin resorte y solo que actuara el peso de la antorcha sobre la soldadura.

3.1.5.1. Medición de perfiles de temperatura a diferentes distancias

Se emplearon insertos modificados para la medición de la temperatura, estos insertos cuentan con un desbaste longitudinal sobre una de sus aristas, en esta zona se tienen de 3 a 8 orificios para alojar los 3 termopares durante la soldadura y permitir realizar 3 mediciones por soldadura y 6 por probeta. Se utilizaron insertos de dos tamaños de 10x10x10 mm y de 10x10x19 mm como se muestran esquemáticamente en la Figura 3.22

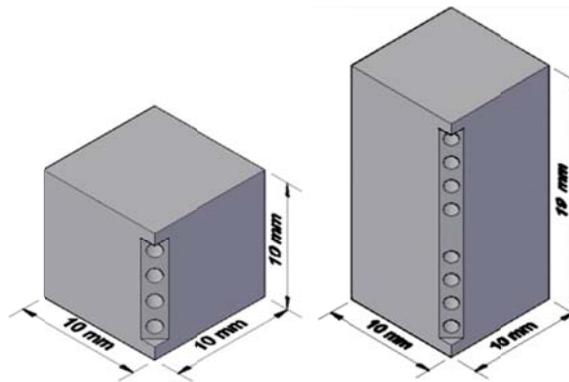


Figura 3.22.- Insertos Modificados para la Medición de Temperaturas

Es importante garantizar que la temperatura registrada por los termopares sea la del centro del inserto a diferente distancia de la intercara de soldadura, Para esto se coloca cinta teflón sobre el cuerpo del termopar, que tiene dos funciones, que el termopar haga buen contacto con el fondo del barreno y la sujeción del termopar en el inserto. La Figura 3.23 muestra cómo están montados los termopares con los refractarios usados en el proceso y las mordazas de cobre.



Figura 3.23.- Vista de los Termopares Montados para el Proceso de Soldadura

Como complemento de la medición de temperatura y para demostrar que la medición de temperatura realmente se realizó en el volumen central del inserto, se hizo un corte sobre la diagonal del inserto y observar la profundidad de los orificios, corte mostrado en la Figura 3.24.

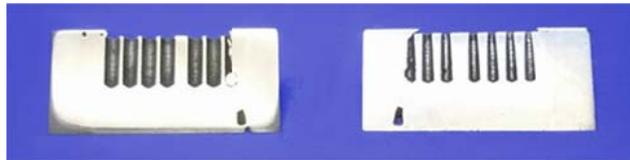


Figura 3.24.- Corte sobre la diagonal del Inserto donde están los orificios

Se realizaron 218 mediciones de temperatura en los insertos instrumentados para hacer el barrido desde 1 hasta 12 mm de la intercara de soldadura, el número de mediciones para cada distancia se muestra en la tabla 5.

Tabla 5. Mediciones de temperatura a diferentes distancias de la intercara de soldadura.

Distancia a la intercara (mm)	Mediciones de temperaturas (°C)	Distancia a la intercara (mm)	Mediciones de temperaturas (°C)
1	11	7	30
2	26	8	13
3	27	9	12
4	22	10	10
5	27	11	10
6	19	12	11

Para seleccionar las gráficas más representativas, primero se descartaron aquellas que se presentan discontinuas o que tienen variaciones bruscas, dado que es posible que el termopar no haya estado con buen contacto con el inserto o se movió al momento de soldar. En las distancias de 1 y 2 mm el termopar se puede fundir, de 3 a 6 mm se puede presentar salpicaduras del derrame de la soldadura sobre el termopar, en los dos casos hay que descartar las gráficas. Las temperaturas de más de 20 mediciones resultaron porque por cada soldadura se toman tres mediciones y estas son las que más se repitieron. Por último de las gráficas restantes se toma, para cada una de las distancia, la gráfica con la máxima temperatura alcanzada. El resultado final de estas mediciones se da en la Figura 3.25 donde se observa el perfil de temperaturas en el barrido de 1 a 12 mm indicando en cada caso la máxima temperatura alcanzada

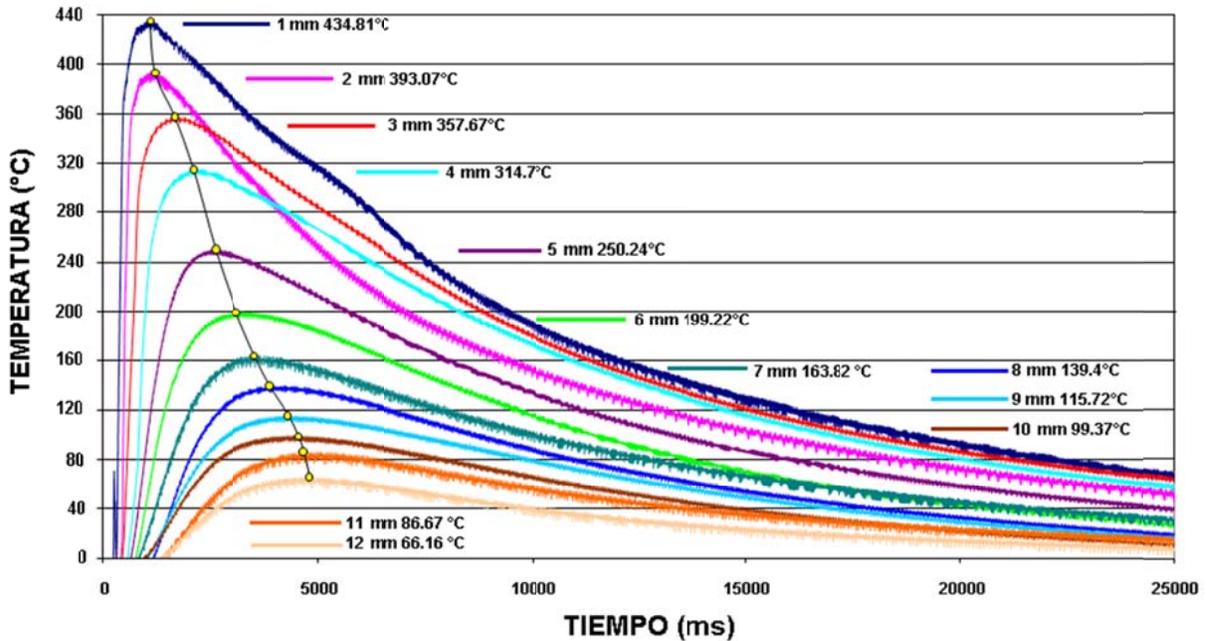


Figura 3.25.- Perfil de temperaturas de 1 a 12 mm indicando la máxima

El objetivo principal de estas mediciones es determinar a que distancia de la intercara de soldadura se alcanza la “temperatura de irradiación” de 288 °C, lo anterior debido a volumen central de un cm³ en el inserto no debe rebasar esta temperatura. Por lo tanto para obtener la distancia a la que se alcanza la temperatura de irradiación y de acuerdo a la gráfica interpolamos entre las temperaturas correspondientes a 4 y 5 mm y obtenemos que la distancia a la que se alcanza los 288 °C es de **4.4 mm**. Si al volumen central de 10 mm³ le aumentamos los 4.4 mm por cada extremo del inserto, o sea 8.8 mm, la longitud mínima del inserto para cumplir con la

norma debe ser de 18.8 mm y no los 18 mm que marca la norma. (Cabe aclarar que en los dos servicios de vigilancia realizados en el ININ la longitud de los insertos fueron 21 y 19 mm respectivamente).

Dado que para el proceso solo nos interesan las temperaturas máximas alcanzadas, graficando estas y realizando el ajuste de estos valores a una curva obtenemos la ecuación 3.1 y la figura 3.26.

$$T = a(1 + e^{b-cx})^{-1/d} \tag{3.1}$$

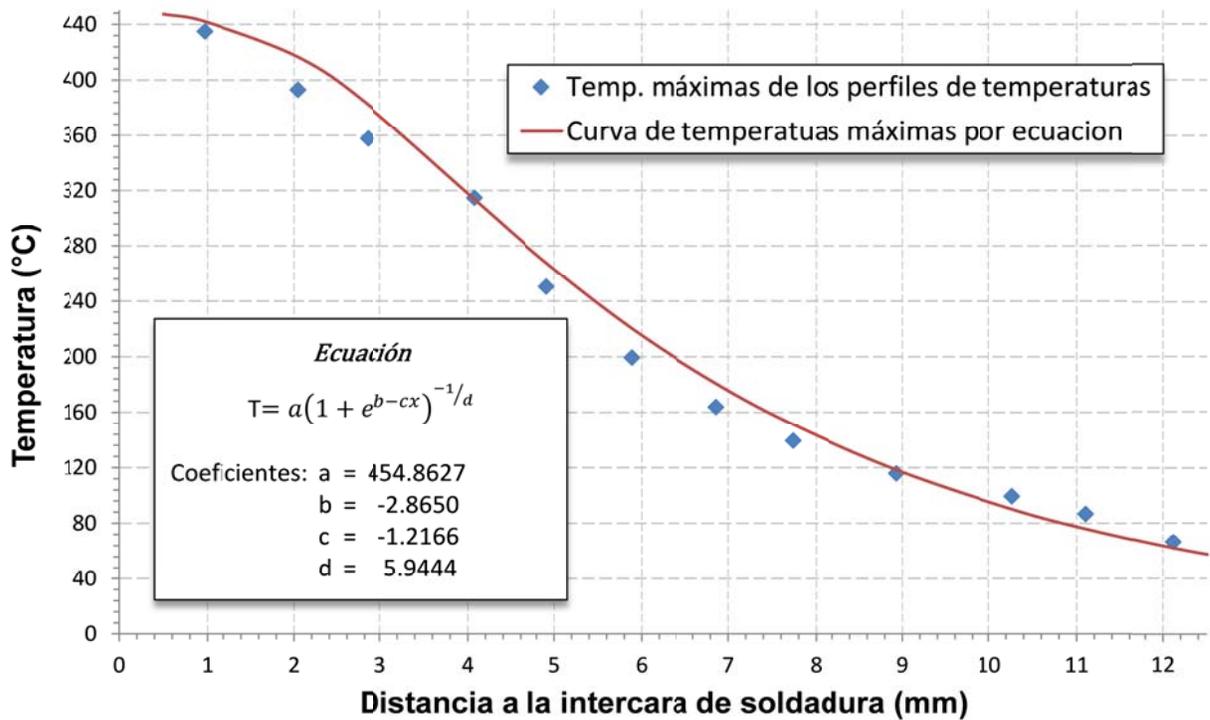


Figura 3.26.- Curva y ecuación que caracteriza la temperatura máxima en función de la distancia a la intercara de soldadura, del sistema de reconstitución del ININ

La ecuación 3.1 caracteriza las temperaturas máximas alcanzadas en el sistema de reconstitución del ININ y nos permitirá eliminar la medición de temperaturas al inicio y final de cada corrida de soldadura, como marca el procedimiento actual.

En realidad la norma marca valores de los parámetros que son muy conservadores, dado que como muestran las gráficas, el valor máximo de temperatura alcanzado es sólo de unos cuantos milisegundos, por lo tanto este tiempo a la temperatura de 288 °C no es suficiente para afectar la microestructura. Lo conservador de la norma es para hacer cumplir, en los sistemas desarrollados para reconstitución, que el volumen central no tenga afectación, principalmente de la Zona

Afectada por el Calor en el inserto y en la definición del tamaño mínimo de inserto, que es el siguiente punto.

3.1.5.2. Determinación del tamaño mínimo de inserto.

Siendo redundantes, por su importancia, la norma ha establecido que el tamaño mínimo de inserto debe ser 18 mm, pero también establece, que si se demuestra de forma experimental o analítica que la Zona Afectada por el Calor que se provoca en el inserto al soldar con nuestro sistema, no está dentro del centímetro cúbico que no debe ser afectado, entonces se puede reducir el tamaño del inserto. En nuestro caso aprovechando los más de 40 insertos soldados para las mediciones de temperatura escogimos 4 “con mayor zona afectada en el inserto” donde se hizo la metalografía por las cuatro caras de la probeta para determinar la afectación en el inserto por los dos extremos y al sumarle los 10 mm de inserto que no debe ser afectado nos da la longitud mínima de inserto. Las medidas de las longitudes afectadas en el inserto se dan en la tabla 6:

Tabla 6. Mediciones de afectación del inserto.

Probeta		Medición en mm de la máxima afectación en el inserto			
	Implante	Cara 1	Cara 2	Cara 3	Cara 4
1	A	1.24	1.03	1.17	1.49
	B	1.25	1.50	1.28	1.22
2	A	1.25	1.45	1.29	1.50
	B	1.14	1.50	1.28	1.38
3	A	1.22	1.00	1.20	1.28
	B	0.92	1.40	1.21	0.93
4	A	1.32	1.21	1.36	1.21
	B	1.43	1.16	1.50	1.26

Tomando el máximo valor (el “peor” de los casos) para una probeta que en la soldadura de los dos implantes se diera y aumentándole los 10 mm en que no debe haber afectación tenemos: $(1.5 \times 2) + 10$ obtenemos la longitud mínima de inserto que es de **13 mm**. Esta es la máxima afectación en el inserto **real** medida directamente, por lo que en nuestro sistema de soldadura

para reconstitución, podemos usar los insertos de 13 mm y aprovechar el preciado material representativo de la vasija, para extensión de vida donde aparte de probetas Charpy se podrían maquinar mini probetas CT para este fin.

3.1.5.3. Estudio para evitar el rechazo de soldaduras por “falta de penetración por derrame”.

Antes de realizar las acciones para evitar el rechazo por falta de penetración en las soldaduras de reconstitución fue necesario que se evaluaran un número de 20 soldaduras que se hicieron para este fin, es decir que se presentara derrames en la soldadura para que existiera la falta de penetración en diferentes dimensiones y evaluarlas por medio del ensayo de flexión en tres puntos. El resultado de esta evaluación son los criterios de aceptación o rechazo que son los siguientes:

Se acepta hasta un área de 8 mm² de falta de penetración de soldadura si el defecto esta sobre el mismo lado de la muesca de la probeta, y ningún defecto en la soldadura en cualquiera de los otros lados de la probeta.

Se acepta hasta un área de 18 mm² de falta de penetración de soldadura si el defecto está en los lados laterales o parte trasera de la muesca en la probeta, y ningún defecto en la soldadura sobre el lado de la muesca en la probeta.

Se acepta hasta un área de 6mm² de falta de penetración de soldadura si el defecto esta sobre el mismo lado de la muesca de la probeta, y 13 mm² de falta de penetración de soldadura si el defecto esta en los lados laterales o parte trasera de la muesca en la probeta.

Ahora partimos de la tesis, que la falta de penetración en nuestro caso, se debe a derrames del acero líquido que a pesar de los cerámicos utilizados para contener el fundido, estos derrames llegan a ser significativos ocasionando el rechazo de la probeta. La fuerza con que el implante se une al inserto en la soldadura está dada por el peso de la antorcha y la fuerza de un resorte que contiene la antorcha, que de forma electromagnética es comprimido, por lo tanto para reducir el derrame se procedió a quitar el resorte de la antorcha y mandar a hacer otro dos resortes, el

primero con la mitad de la fuerza del original y el segundo con un tercio de la fuerza del original, como primera prueba se dejó la antorcha sin resorte y solo que actuara el peso de la antorcha sobre la soldadura. Al quitar el resorte se detectó que el dispositivo para seleccionar la longitud de arco en la soldadura realmente **no** era de 3 mm para los casos en que se pusiera 1, 2, y 3 lo anterior debido a que el mismo volumen del resorte no permite introducir el perno que define esta longitud de arco en el hueco correspondiente. (defecto de fábrica) por lo que se aprovecha esta corrida de soldaduras, sin la fuerza del resorte para también definir la longitud de arco para nuestro proceso. Se realizaron 34 soldaduras **sin** resorte en la antorcha, es decir 17 probetas a diferentes longitudes de arco (1.0, 2.0, 3.0, 3.5 y 4.5) **el resultado es de cero rechazo por “falta de penetración por derrame”** como se muestra en la tabla 7.

Tabla 7. Inspección visual de soldaduras de reconstitución sin resorte en la antorcha.

Longitud de Arco	Identificación del inserto			Medición de la falta de penetración u otro indicación encontrada (I) indica izquierdo y (D) derecho	Dimensiones de la muestra en mm.	Criterio	
	Probeta	Primera soldadura	Segunda soldadura			Aceptada	Rechazada
1.0 mm	1	X	✓	Falta de penetración dejando marca lineal de 0.8 mm. (D)	56.6 X 9.4 X 9.4	✓	---
	2	✓	X	Falta de penetración, 0.15 aproximadamente 0.01mm ² . (D)	45.2 X 9.5 X 9.4	✓	---
	3	X	✓	Falta de penetración de 1.0 X 1.2 aproximadamente 0.6 mm ² . (D)	49.5 X 9.5 X 9.5	✓	---
	4	✓	X	Falta de penetración en ambos lados del inserto 6.7 mm ² (D) y 0.9 mm ² . (I) En total 7.6 mm ² .	50.5 X 9.5 X 9.5	✓	---
	5	X	✓	Falta de penetración en ambos lados del inserto 3.2 mm ² . 0.4 (I); y 1.7 mm. (D)	53.8 X 9.2 X 9.7	✓	---
2.0 mm	1	✓	✓	NINGUNA	43.8 X 9.4 X 9.4	✓	---
	2	✓	X	Falta de penetración en ambos lados del inserto 1.7 y 3.8, 1.0 (I); 5.0 y 1.6, 3.0, 1.8 (D).	50.3 X 9.3 X 9.3	✓	---
	3	X	✓	Falta de penetración en ambos lados del inserto 1.3 mm (I) y 0.8 mm (D) respectivamente.	50.3 X 9.3 X 9.3	✓	---
3.0 mm	1	✓	X	Falta de penetración en ambos lados del inserto 2.0, 0.8 mm (I) y 3.5, 1.8 mm (D) lineales	56.6 X 9.8 X 9.8	✓	---

	2	✓	X	Falta de penetración en ambos lados del inserto 0.5, 0.3 mm (I) y 3.8, 3.0 mm lineales. (D)	49.7 X 9.2 X 9.4	✓	---
	3	X	✓	Falta de penetración de 2.0 mm lineales en una cara del inserto.	49.4 X 9.3 X 9.5	✓	---
3.5 mm	1	X	✓	Falta de penetración en ambos lados del inserto 1.68 mm ² (I), 1.0 mm y 1.2 mm (D) respectivamente.	51.8 X 9.5 X 9.6	✓	---
	2	✓	X	Falta de penetración en un lado del inserto 3.5 y 0.8; 1.0; 2.0 y 1.7 (D).	53.3 X 9.5 X 9.3	✓	---
	3	X	✓	Falta de penetración en ambos lados del inserto 4.7 y 1.3 mm; 2.3; 0.8 (I). 0.7; 0.4; 1.7 mm (D).	47.8 X 9.6 X 9.6	✓	---
4.5 mm	1	✓	✓	NINGUNA	55.3 X 9.5 X 9.3	✓	---
		✓	✓	NINGUNA	53.8 X 9.5 X 9.6	✓	---
		✓	X	Falta de penetración en una cara del inserto 6.2 y 1.2 mm y 1.1 y 0.5 mm. (D)	54.5 X 9.5 X 9.3	✓	---

En lo que respecta a la longitud de arco, solo está definido que con 1 mm es la que mayor falta de penetración que se presentó, en las demás casos no es determinante o notorio el cambio por lo que se deja en 2.5 mm la longitud de arco para el proceso.

3.1.6. Resultados

1. Se desarrolló un sistema de soldadura que nos permite reconstituir, mitades de probetas Charpy, sin alterar las propiedades mecánicas del material en un volumen mínimo de 1 cm³.
2. El sistema de soldadura junto con los procedimientos, especificaciones e instrucciones permite la reproducibilidad del proceso y se tiene un desarrollo y un método propio.
3. El uso de helio de alta pureza, nos permite mayor aporte de calor que el argón. Por otra parte, la alta conductividad de este gas (7 veces mayor que el argón), extrae rápidamente el calor de la probeta después de soldada, disminuyendo la Zona Afectada por el Calor.
4. La temperatura en el volumen central de 1 cm³ del inserto no excede la temperatura de irradiación del reactor (288°C) en ningún momento de la soldadura
5. Las curvas de las probetas originales y reconstituidas son muy semejantes y la máxima diferencia en las temperaturas indexadas es de 8.42 °C.

6. Las soldaduras de reconstitución prácticamente no tienen porosidad, y las dimensiones del cordón de soldadura son 0.9 a 1.3 mm con una Zona Afectada por el Calor máxima de 0.75 mm en el inserto, con lo anterior, se cumple con una zona soldada y una ZAC pequeña en el inserto.
7. Se determinó la longitud en que el inserto alcanza la temperatura de irradiación de 288 °C por la medición de temperaturas en un barrido de distancias de 1 a 12 mm de la intercara de soldadura determinándose que la distancia es de 4.4 mm para alcanzar la temperatura de irradiación.
8. Se| determinó de forma experimental como lo permite la norma, la longitud mínima de inserto para este sistema de reconstitución, que es de 13 mm por lo que se tiene más material representativo de la vasija con la afectación del flujo neutrónico, para usar en potencial extensión de vida de la vasija, es decir la optimización del escaso material disponible.
9. Se obtuvo ecuación que caracteriza las temperaturas máximas alcanzadas del sistema de reconstitución del ININ, ésta completa caracterización, permitió eliminar la medición de temperaturas al inicio y final de cada corrida de soldadura, disminuyendo tiempos de fabricación y optimizando el proceso.
10. Se eliminó el rechazo de “falta de penetración por derrame” que ocasionalmente se presentaba en la soldadura de reconstitución.

3.2. Desarrollo del Sistema de Soldadura para el Sellado de Contenedores.

Los contenedores para: a) probetas de tensión y b) probetas de impacto se muestran en la figura 3.27.

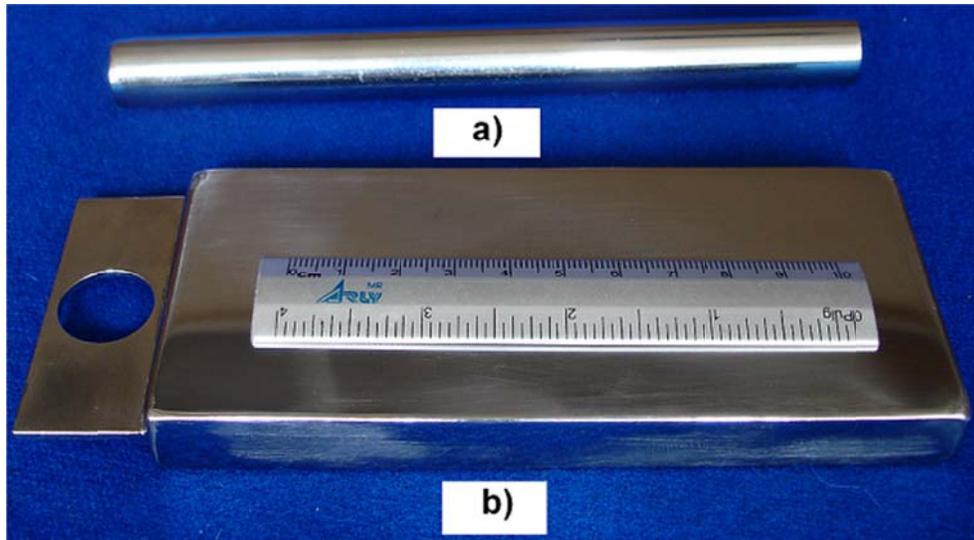


Figura 3.27.- Contenedores para: a) Probetas de tensión y b) Probetas de Impacto

El proceso de soldadura consiste en sellar un orificio de 1.6 mm de diámetro, que tienen los contenedores (Figura.3.28).



Figura 3.28.- Orificio a sellar en contenedores

Se sellan los contenedores sin material de aporte y por medio del proceso soldadura de arco GTAW (Gas Tungsten Arc Welding) proceso que es de fusión por arco eléctrico, el cual emplea un electrodo de Tungsteno y se utiliza helio como gas de protección contra la oxidación. Antes de

sellar los contenedores, se requiere realizar purgas del sistema, las cuales consisten en producir en la cámara, un vacío mínimo de 9×10^{-2} Torr con los contenedores dentro y después llenar la cámara con helio a una presión mayor a la atmosférica. Lo anterior, se repite por lo menos tres veces para garantizar un ambiente inerte dentro de los contenedores.

3.2.1. Principales características del proceso de soldadura de sellado

Se lleva a cabo en una cámara hermética y con tres grados de libertad para posicionamiento del electrodo en el orificio a sellar.

- Se realizan purgas (mínimo tres) o sea ciclos de vacío y después presurización con helio de la cámara, para limpiar la atmósfera de la cámara y los contenedores.
- Se utiliza helio de ultra alta pureza (5 nueves) y 2 partes por millón de oxígeno como máximo.
- Fuente de potencia con computadora integrada.
- Se utiliza un arrancador de arco de alta frecuencia, para no tener contacto entre el electrodo y el contenedor, al iniciar el arco.
- Se grafican los parámetros de soldadura: voltaje, amperaje, vacío, flujo de helio, oxígeno, y presión de helio al soldar.
- Se realiza una corrección de la presión de llenado del contenedor, de acuerdo a la temperatura del área de trabajo.
- La posición del electrodo al orificio del contenedor, se controla en micras (700 ± 50 micras).

El sistema de soldadura de sellado de los contenedores de vigilancia de las vasijas, se muestra en la figura. 3.29.

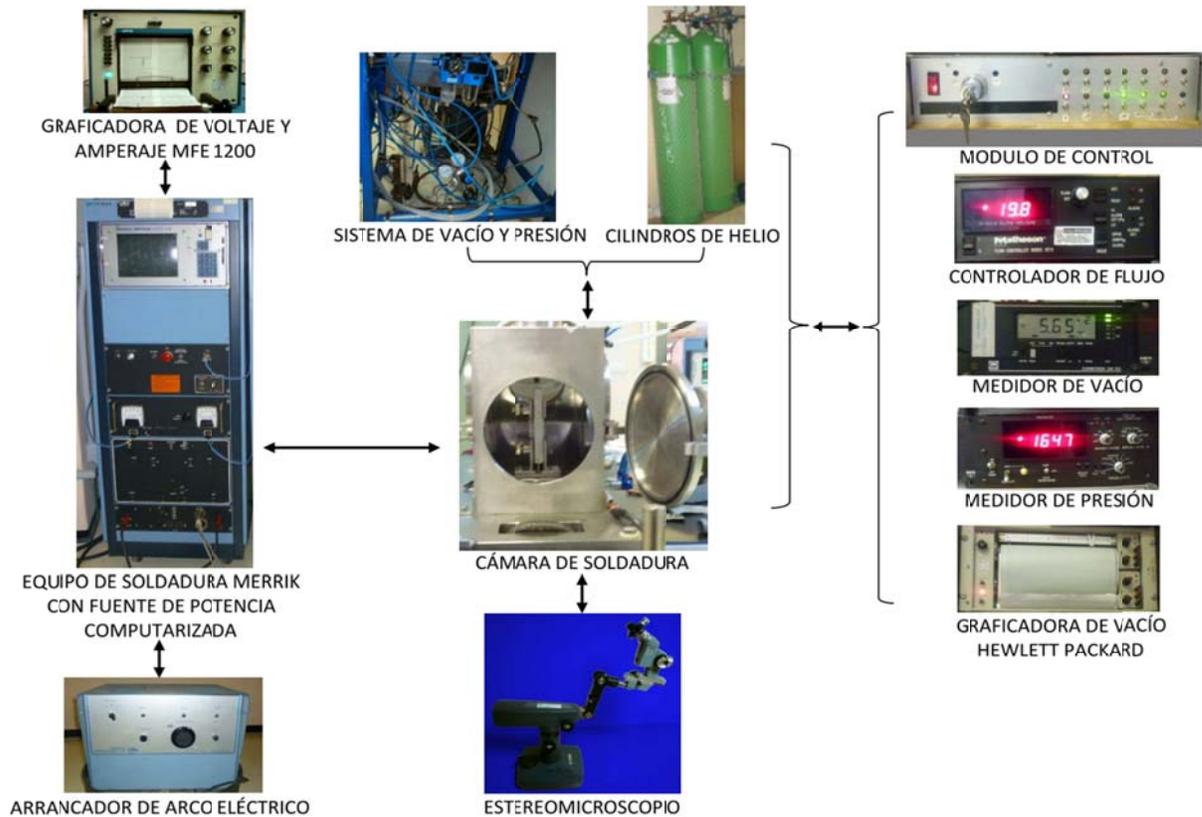


Figura 3.29.- Sistema de Soldadura de Sellado

3.2.2. Programa de soldadura

El programa de soldadura y su gráfica es el mostrado en la figura 3.30, tiene tres intervalos, en donde en 2.3 segundos se tiene una pulsación de la corriente de 50 a 100 amperes a una frecuencia de 16 Hz. En donde cada pulso se mantiene en 100 amperes el 30 % y en 50 amperes el 70%. En el último intervalo se tiene una pendiente donde se disminuye la corriente a 10 amperes en 1 segundo. El tiempo total de la soldadura es de 3.3 segundos. En la gráfica del programa se observan dos etapas, lo que sucede físicamente en la etapa 1, es que se funde el acero y se sella el orificio, en la etapa 2 se disminuye paulatinamente el arco para evitar la formación de un cráter al terminar la soldadura.

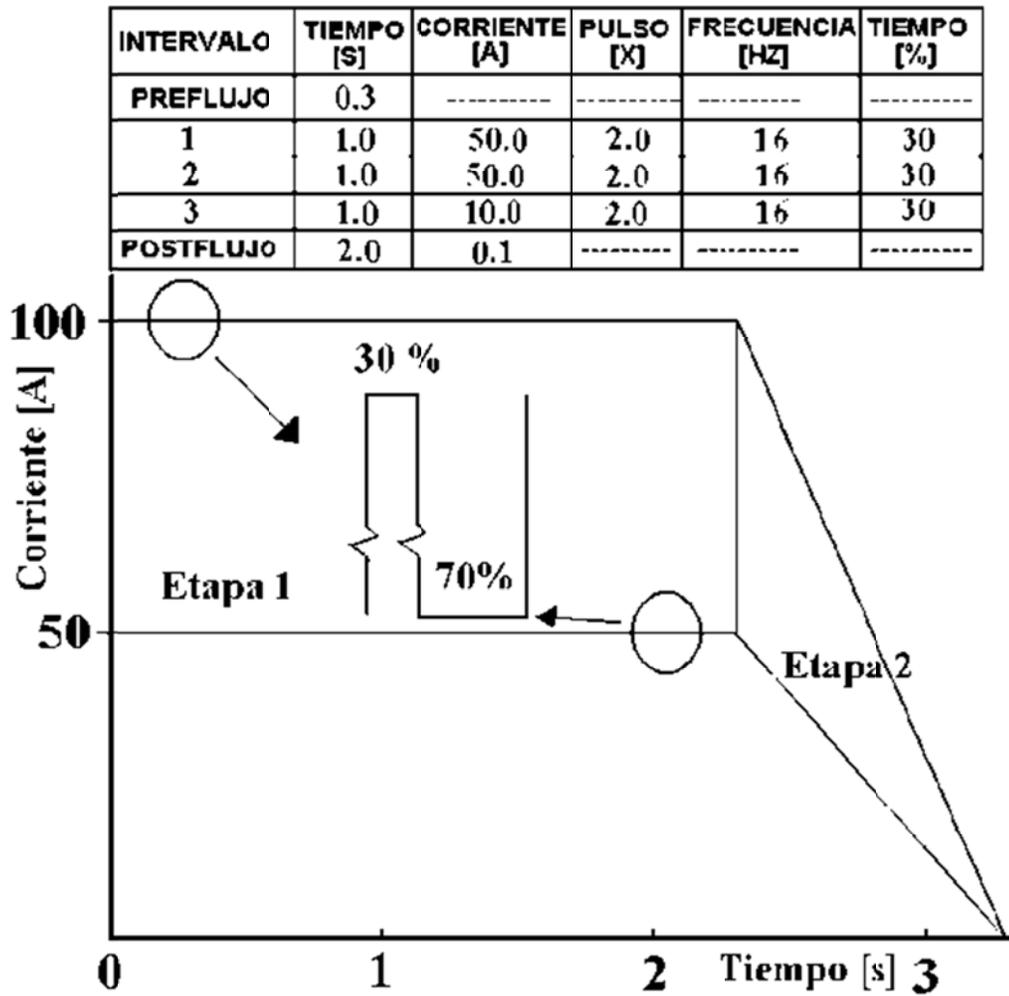


Figura 3.30.- Programa y gráfica de soldadura de sellado

3.2.3. Presión interna del contenedor

La importancia del control de la presión en la cámara, al realizar la soldadura, es porque define la presión interna del contenedor. La presión interna debe ser de 1 atmósfera (760 mm de Hg) con una variación de ± 0.1 atm. por lo tanto, se debe realizar un ajuste de acuerdo a la temperatura del área de trabajo. Considerando al Helio como gas ideal, el cálculo teórico realizado, para determinar la presión de trabajo, se define con la siguiente fórmula 3.2:

$$P_c = (1 \text{ atm}) \frac{273.15 + T_A}{294.25} \quad (3.2)$$

Donde:

P_c :- Presión del contenedor [atm]

T_A .- Temperatura del área de trabajo [°C]

Para fines prácticos en el proceso de soldadura esta fórmula se traduce en una tabla que el operador de acuerdo a la temperatura ambiente ajusta la presión a la que se suelda el contenedor la tabla 8 muestra este ajuste para 5 temperaturas

Tabla 8. Ajuste de la presión del contenedor de acuerdo a la temperatura ambiente.

Temperatura Ambiente (°C)	P _c (mm de Hg)
19	754.6
20	757.2
21	759.7
22	762.3
23	764.9

El flujo de helio debe ser constante, aun cuando se ajusta la presión de soldadura. Para lograr lo anterior se cuenta con un controlador de flujo, que tiene la característica, de que sin importar las variaciones de presión en la cámara de soldadura, este ajusta el flujo de helio al valor especificado (23±3 litros por minuto).

3.2.4. Penetración de la Soldadura

La penetración de la soldadura se define de cierta forma con el control de la presión de soldadura, dado que al soldar se forma una “gota” (material líquido de acero) que debe estar en equilibrio para evitar que la presión interna del contenedor pueda expulsarla. La penetración no tiene una longitud especificada y sólo debe cumplir en sellar el contenedor. En nuestro proceso se tiene una penetración de casi un milímetro, como se muestra en la figura 3.31.

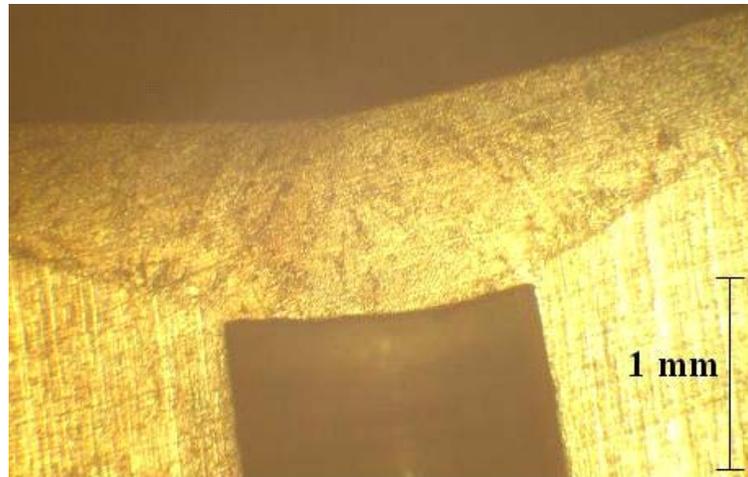


Figura 3.31.- Penetración de la soldadura de sellado

3.2.5. Posición del electrodo

La posición del electrodo nos define la simetría de la soldadura con respecto al orificio y el diámetro. Asimismo, la altura del electrodo respecto al contenedor, define el voltaje de soldadura, a mayor altura mayor voltaje y viceversa. El diámetro de la soldadura es mayor al aumentar la altura. La figura. 3.32 muestra la posición del electrodo y la altura usada en este proceso.

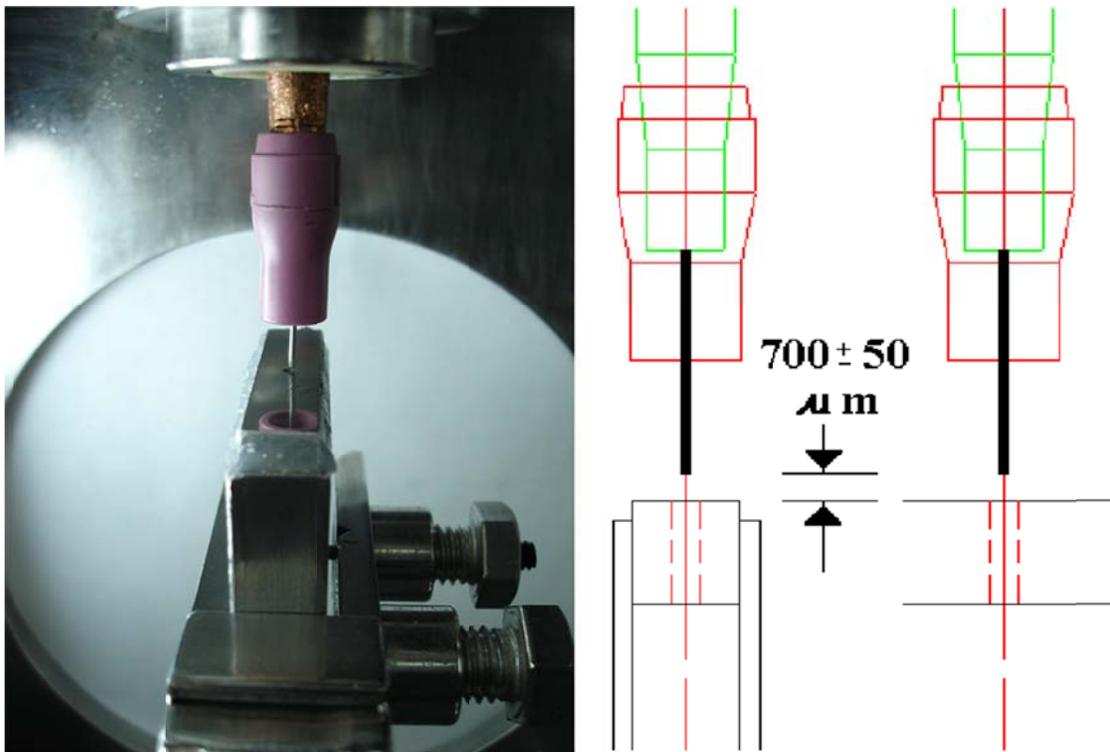


Figura 3.32.- Posición del electrodo con respecto al orificio del contenedor y altura del electrodo

3.2.6. Cámara de soldadura

Debido al diseño de la cámara de soldadura, es sencillo lograr la posición del electrodo. La cámara cuenta con un dispositivo X-Y donde se colocan los contenedores, éste dispositivo permite mover los contenedores en el plano horizontal, y adicionalmente, el electrodo se puede subir y bajar. Con lo anterior tenemos 3 grados de libertad para posicionar el orificio de los contenedores. La cámara cuenta también con tres mirillas y los orificios para conectarse a la bomba mecánica de vacío y los transductores de vacío y presión. La entrada de helio se hace a través de la antorcha del electrodo. La figura 3.33 muestra esquemáticamente el diseño general de la cámara.

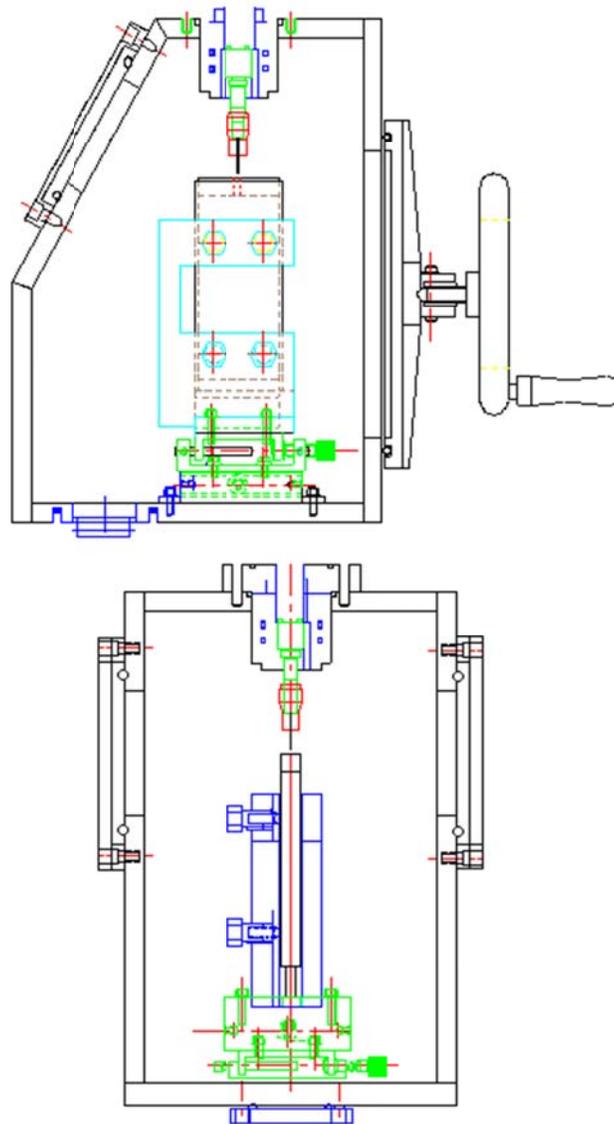


Figura 3.33.- Cámara de soldadura

Las inspecciones realizadas a esta soldadura son: inspección visual, análisis de los gráficos (voltaje, corriente, vacío, presión, y flujo de helio) y el ensayo de fugas. La inspección visual y gráficos generados se comparan contra patrones obtenidos en las pruebas; para el ensayo de fugas se utiliza un detector de fugas de helio en donde su calibración se realiza mediante una fuga calibrada. El detector es un espectrómetro para helio. Debe enfatizarse que este es el ensayo que acepta ó rechaza la soldadura.

El aporte de calor en Joules, es simplemente el producto del voltaje de soldadura por el amperaje y por el tiempo en segundos. El valor promedio del voltaje medido es de 15 Voltios. Calculando el aporte de calor se obtiene que es de 2243 Joules y la variación de éste valor en 10 soldaduras (± 150 Joules), nos indica que el proceso de soldadura está bien controlado.

3.2.7. Calificación del Sistema de Sellado

Para la calificación del sistema de sellado fue necesario desarrollar un sistema de inspección que nos permite verificar la presión del helio de los contenedores indirectamente. Además se verifica la concentración del helio al hacer pasar una muestra por el cromatógrafo de gases a temperatura constante con detector de conductividad térmica y columna de tamiz molecular. Este cromatógrafo utiliza para su calibración un gas con composición conocida de CO 0.20 % mol, CH 0.30 % mol, N 3.00 % mol O 1.00 % mol y Balance en Helio en % mol y también utiliza helio grado cromatográfico como purga para la tubería y conexiones. El sistema cuenta con un dispositivo mecánico hermético que permite taladrar los contenedores y dejar expandir el helio en el dispositivo de expansión. Se miden las presiones antes y después del perforado de los contenedores, se hace una corrección tomando en cuenta la temperatura del laboratorio, para después calcular la presión que tenía el contenedor. Se requiere una bomba mecánica para purgar el aire del sistema y con el manejo adecuado de las válvulas, forzar el paso de la muestra de helio por el cromatógrafo. El sistema se muestra en la Fig.3.34 Este sistema se empleó en la calificación del sistema de sellado de contenedores.



Figura 3.34.- Sistema de inspección de presión interna de helio en los contenedores y pureza del Helio

3.2.8. Resultados

1. El proceso de soldadura de sellado (sistemas, equipos, procedimientos, instrucciones, especificaciones e informes técnicos), se ha desarrollado satisfactoriamente con resultados que aseguran la reproducibilidad del proceso.
2. En este sistema se diseñaron dispositivos mecánicos y una cámara de soldadura que sella herméticamente con tres grados de libertad para posicionar el electrodo.
3. Se desarrolló un sistema de vacío y presión con equipos de alta tecnología, como lo son la fuente de potencia computarizada, arrancadores de arco de alta frecuencia, controladores de flujo, entre otros.

3.3. Efecto de la Velocidad de Carga al Determinar la Temperatura de Referencia, T_0 , en Acero de Vasija de Reactores Nucleares

El desarrollo experimental del trabajo, se realizó de acuerdo a la siguiente información:

Los ensayos de tenacidad a la fractura se realizaron con el acero de referencia ASTM A533 Grado B Clase 1 (JRQ) proporcionado al ININ por el Organismo Internacional de Energía Atómica (OIEA), del bloque de acero de vasija identificado como “8JRQ34”. Los valores del Esfuerzo de Cedencia, σ_{YS} , en MPa y el Módulo de Young, E, en GPa se obtuvieron de acuerdo a las siguientes ecuaciones de la referencia [12], donde T es la Temperatura en °C:

$$\sigma_{YS}(T) = 4 * 10^{-8} T^4 - 2 * 10^{-5} T^3 + 0.0036 T^2 - 0.543 T + 490.29 \quad (3.3)$$

$$E(T) = 207 - [(T - 20)0.087] \quad (3.4)$$

Cien Probetas tipo Charpy-V, se extrajeron de un bloque de acero en la dirección Transversal Longitudinal (T-L) al laminado, y entre $\frac{1}{4}$ hasta $\frac{3}{4}$ del espesor. El acabado final de la muesca en “V” que tiene la probeta, se realizó por electroerosión y se pulió a espejo la zona del vértice de la muesca marcando una línea para controlar la longitud final de preagrietamiento por fatiga como lo exige la norma.

El preagrietamiento por fatiga se realizó en una máquina Servo-Hidráulica MTS, automatizada con controlador Flex Test SE, software de tenacidad a la fractura, y una capacidad de carga de 10 toneladas. El preagrietamiento por fatiga, se hizo al aire a temperatura ambiente, una frecuencia (f) de 30 Hz, y una relación de tamaño de grieta (a_0) a ancho (W) de, $a_0/W = 0.5$, con base en la norma ASTM E1921-05. El seguimiento de avance de la grieta durante el preagrietamiento por fatiga se realizó por el método de la complianza, usando un extensómetro tipo pinzas, colocado perpendicular a la línea de carga, hasta alcanzar una relación de tamaño de grieta inicial de $a_0/W = 0.5$. Al final del preagrietamiento en punta de grieta se obtuvo un factor de intensidad de esfuerzos promedio de $K_{max} = 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, y una carga promedio de $P_{max} = 1.88 \text{ kN}$. La medición del desplazamiento a lo largo de la línea de carga en probetas tipo Charpy-V preagrietadas se realizó usando el medidor de desplazamiento lineal (LVDT), colocado en el núcleo del pistón del actuador de la máquina servohidráulica; después, estas mediciones se corrigieron, restando el efecto de deformación elástica de las mordazas y accesorios de sujeción de la probeta durante el ensayo.

Los ensayos de tenacidad a la fractura se realizaron usando el software MultiPurpose TestWare Modelo 793.10 de MTS, por control de desplazamiento, a tres diferentes velocidades de carga,

$dK/dt = 0.1, 1$ y $10 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}/\text{seg}$ siguiendo los requisitos y recomendaciones de la norma ASTM E1921-05. Se usó una cámara ambiental con un intervalo de operación de -110°C a 250°C , y un extensómetro con un intervalo de operación de -150°C a 100°C . Se realizaron los ensayos a dos diferentes temperaturas: -70°C y -60°C de acuerdo al método de multi-temperatura, se inyectó nitrógeno líquido a la cámara ambiental y se utilizó un termopar tipo K para medir la temperatura en el interior de la muesca de la probeta; el tiempo de estabilización del sistema fue de media hora. Todas las probetas se fracturaron por el mecanismo de clivaje sin crecimiento de grieta dúctil.

A todas las probetas fracturadas se les realizaron nueve medidas para obtener el promedio de la longitud de la grieta. En todos los ensayos de tenacidad a la fractura y previo a la fractura por clivaje, ocurrió un crecimiento de grieta dúctil estable de aproximadamente $20 \mu\text{m}$. Las curvas de Carga vs. Desplazamiento se muestran en la figura 3.35 (puntos unidos por una línea); en estas gráficas se observa que el acero de vasija a estas temperaturas de ensayo se comportó en forma frágil con un crecimiento de grieta dúctil estable previo a la fractura final. En la determinación de la temperatura de referencia, T_0 , se usó el método de multi-temperatura.

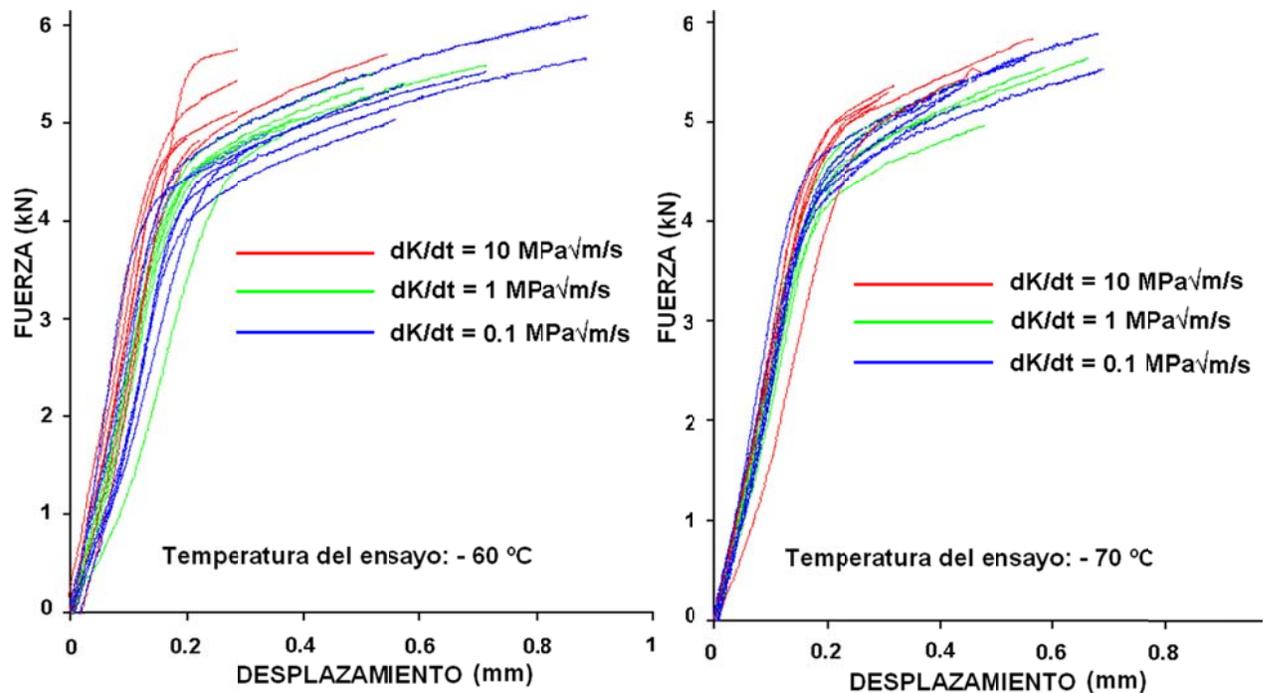


Figura 3.35.- Ensayos de tenacidad a la fractura en probetas Charpy -V preagrietadas, a tres diferentes velocidades de carga, y $T = -60$ y -70°C .

A partir de las graficas de las figuras 3.36, se observa que a mayor velocidad de carga de ensayo, ocurre un menor desplazamiento de un punto dado en las probetas a lo largo de la línea de carga, lo cual implica una menor deformación plástica y por lo tanto una menor tenacidad a la fractura (K_{Jc}); traduciéndose esto en una mayor temperatura de referencia T_0 .

En la figura 3.36 se observan los resultados de tenacidad a la fractura en función de la temperatura de ensayo T ; determinándose la temperatura de referencia T_0 , la cual se obtiene con la intersección de la curva de la mediana de la tenacidad a la fractura, $K_{Jc (med)}$ y la línea horizontal a $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, a una velocidad de carga de 1 y $10 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}/\text{seg}$; obteniéndose una temperatura de referencia $T_0 = -63.3 \pm 5.4^\circ\text{C}$ y $T_0 = -50.3 \pm 5^\circ\text{C}$, respectivamente, y, adicionalmente, la mediana de la tenacidad a la fractura, $K_{Jc (med)}$. Todos los ensayos de tenacidad a la fractura están dentro de los límites de tolerancia, a excepción de uno, el cual se toma en cuenta para el cálculo de la temperatura de referencia T_0 . Debe señalarse que todos estos datos obtenidos cumplieron con los requerimientos de calificación de acuerdo a las recomendaciones de la norma ASTM E1921-05.

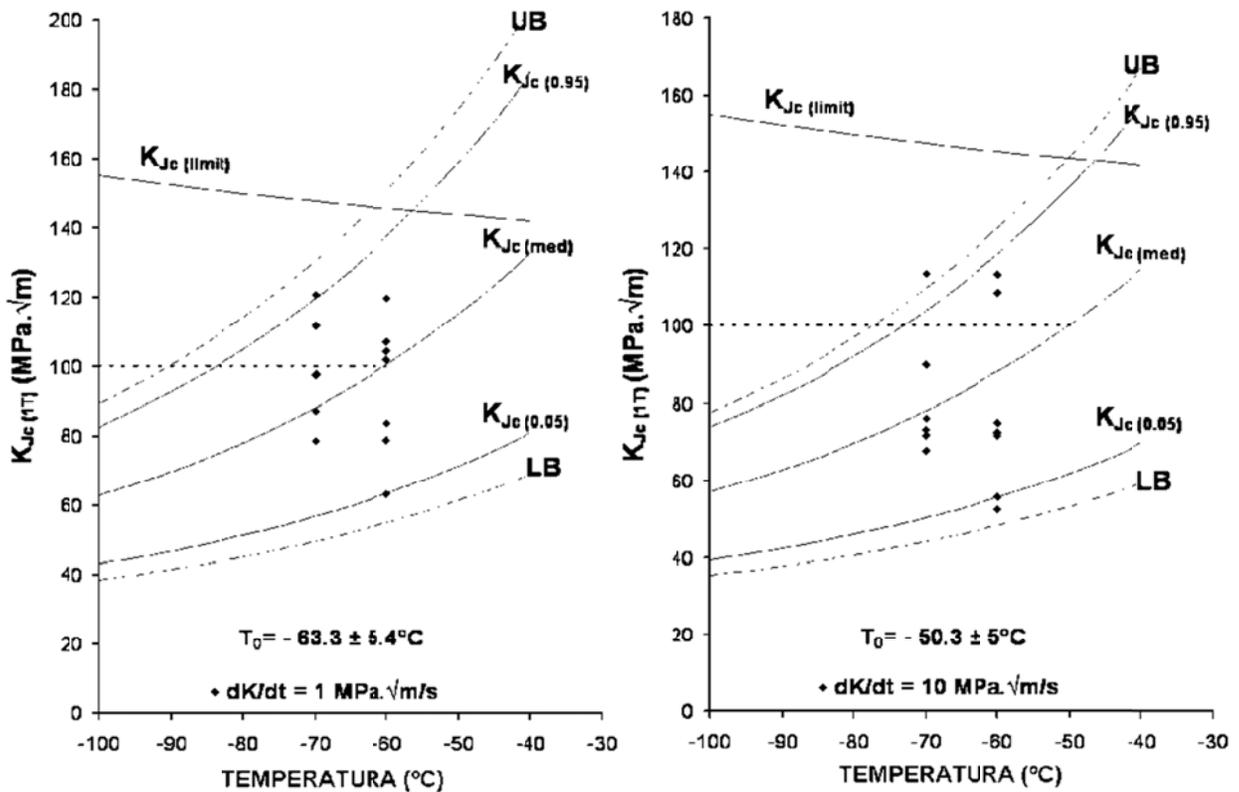


Figura 3.36.- Ensayos de tenacidad a la fractura usando probetas tipo Charpy-V preagrietadas.

En la figura 3.37 se muestra el incremento de la temperatura de referencia, T_0 , dentro del intervalo recomendado por la Norma ASTM E1921-05, de 15°C ; y el incremento de la temperatura de referencia, T_0 , entre década y década del eje de la velocidad de carga, dK/dt , de 12°C .

Por otra parte, los datos de Hall y Yoon en acero A533B1 (JRQ), analizados por Joyce et al. [19], difiere con un corrimiento en la temperatura de referencia de 13°C en el intervalo permitido por la Norma ASTM E1921.

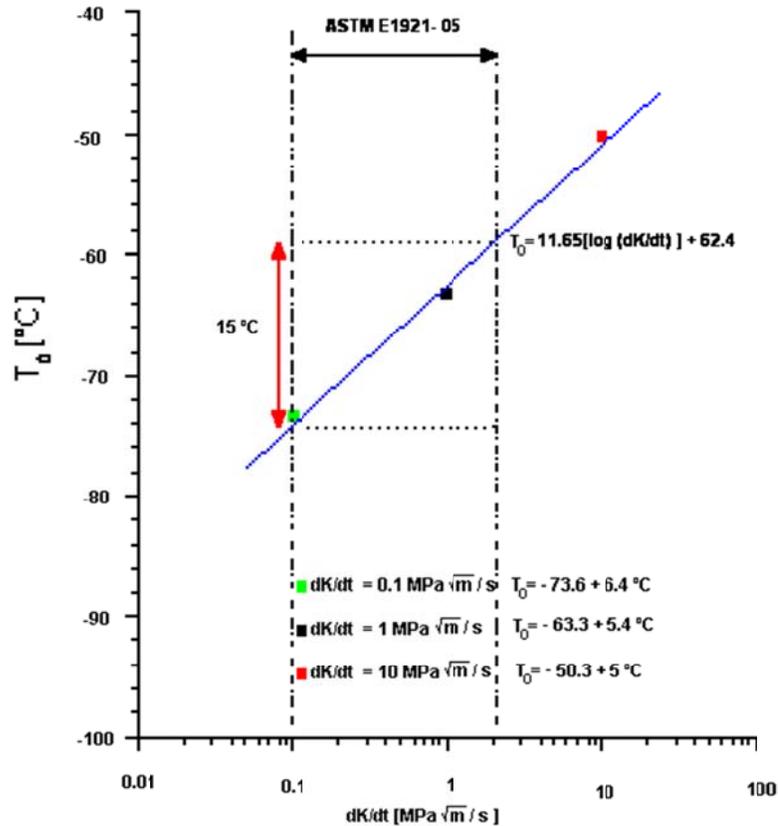


Figura 3.37.- Efecto de la velocidad de carga en la determinación de la temperatura de referencia, T_0 , en acero de vasija, usando probetas tipo Charpy-V preagrietadas.

En la figura 3.38 pueden observarse las diferentes temperaturas de referencia T_0 , obtenidas de 11 diferentes laboratorios de investigación [20]. Al comparar los resultados obtenidos en el ININ (figura 3.39) contra los resultados de la figura 3.38, podemos concluir que los resultados son

semejantes. La ecuación de ajuste de los datos obtenidos es: $T_0 = 5.1 \ln\left(\frac{dK}{dt}\right) - 62.4$, la cual es comparable a la ecuación ajustada de la referencia [20], que es: $y = 5.2 \ln(x) - 58.6$.

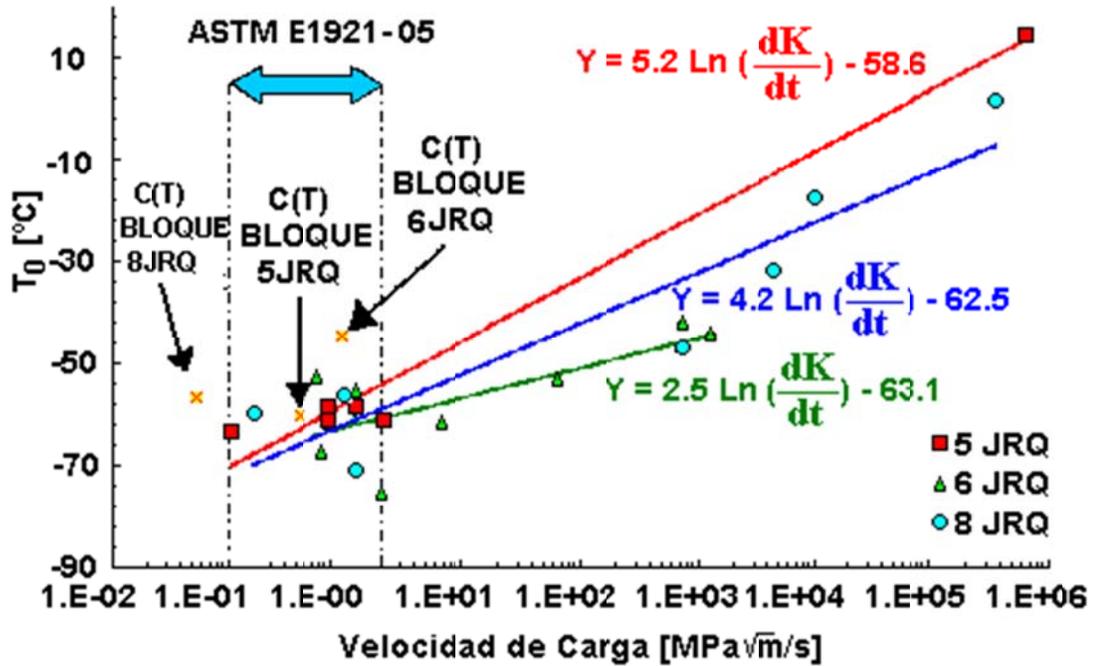


Figura 3.38.- Efecto de la velocidad de carga en la determinación de la temperatura de referencia, T_0 , en acero de vasija (JRQ), usando probetas tipo PCVN y C(T) [20].

Wallin [21] propuso una relación empírica entre la rapidez de carga dK/dt y el incremento en la temperatura de referencia, ΔT_0 ($^{\circ}\text{K}$), la cual está dada por:

$$\Delta T_0 = \frac{T_{01} \ln\left(\frac{dK}{dt}\right)}{\Gamma - \ln\left(\frac{dK}{dt}\right)} \quad (3.5)$$

Donde: T_{01} = Temperatura de referencia medida bajo condiciones cuasi-estáticas (en $^{\circ}\text{K}$)

Γ = Función empírica basada en los parámetros de rapidez de deformación de Zener-Holloman, dada por:

$$\Gamma = 9.9 \exp\left[\left(\frac{T_{01}}{190}\right)^{1.66} + \left(\frac{\sigma_{ys}}{722}\right)^{1.09}\right] \quad (3.6)$$

con: σ_{ys} = Esfuerzo de Cedencia cuasi-estático (en MPa).

Aplicando esta relación empírica a los datos obtenidos, tenemos que:

$\sigma_{ys} = 480$ MPa, a temperatura ambiente, $T_{01} = 210^\circ\text{K}$, y $\Gamma = 61.2$.

Por lo tanto:

$$T_0 [^\circ\text{K}] = \frac{210 \text{Ln}\left(\frac{dK}{dt}\right)}{61.2 - \text{Ln}\left(\frac{dK}{dt}\right)} + 210 \quad (3.7)$$

Lo cual nos da un incremento de la temperatura de referencia T_0 , dentro del intervalo recomendado por la norma ASTM E1921-05, de 10.4°C , y el incremento de la temperatura de referencia, T_0 , entre década y década del eje de la velocidad de carga, dK/dt , de 8.1°C . Estos incrementos de temperatura están de acuerdo con los obtenidos por Joyce et al. [19].

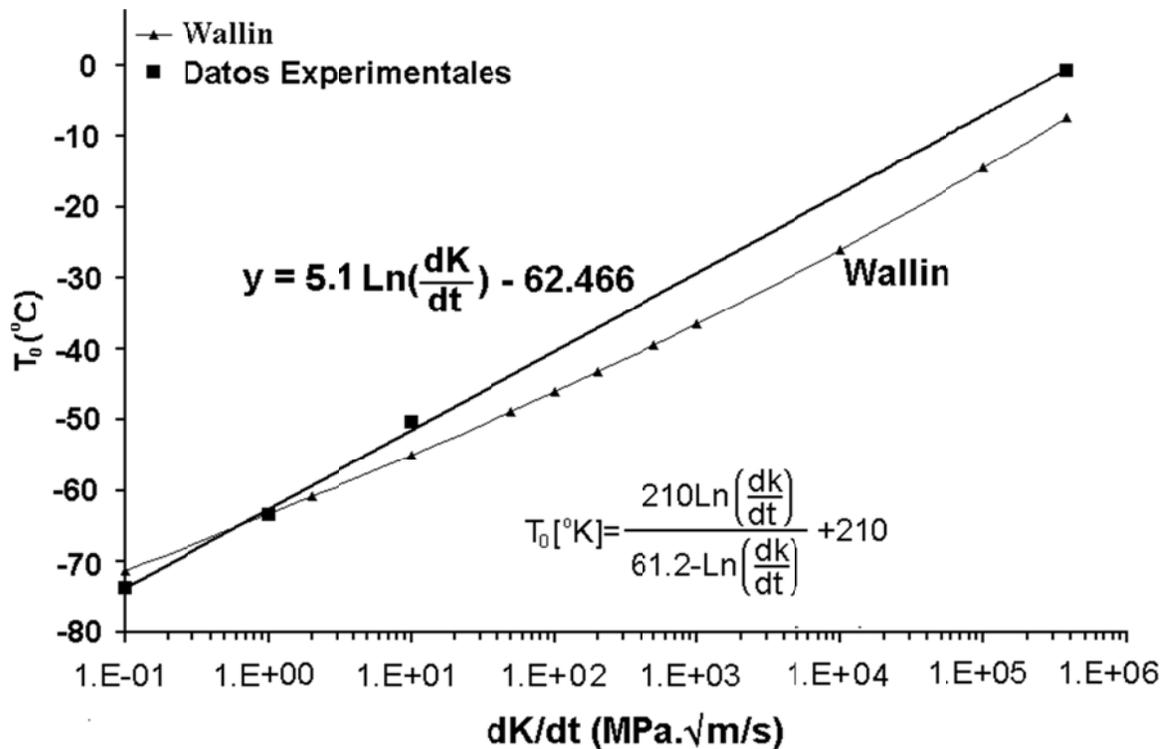


Figura 3.39.- Efecto de la velocidad de carga en la determinación de T_0 , con probetas tipo PCVN, comparado con la relación empírica de Wallin [21].

En la figura 3.39 se muestran los resultados experimentales del efecto de la velocidad de carga en la determinación de T_0 contra la relación empírica propuesta por Wallin. En esta figura se

observa una pequeña desviación en la temperatura de referencia, cuando la relación empírica de Wallin [21] se ajusta sólo en el intervalo de datos cuasi-estáticos

3.3.1. Macrografía y Micrografía de la Superficie de Fractura

Las características fractográficas de las probetas fracturadas se determinaron en un microscopio electrónico de barrido (Philips, automatizado, Modelo XL30). Para cada una de éstas, se tomaron dos fotomicrografías en la zona de ensayo. El punto de inicio de nucleación de fractura por clivaje en las probetas ensayadas se observó usando un microscopio estereográfico.

En la figura 3.40 se observa una macrografía típica obtenida en los ensayos de tenacidad a la fractura en acero de vasija, en ésta se aprecian diferentes zonas: la zona final de la muesca en la probeta realizada por electroerosión, la de preagrietamiento por fatiga y la de ensayo, la cual no se logra observar, debido a que es del orden de 20 μm . También se observa un punto de inicio de fractura, indicado por la flecha roja en la macrografía.

En la figura 3.41 se observa una micrografía de la misma probeta de la figura 3.40, en la cual se puede apreciar la zona de ensayo que es del orden de 20 μm . Dentro de esta zona de ensayo se observa el ancho de la zona distendida o deformada (stretch zone width) la cual es indicativa de la extensión del redondeo plástico en punta de grieta, inicio de formación de cavidades, y finalmente, la fractura por clivaje, lo cual está de acuerdo con los conceptos de la Master Curve y todos los datos obtenidos son válidos y calificados de acuerdo a las recomendaciones de la norma ASTM E1921-05.

En todos los ensayos realizados se tomaron micrografías de la superficie de fractura, observándose fractura por clivaje, lo cual cumple con el requisito de que los aceros ferríticos ensayados deben de experimentar el inicio de agrietamiento por clivaje en inestabilidad elástica o elasto-plástica, o ambos, haciendo válido el análisis de T_0 , aún cuando en algunas áreas se formaron cavidades al inicio del ensayo.

Las superficies de fractura originadas por clivaje son facetas planas y cada una de ellas corresponde a una familia de planos de clivaje en los granos cristalinos. Los precipitados, límites de grano e inclusiones influyen en la propagación de la grieta sobre los planos de clivaje formando superficies escalonadas (Figura 3.41). Cuando la grieta alcanza otro grano cristalino, cambia la propagación de la grieta a otros planos de clivaje.

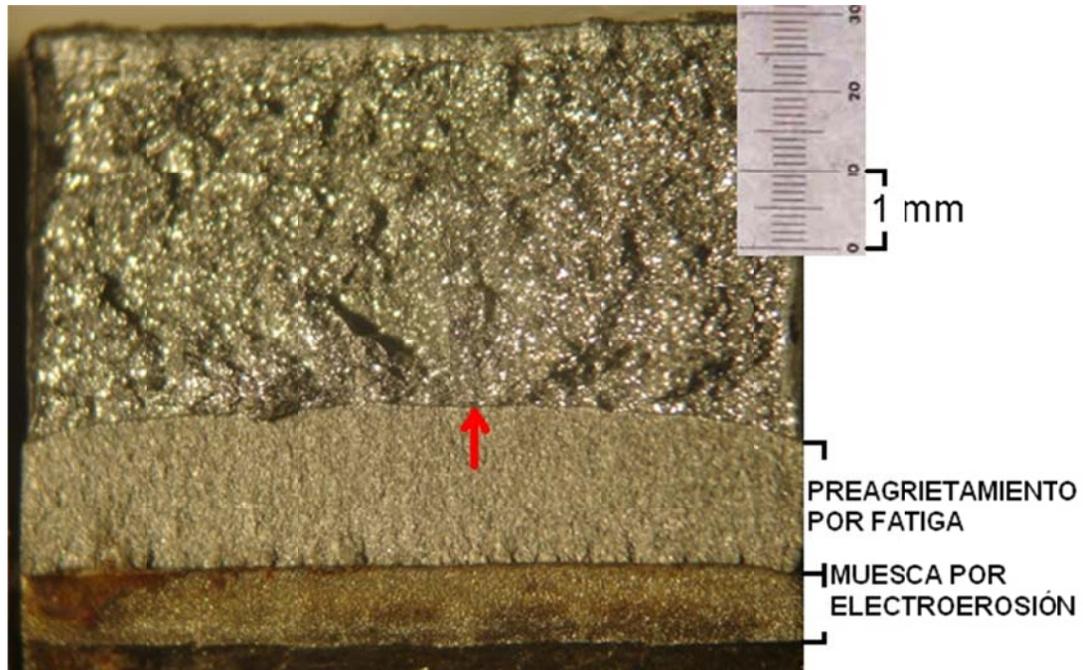


Figura 3.40.- Macrografía en acero A533B Cl.1, mostrando zona final de la muesca por electroerosión, zona de preagrietamiento por fatiga y zona de ensayo (aproximadamente 20 μm) indicando punto de inicio de fractura por clivaje.

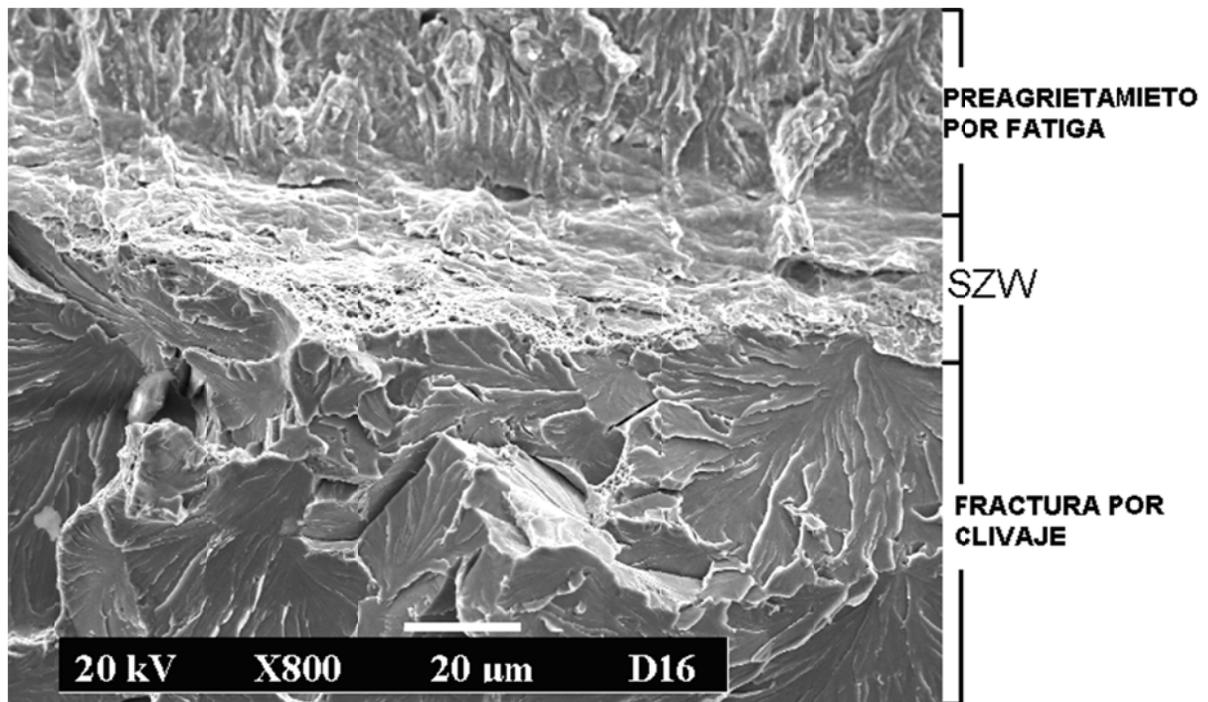


Figura 3.41.- Micrografía MEB en acero A533B Cl.1, mostrando zona de preagrietamiento por fatiga, ancho de la zona distendida o deformada (SZW), inicio de formación de microcavidades y fractura final por clivaje.

3.3.2. Resultados

1. El incremento de la temperatura de referencia T_0 , dentro del intervalo de carga cuasi-estática (0.1-2 MPa \sqrt{m} /seg) recomendada por la norma ASTM E1921-05, es de 15°C.
2. El incremento de la temperatura de referencia T_0 , entre decena y decena (0.1 a 10 MPa \sqrt{m} /seg) es de 12°C.

4. PERSPECTIVAS

Con base en la experiencia adquirida en los estudios y sistemas de soldadura desarrollados para la vigilancia y potencial extensión de vida de la vasija, se pretende continuar trabajando en aspectos relacionados con el efecto producido por la radiación neutrónica en aceros de vasija de nucleoelectricas, concretamente en:

- Reconstitución de probetas utilizando haz de electrones o laser
- Automatización del Sistema de Soldadura de Sellado
- Ensayos de tenacidad a la fractura
- Análisis de mecánica a la fractura usando elementos finitos
- Construcción de cápsula instrumentada para irradiación neutrónica de probetas, a irradiar en el Reactor Experimental TRIGA Mark III del ININ.
- Mecánica de fractura probabilística aplicada a la construcción de las curvas límite P-T.
- Desarrollo del nuevo método para la construcción de las curvas límite P-T, para las vasijas a presión de los reactores nucleares.

5. CONCLUSIONES

México a través de ININ, ha logrado el desarrollo tecnológico para la vigilancia y potencial extensión de vida de la vasija, servicio que se hacía en Vallecitos “Los Álamos” USA y actualmente se ha dado ya dos servicios de la vigilancia de la vasija de cápsulas extraídas de la Unidad 1 (2005) y Unidad 2 (2009) de la Central Nucleoeléctrica de Laguna Verde, Veracruz, México.

En esta tesis se muestran tres desarrollos tecnológicos, aplicados en la vigilancia y potencial extensión de vida de las vasijas de la Central Nucleoeléctrica de Laguna Verde, los dos primeros desarrollos son sistemas de soldadura; el primero es el Sistema de Soldadura para la Reconstitución de Probetas Charpy, el segundo desarrollo es el Sistema de Soldadura para el Sellado de Contenedores de probetas Charpy y de Tensión, el tercer desarrollo es el sistema para calificar el proceso de soldadura de Sellado que nos permite comprobar la presión de helio en los contenedores y la pureza de helio en éstos.

Lo más relevante se resume a continuación:

- 1.- Se desarrolló un sistema de soldadura calificado, automatizado, con acceso remoto, adquisición de parámetros en tiempo real, y generando el informe, que nos permite reconstituir, mitades de probetas Charpy, cumpliendo con todo lo estipulado por la normativa y sin alterar las propiedades mecánicas del material en un volumen mínimo de un cm^3 y que permite la reproducibilidad del proceso, obteniendo una Zona de Soldada, y Zona Afectada por el Calor pequeñas.
- 2.- Se determinó la longitud 4.4 mm en que el inserto alcanza la “temperatura de irradiación” de 288 °C por la medición de temperaturas en un barrido de distancias de 1 a 12 mm de la intercara de soldadura.
3. Se determinó de forma experimental como lo permite la norma, la longitud mínima de inserto que es de 13 mm por lo que se tiene más material representativo de la vasija con la afectación del flujo neutrónico, para usar en potencial extensión de vida de la vasija es decir se optimizó el escaso material disponible.
4. Se eliminó el rechazo de falta de penetración por derrame que ocasionalmente se presentaba en la soldadura de reconstitución, disminuyendo la fuerza de unión al soldar.
- 5.- Se tiene personal calificado para realizar el proceso.

6.- El otro sistema de soldadura, con una cámara de soldadura que sella herméticamente y tiene tres grados de libertad para posicionar el electrodo, un subsistema de vacío y presión con equipos de alta tecnología, como lo son la fuente de potencia computarizada, arrancadores de arco de alta frecuencia, controladores de flujo, entre otros para el proceso de sellado de contenedores nos permite sellar los contenedores de probetas Charpy y de Tensión, a una atmósfera de presión de helio de ultra alta pureza.

7.- En el efecto de la velocidad de carga al determinar la temperatura de Referencia, T_0 tenemos lo siguiente:

- a. El incremento de la temperatura de referencia T_0 , dentro del intervalo de carga cuasi-estática (0.1-2 MPa \sqrt{m} /seg), es de 15°C.
- b. El incremento de la temperatura de referencia T_0 , entre decena y decena (0.1 a 10 MPa \sqrt{m} /seg) es de 12°C.
- c. La temperatura de referencia determina la fragilización de la vasija, pero no por el método de ensayos de impacto, sino por tenacidad a la fractura y también se utiliza en la definición de las curvas P-T

Los desarrollos y métodos propios dan resultados que aseguran la reproducibilidad de los procesos.

6. REFERENCIAS

- [1] Blatter J. Albert; United States Patent No. 3,773,615. *Irradiation Surveillance Capsule Assemblies for Nuclear Reactors*, Nov. 20, 1973.
- [2] Code of Federal Regulations, Title 10 Energy Appendix H to Part 50 – *Domestic Licensing of Production and Utilization*, “*Reactor Vessel Material Surveillance Program Requirements*”, December 2008.
- [3] Romero Carranza J, 2007, “Reconstitution Process by Stud Welding for the Surveillance Program in Mexico”, *Journal of Testing and Evaluation*, ASTM, Institute American of Physics Vol. 35, No. 5, Págs. 1-8.
- [4] Romero Carranza J, 2007, “Desarrollo del Sistema de Reconstitución de probetas Charpy para la Vigilancia de Vasijas en Nucleoeléctricas”, International Joint Meeting Cancún 2007 Contribution of Nuclear Energy to the Sustainable, Development of Latin-American, Volume, 384-396. (2007).
- [5] Final Report Ati -021-030-2003-1, “Master Curve Fracture Toughness Application For Point Beach Nuclear Plant Unit 2, ATI Consulting, W.L.Server, JR. Pfefferle. January 2003.
- [6] JR. Pfefferle, W.L.Server, “*Master Curve Fracture Toughness Application For Point Beach Nuclear Plant Unit 2 Final Report*” ATI -021-030-2003-1, OIEA, Viena, Austria (January 2003).
- [7] IAEA-TECDOC-1309, Cost drivers for the assessment of nuclear power plant life extension; p. 1, 7 (September 2002).
- [8] NEA/SEN/NDC (2000)6, Status report of nuclear power plant life management, p.20 (May 2000).

- [9] Welding Research Council Bulletin 458. Fracture toughness master curve development: application on master curve fracture toughness methodology for ferritic steels. Pag.1. January 2001.
- [10] ASTM E1921-05, "Standard test method for determination of reference temperature, T_0 , for ferritic steels in the transition range", *Annual book of ASTM Standards, Section 03.01 Metals-Mechanical Testing; Elevated and Low Temperature Tests; Metallography*, USA, (2005).
- [11] NUREG/CR-5504, ORNL/TM-13631. Technical basis for an ASTM standard on determining the reference temperature, T_0 , for ferritic steels in the transition range.
- [12] IAEA-TECDOC-1230. Reference manual on the IAEA JRQ correlation monitor steel for irradiation damage studies.
- [13] ASTM E23-02, "Standard test methods for notched bar impact testing of metallic materials", *Annual book of ASTM Standards, Section 03.01 Metals-Mechanical Testing; Elevated and Low Temperature Tests; Metallography*, USA, (2002).
- [14] ASTM E1253-07, "Standard guide for reconstitution of irradiated Charpy-sized specimens", *Annual book of ASTM Standards, Section 12.02 Nuclear Energy (II), and Geothermal Energy*, USA, (2007).
- [15] Nuclear Power Engineering Section, "Reference manual on the IAEA JRQ correlation monitor steel for irradiation damage studies", *IAEA-TECDOC-1230, ISSN 1011-4289*, Vienna, Austria (July 2001).
- [16] van Walle Eric et al., "Reconstitution techniques qualification and evaluation to study ageing phenomena of nuclear pressure vessel materials (RESQUE)", *Nuclear Engineering and Design*, **Volume 209**, Issues 1-3, p.67-77 (Nov 2001).

- [17] van Walle Eric et al., "RESQUE: Reconstitution Techniques Qualification & Evaluation to Study Ageing Phenomena of Nuclear Pressure Vessel Materials", *Small Specimen Test Techniques: Fourth Volume*, ASTM STP 1418, M.A. Sokolov, J.D. Landes and G.E. Lucas, Eds., ASTM International, West Conshohocken, PA, p.409-425 (2002).
- [18] NUREG/CR-6777 and ORNL/TM-2001/34, "Results and Analysis of the ASTM Round Robin on Reconstitution", (August 2002).
- [19] Joyce James A., Tregoning R. L. and Roe C., "On setting testing rate limitations for the master curve reference temperature, T_0 , of ASTM E1921". *Journal of Testing and Evaluation*, **Vol.34**, No.2. March (2006).
- [20] Lucon Enrico –SCK–CEN, Mol (Belgium), "Investigation of the loading rate dependence of steels", *Additional IAEA CRP-8 meeting*, July 2007, San Antonio, Texas. (2007).
- [21] Wallin Kim, "Effect of strain rate on the fracture toughness reference temperature T_0 for ferritic steels". *Recent Advances in Fracture*, R. K. Mahidhara et al., Eds., The Minerals, Metals and Materials Society, pp.171-182, (1997).