

04.86.18

REPUBLICA ARGENTINA
COMISION NACIONAL DE ENERGIA ATOMICA
Dependiente de la Presidencia de la Nación
GERENCIA DE DESARROLLO
Departamento de Materiales

TENSIONES RESIDUALES

/ Ing. Héctor J. MERCURIO ^{UON}
/ Ing. Teresa PEREZ
Estela

TENSIONES RESIDUALES

1 INTRODUCCION (1,2,3)

Las tensiones residuales son aquéllas presentes en un elemento o componente de estructura en ausencia de sollicitación externa. Han recibido distintas denominaciones tales como tensiones internas, iniciales, inherentes, de reacción, etc.

Las originadas por cambios de temperatura no uniforme son llamadas, habitualmente, tensiones térmicas.

Durante los distintos procesos de fabricación usualmente empleados en la construcción de estructuras, cañerías, barcos, recipientes a presión etc, así como durante las etapas de montaje pueden originarse tensiones residuales. Una de las tecnologías más ampliamente usadas en esos casos es la soldadura. Dado que al soldar siempre se generan tensiones y deformaciones, el análisis del problema está estrechamente vinculado con el diseño y fabricación de estructuras o componentes soldados. La soldabilidad de un material es una propiedad difícil de definir; puede expresarse como su capacidad para ser soldado según determinadas condiciones de fabricación, a fin de obtener una dada estructura, que cumpla adecuadamente las condiciones de servicio.

Algo inherente a toda unión soldada es la presencia de imperfecciones; debe enfatizarse, sin embargo, que las mismas sólo constituirán la base de un rechazo, cuando así lo indique su evaluación según un código o especificación particular; en este caso constituirán un defecto. Los defectos en soldadura pueden estar asociados con requisitos dimensionales (deformaciones) o discontinuidades en el cordón (fisuras, falta de fusión, falta de penetración, socavaduras, poros, inclusiones, etc). Las tensiones residuales pueden llegar a constituir un defecto que, en función de su nivel y distribución, pueden afectar el comportamiento de una unión en determinadas condiciones de servicio.

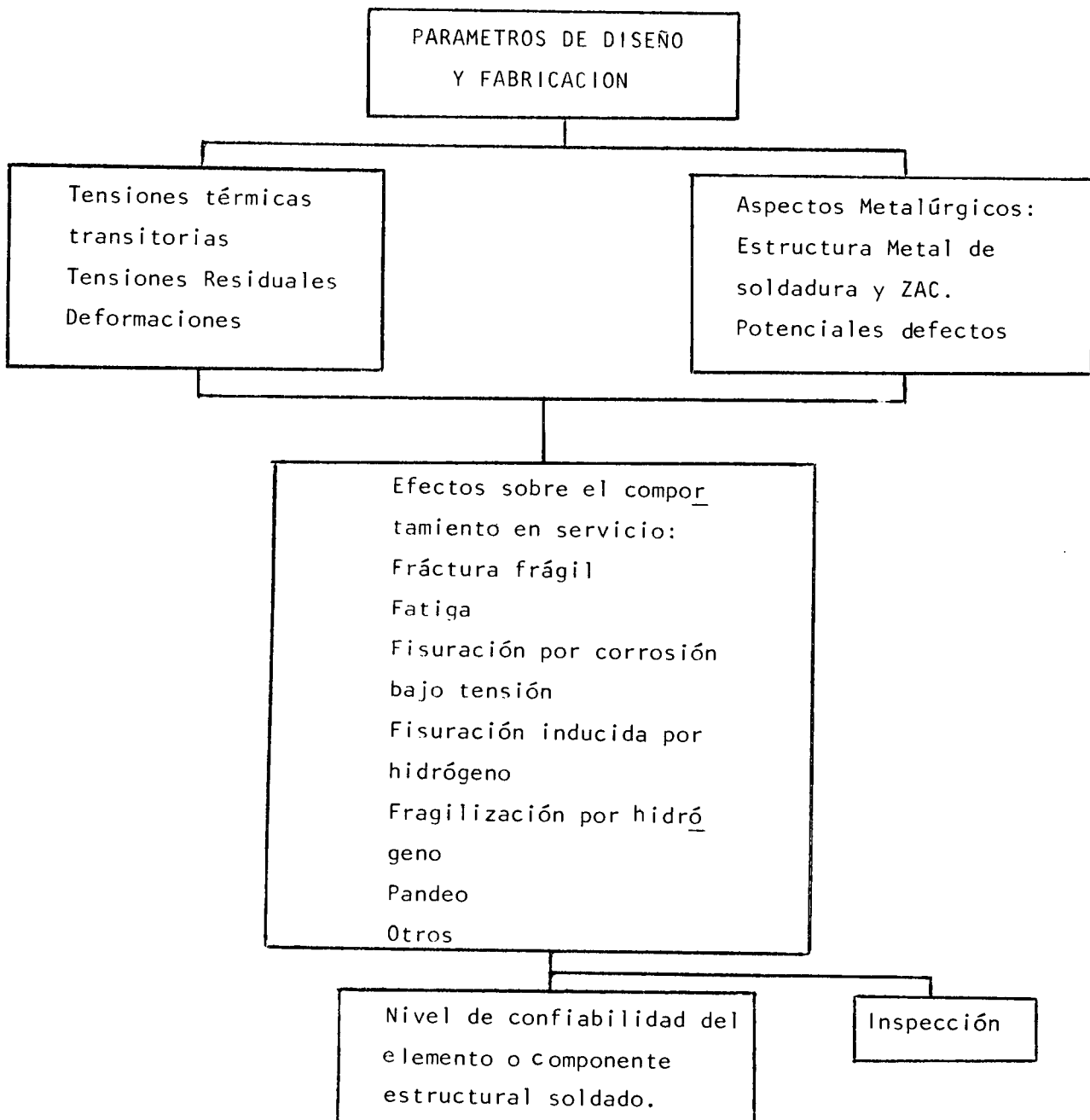
Durante el proceso de soldadura se somete al material a un calentamiento localizado, generándose tensiones residuales y deformaciones, que afectan tanto al metal de soldadura como a las zonas adyacentes. El cordón de soldadura y la zona más próxima a él resultan sollicitados a la tracción, pudiéndose alcanzar el nivel de la tensión de fluencia, con el consiguiente riesgo de fisuración bajo ciertas condiciones. Otras zonas del metal base quedan comprimidas, reduciéndose así su resistencia al pandeo.

Las tensiones residuales pueden ser uno de los factores condicionantes de falla de uniones soldadas por fractura frágil, fatiga o corrosión bajo tensión.

Debe enfatizarse, sin embargo, que no siempre las tensiones residuales constituyen un problema; en muchos casos puede "convivirse" con ellas, debiendo analizarse cada situación particular.

Los efectos adversos de las tensiones residuales podrán eliminarse o reducirse a un nivel aceptable mediante la adecuada selección de los parámetros de diseño y fabricación. Dicha selección será siempre una solución de compromiso ya que deberán considerarse, además, aspectos de orden metalúrgico, mecánico, económico, etc. Dado que los óptimos para los distintos ítems habitualmente no son coincidentes, una solución enfocada a sólo uno de esos aspectos, puede causar otros serios inconvenientes durante el proceso de fabricación o el comportamiento en servicio.

El siguiente esquema muestra la interrelación entre los distintos factores que condicionan el nivel de confiabilidad de una estructura soldada:



2. ORIGENES DE LAS TENSIONES RESIDUALES

2.1. Generalidades

Las tensiones residuales se originan como consecuencia de fenómenos térmicos y/o mecánicos durante procesos de fabricación y conformado de piezas metálicas tales como: rolado, fundición, forjado, cizallado, curvado, maquinado, laminado, amolado, pulido, soldadura, etc. El nivel de tensiones residuales puede reducirse mediante un tratamiento térmico de alivio de tensiones; un templado, en cambio, generará tensiones. También podrán producirse tensiones durante cualquier otro tratamiento térmico si el calentamiento y/o el enfriamiento no se efectúan en condiciones adecuadas, a determinar en cada caso.

Un ejemplo de tensiones y deformaciones originadas por fenómenos térmicos es el de estructuras metálicas calentadas por radiación solar desde un solo lado; esta situación se presenta habitualmente, con los consiguientes inconvenientes, durante el montaje en obra de grandes estructuras, pues la alineación de las partes a unir se modifica al variar la posición relativa del sol. El ciclo térmico altamente localizado que se aplica durante un proceso de soldadura es otra fuente de tensiones residuales de origen térmico. En la Fig. 1 se esquematiza un diagrama de tensiones residuales, longitudinales, correspondiente a una unión soldada.

Durante el amolado se producen tensiones residuales en una delgada capa próxima a la superficie (Fig. 2). Otro ejemplo de tensiones generadas por trabajo mecánico es el de un material laminado; en este caso las fibras exteriores del material tenderán a alargarse, siendo restringidas en su desplazamiento por las fibras más internas; se producirá en consecuencia, un estado de tracción en el centro del material, y de compresión en la superficie (Fig. 3).

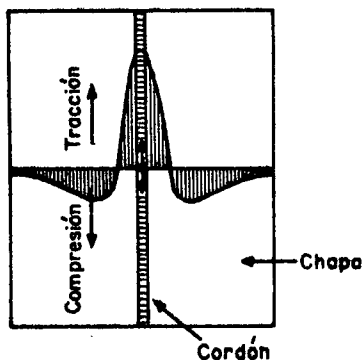


Fig. 1

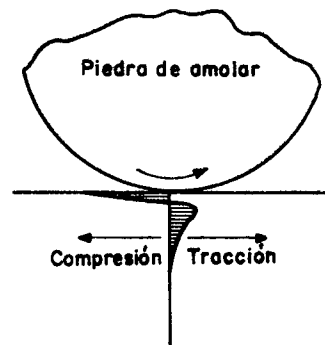


Fig. 2

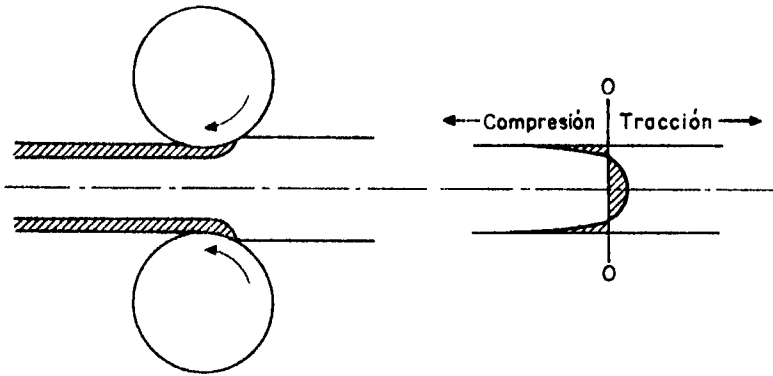


Fig. 3

También las transformaciones de fase ocurridas durante ciertos tratamientos térmicos pueden generar tensiones a causa de la variación del parámetro de red de la nueva fase respecto de la matriz; tal es el caso de la transformación martensítica ocurrida durante el templado de aceros al carbono. Las tensiones residuales se presentan también a escala atómica, por ejemplo en zonas próximas a dislocaciones.

2.2. Tensiones residuales de origen térmico

Se analizará con mayor detalle el caso de las tensiones de origen térmico por ser el correspondiente a uniones soldadas. Un ciclo térmico aplicado a una pieza bajo determinadas condiciones de restricción genera tensiones residuales.

Es posible presentar un esquema que, si bien es muy simplificado, permite comprender el fenómeno (4,5,6).

Sea una barra de diámetro D_0 , longitud L_0 , a una temperatura T_0 , cuyo comportamiento frente a distintos ciclos térmicos y condiciones de embridamiento se analiza a continuación:

a) Calentamiento uniforme de la barra libre, hasta $T_1 > T_0$:

La barra se dilatará adoptando un diámetro $D_1 > D_0$ y una longitud $L_1 > L_0$ (Fig. 4.a) el aumento de longitud puede expresarse como:

$$\Delta L = L_1 - L_0 = \alpha (T_1 - T_0) L_0 \quad (1)$$

La deformación longitudinal específica resulta:

$$\epsilon = \frac{\Delta L}{L_0} = \alpha \Delta T \quad (2)$$

Siendo:

L_1 = longitud final (cm)

L_0 = longitud inicial (cm)

α = coeficiente de dilatación térmica (cm/cm°C)

ϵ = deformación longitudinal específica (cm/cm)

Si la barra es luego enfriada hasta T_0 , recobrará sus dimensiones iniciales (L_0 y D_0). Este es un caso de dilatación y contracción libre que implica un estado final no tensionado.

b) Calentamiento uniforme de la barra colocada entre mordazas separadas una distancia L_0 que le impiden la dilatación:

En este ejemplo esquemático, se considerará que las mordazas no se ven afectadas durante el calentamiento. Al alcanzar la temperatura T_1 , la barra mantendrá la longitud L_0 , con un diámetro $D_2 > D_1$ (Fig. 4b). A causa de su imposibilidad de dilatar longitudinalmente sufrirá un "acortamiento" respecto de la longitud que hubiera adoptado en estado libre ($\Delta L = \alpha L_0 \Delta T$), resultando sometida a un esfuerzo de compresión. Para un cierto valor de temperatura T_1 el nivel de tensión alcanzado igualará a la tensión de fluencia a esa temperatura. La misma podrá evaluarse, en forma aproximada, planteando la siguiente igualdad:

Deformación longitudinal específica dada por la ley de Hooke = Deformación longitudinal específica debida al salto térmico

$$\frac{\Delta L}{L_0} = \frac{\sigma_f(T)}{E(T)} = \alpha(T) \Delta T \quad (3)$$

(Se adopta como valor límite de validez de la ley de Hooke la tensión de fluencia $\sigma_f(T)$).

Donde $\sigma_f(T)$, $\alpha(T)$ y $E(T)$ representan las funciones que expresan la variación de cada una de esas propiedades con la temperatura. De (3) podría calcularse la temperatura T_f para la cual el material entra en fluencia. Para un acero dulce, despreciando la influencia de la temperatura sobre σ , E , α puede hacerse un cálculo aproximado, que da una idea del orden de magnitud de T_f para este material; adoptando los siguientes valores para dichas variables:

$$\sigma_f = 28 \text{ Kg/mm}^2$$

$$\alpha = 12,7 \cdot 10^{-6} \text{ cm/}^\circ\text{C cm}$$

$$E = 2,1 \cdot 10^4 \text{ Kg/mm}^2$$

$$\text{Resulta } \Delta T = \frac{\sigma_f}{E\alpha} \approx 105^\circ\text{C}$$

$$T_f = T_o + \Delta T$$

$$\text{Si } T_o \sim 20^\circ\text{C} \quad T_f = 125^\circ\text{C}$$

Dentro del caso b) deben diferenciarse dos situaciones

i) La temperatura final $T_1 < T_f$

Durante la dilatación el material permanecerá dentro del campo elástico; si se enfría hasta T_o la pieza volverá a las dimensiones originales y no se generarán tensiones residuales .

ii) La temperatura final $T_1 > T_f$

En este caso las tensiones alcanzadas corresponderán al campo plástico, adoptando el valor correspondiente a la tensión de fluencia a T_1 . El material dilatará en el sentido radial (D_3), conservando la longitud L_o . Si se lleva nuevamente la barra a la temperatura T_o adoptará un $D_4 > D_o$ y una longitud $L_f < L_o$ (Fig. 4c). Es decir el material libera las tensiones provocadas durante el calentamiento, a causa de la restricción externa que le impedía dilatar. La pieza quedará sin tensiones pero con una deformación permanente en su diámetro y longitud.

c) Calentamiento uniforme a $T_1 > T_f$, de una barra colocada entre mordazas que le impiden dilatar y contraer:

En la Fig. 5 se esquematiza el diagrama de tensiones en la barra en función de la temperatura. Al incrementarse ésta aumenta la tensión de compresión siguiendo un comportamiento elástico (\overline{AB}) y simultáneamente se reduce la tensión de fluencia del material. Al llegar a T_f , la tensión de compresión iguala a la de fluencia (Punto B). Si se continúa calentando, la sollicitación sobre la barra resultará igual a la tensión de fluencia a cada temperatura (\overline{BC}). Al comenzar el enfriamiento (punto C), la tensión de compresión cae rápidamente (\overline{CD}) y por encima de cierta temperatura (punto D) la sollicitación será de tracción. A partir del punto E, la tensión resulta limitada al valor de fluencia correspondiente a cada temperatura (\overline{EF}). Al llegar a T_o , la barra quedará sometida a una tensión residual igual a la de fluencia a tempera

tura ambiente (Punto F) y con una longitud igual a la inicial. La curva ABC'F corresponde al ciclo de tensiones cuando la temperatura máxima alcanzada es T_{11} ($T_f < T_{11} < T_1$). Esta es la mínima temperatura pico para la cual el material quedará sometido a la tensión de fluencia a temperatura ambiente. Si la temperatura máxima de calentamiento está comprendida entre T_f y T_1 , la tensión resultante será menor a la de fluencia a temperatura ambiente (ABC''F').

Este ejemplo, si bien muy simplificado, permite poner en evidencia que una estructura con un cierto grado de restricción al ser sometida a un ciclo térmico podrá quedar solicitada a tensiones menores o iguales a la de fluencia.

- d) Calentamiento localizado hasta $T_1 > T_f$ de la barra libre de vínculos externos:

El calentamiento no uniforme implica la existencia de regiones más frías que actuarán restringiendo los desplazamientos de dilatación y contracción de las zonas que alcanzan mayor temperatura. Finalmente la barra quedará tensionada, como resultado de la restricción interna provocada por el gradiente térmico.

- e) Calentamiento localizado hasta $T_1 > T_f$ de una barra sometida a vínculos externos.

Al finalizar el ciclo térmico el material quedará sometido a tensiones residuales provenientes de dos orígenes: la restricción externa y la interna

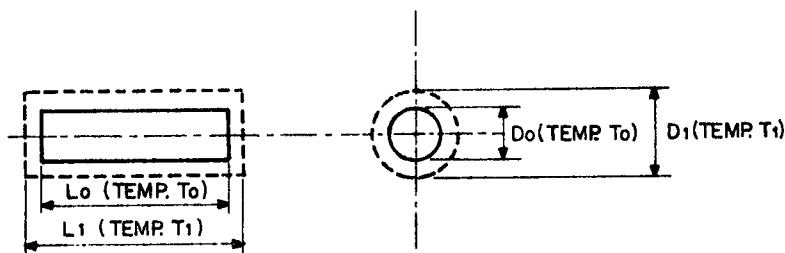


Fig. 4a.

3. TENSIONES RESIDUALES EN SOLDADURA

3.1. Flujo de calor en elementos soldados.

El calor aportado por un arco de soldadura, genera ciclos térmicos complejos y localizados que ocasionan cambios en la microestructura de la zona adyacente a la región fundida (zona afectada por el calor: ZAC). Se producen, además, fenómenos de dilatación y contracción del material, así como tensiones térmicas transitorias, dando como resultado la aparición de tensiones residuales y deformaciones en el producto terminado.

Será por lo tanto de suma utilidad conocer la distribución de temperaturas asociadas a un cierto procedimiento de soldadura, para poder evaluar la influencia de la energía aportada sobre las características metalúrgicas y el nivel de tensiones del material.

La energía puesta en juego durante un proceso de soldadura tiene los siguientes orígenes (1):

a) Potencia generada por arco, H

$$H = V \cdot I \quad (4) \quad \text{watts (} \frac{\text{Joule}}{\text{Seg.}} \text{)}$$

V: Tensión del Arco (Volts)

I: Corriente del Arco (Amperes)

b) Calor puesto en juego a causa de las reacciones químicas entre el recubrimiento de electrodo, el fundente, o la atmósfera de arco y la pileta líquida (reacciones entre escoria y metal fundido).

c) Calor producido por las transformaciones metalúrgicas del metal.

De los tres aportes mencionados, el primero es marcadamente el de mayor magnitud, y por ello es el que se tiene en cuenta en los balances de energía. Es posible vincular los parámetros de soldadura con el aporte de calor por unidad de longitud de cordón según la expresión:

$$Q = \frac{V \cdot I \cdot 60}{v} \quad (5)$$

Q: Cantidad de energía liberada por el arco por unidad de longitud. ($\frac{\text{Joule}}{\text{cm}}$)

V: Tensión del arco (volts)

I: Intensidad de corriente (Amperes)

v: Velocidad de avance de la soldadura ($\frac{\text{cm}}{\text{min}}$)

V.I=H: Energía liberada en el arco por unidad de tiempo.

Sólo una parte de esta energía llega al elemento o pieza a soldar.

El factor de eficiencia f1 vincula a la energía liberada disponible con la energía neta que llega a la pieza

$$Q_{\text{neto}} = f1 \cdot \frac{V \cdot I \cdot 60}{v} \quad (6) \quad \text{ó} \quad H_{\text{neto}} = f1 \cdot V \cdot I$$

Q neto: Energía introducida en la pieza por unidad de longitud de cordón.

H neto: Energía introducida en la pieza por unidad de tiempo.

El factor de eficiencia es función del proceso de soldadura utilizado, del material y del procedimiento especificado. En la Fig. 6 (7) se representa en escala logarítmica el calor aportado neto por unidad de tiempo (V.I.f1) en función de la energía del arco por unidad de tiempo (V.I.), indicándose los rangos de valores que adopta f1 en cada caso.

Lo óptimo desde el punto de vista metalúrgico es lograr la fusión del material con el mínimo aporte calórico. La eficiencia de fusión f2 vincula precisamente la energía neta entregada con la usada realmente para fundir el material; f2 depende del proceso y del material a ser soldado, así como del espesor de la pieza y de la geometría de junta. Cuanto mayor sea la conductividad térmica del material, menor será f2 debido a la más rápida conducción del calor fuera de la zona a fundir. Otro factor importante es la intensidad de la fuente utilizada, definida como la energía transferida por unidad de superficie; mayor intensidad implica una entrega localizada de energía que se utilizará para el objetivo fundamental de "fundir el material" reduciendo las perturbaciones en la zona adyacente (8).

Los cambios de temperatura durante la soldadura son más amplios y abruptos que en cualquier otro proceso metalúrgico. Cada punto de la unión está sometido a un ciclo térmico caracterizado por:

a - Velocidad de calentamiento.

- b - Temperatura máxima.
- c - Tiempo a temperatura máxima
- d - Velocidad de enfriamiento.

Con el objeto de tener una idea cuantitativa de la influencia de las variables de soldadura, y de la geometría y propiedades físicas de la pieza sobre los cambios metalúrgicos y la distribución de tensiones, numerosos autores han tratado de evaluar la distribución de temperaturas en una unión soldada. Si bien el problema real es muy complejo, el estudio de la conducción del calor a partir de las fuentes móviles, analizado en trabajos clásicos sobre conducción del calor (9), permite obtener, bajo ciertas condiciones de borde idealizadas, soluciones aplicables al caso de soldadura.

Rosenthal (10) desarrolló un modelo matemático para la distribución del calor en un sólido usando la ecuación convencional para la transferencia cuasiestacionaria de calor; tanto esta solución analítica de la ecuación de flujo de calor como otras posteriores (11,12) requerían de hipótesis simplificativas tales como:

- a - Fuente de calor concentrada en un punto, línea o plano.
- b - Propiedades físicas independientes de la temperatura.
- c - El material sólido en todo momento, isótropo y homogéneo.
- d - No existen pérdidas de calor a través de las superficies del material.
- e - Condiciones estacionarias (hipótesis no aplicable en los extremos del cordón).

La resolución analítica, con las reales condiciones de borde y características del material es imposible. Estas limitaciones han podido superarse, en gran parte mediante la aplicación de métodos numéricos, resueltos mediante el uso de la computadora (13,14,15).

Con el objeto de analizar el efecto de las diferentes variables de soldadura sobre la velocidad de enfriamiento en la línea central del cordón y la distribución de temperaturas pico, se presentan a continuación expresiones desarrolladas por Adams (2,12), tomando como base el trabajo de Rosenthal.

Para el caso de una sola pasada con penetración total la temperatura pico puede vincularse con las variables de soldadura mediante la siguiente expresión:

$$\frac{1}{T_p - T_o} = \frac{4,13 \cdot \rho \cdot c \cdot t \cdot v}{Q \text{ Neto}} + \frac{1}{T_m - T_o} \quad (\text{no aplicable dentro de la zona fundida})$$

(7).

T_p : Temperatura pico a distancia y del borde de fusión del cordón ($^{\circ}\text{C}$).

T_o : Temperatura inicial uniforme de la chapa ($^{\circ}\text{C}$).

T_m : Temperatura de fusión ($^{\circ}\text{C}$)

y : Distancia de la línea de fusión al punto considerado (mm)

Q_{neto} : Energía calórica neta aportada ($\frac{\text{Joule}}{\text{mm}}$)

ρ : Densidad del material (g/mm^3)

c : Calor específico del metal sólido ($\frac{\text{Joule}}{\text{g} \cdot ^{\circ}\text{C}}$)

$\rho \cdot c$: Calor específico volumétrico ($\frac{\text{Joule}}{\text{mm}^3 \cdot ^{\circ}\text{C}}$)

t : Espesor chapa (mm)

En lo referente a la velocidad de enfriamiento las expresiones propuestas son:

$$R = \frac{2\pi K (T - T_o)^2}{Q_{\text{neto}}} \quad (8) \quad \text{Para chapa gruesa}$$

$$R = 2\pi K \rho c \left(\frac{t}{Q_{\text{neto}}}\right)^2 (T - T_o)^3 \quad (9) \quad \text{Para chapa fina}$$

K : Conductividad térmica ($\text{J}/\text{mm} \cdot \text{S}^{\circ}\text{C}$).

Estrictamente hablando estas expresiones dan la velocidad de enfriamiento a cierta temperatura T en la línea central. Dado que a temperaturas bastante por debajo de la de fusión el valor R resulta independiente de la posición, estas expresiones son aplicables en la ZAC.

Que la chapa sea gruesa o fina, y por ende el flujo de calor bi o tridimensional, depende de las variables de soldadura y de las propiedades del material; en algunos casos no es tan obvio si una chapa puede considerarse fina o gruesa, Adams propone el cálculo de un espesor relativo

$$\tau = t \cdot \sqrt{\frac{\rho c (T - T_o)}{Q_{\text{neto}}}} \quad (10)$$

Si $\tau > 0,75$ chapa gruesa

Si $\tau < 0,75$ chapa fina

Una de las más interesantes aplicaciones de la expresión (7) es el cálculo del ancho de la ZAC; para ello debe adoptarse un valor de la temperatura pico correspondiente al extremo exterior de la ZAC. En el caso de aceros al carbono o de baja aleación es habitual tomar $T_p = 730^{\circ}\text{C}$, que es la temperatura pico asociada al límite de la ZAC revelado por un ataque metalográfico. Para chapas gruesas Adams propone la siguiente expresión para el cálculo del ancho de la ZAC:

$$\frac{1}{T_p - T_o} = \frac{2,1 \rho \cdot c \cdot Az}{Q_{\text{neto}}} + \frac{1}{T_m - T_o}$$

Az: Area de la ZAC

Durante el enfriamiento de aleaciones que presentan transformaciones de fase en estado sólido, se obtendrán distintos productos de transformación dependiendo de la velocidad de dicho enfriamiento. Al efectuar una soldadura será necesario seleccionar variables de manera tal que pueda asegurarse la ausencia de estructuras frágiles. En el caso particular de los aceros, dependiendo de su composición química y estructura, habrá una velocidad crítica por encima de la cual podrá obtenerse una estructura martensítica con los consiguientes riesgos de fisuración en frío (16). Las expresiones (8, 9) podrán utilizarse para obtener información sobre los parámetros de soldadura a utilizar a fin de que R resulte menor que R crítico.

En la literatura se presentan diversos criterios destinados a determinar los valores de las variables de soldadura requeridos para evitar problemas de fisuración en frío en la ZAC (17, 18, 19). La mayoría de ellos evalúan el efecto de los aleantes sobre la templeabilidad a través de distintas expresiones propuestas para el denominado Carbono equivalente; consideran también el espesor del material y, en algunos casos, el nivel de restricción. En base a estos parámetros y a información experimental, pueden determinarse las variables de soldadura adecuadas. Debe señalarse que ninguno de los criterios es de aplicación general; por otra parte existen, en algunos casos, discrepancias entre ellos, lo cual debe tenerse en cuenta en el momento de su utilización.

Al especificar un procedimiento de soldadura debe tratarse de usarse los menores valores de calor aportado y temperaturas de precalentamiento compatibles con la velocidad crítica; este criterio permitirá obtener las siguientes ventajas:

- 1 - Menor ancho de la ZAC: tal como se deduce de las expresiones presentadas. Una ZAC más angosta significa menor cantidad de material afectado en sus propiedades originales.
- 2 - Mayor velocidad de solidificación y enfriamiento: esto implica estructura más fina y por ende mejores propiedades mecánicas.
- 3 - Menor distorsión: pues el volumen afectado por el calentamiento será menor.

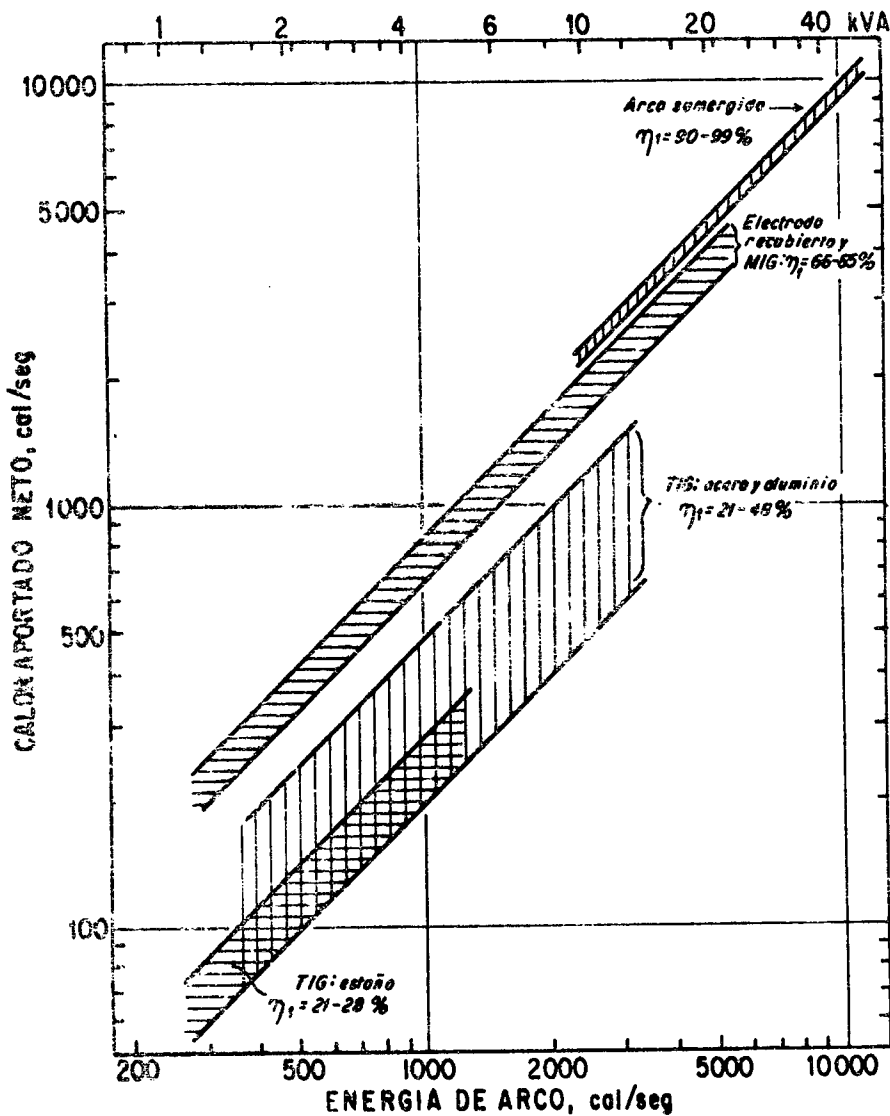


Fig. 6 (7).

3.2. Estados transitorios y finales durante la soldadura.

El fenómeno físico de dilatación-contracción se presenta en soldadura en la zona que recibe aporte de calor. El cordón y la región calentada adyacente alcanzan una temperatura sustancialmente superior a la del metal base no afectado. Durante el calentamiento el material tiende a dilatarse, pero encuentra la restricción de las zonas más frías circundantes, generándose por lo tanto tensiones de compresión ya que toda deformación impedida en un sentido genera tensión en sentido contrario. Durante el enfriamiento se producen esfuerzos de tracción por contracción impedida, quedando finalmente la zona del cordón

y adyacentes sometidas a cargas de tracción que se equilibran con sollicitaciones de compresión en otras zonas de la chapa.

En la Fig. 7 se presenta el esquema de tensiones longitudinales y transversales en una chapa soldada a tope con sollicitación bidimensional. Durante la fabricación de componentes soldados, además de las tensiones residuales inherentes o de autoembridamiento hasta aquí analizadas, aparecen tensiones de reacción debidas al embridamiento externo, sumándose ambos efectos. Las tensiones de reacción tienen como característica que se liberan completamente cuando desaparecen los vínculos, en cambio las inherentes solo se alivian mediante una relajación térmica o mecánica. En la Fig. 7c se indica la sollicitación resultante (curva 2) de superponer a la distribución de tensiones de autoembridamiento (curva 1) con la debida a una restricción externa transversal.

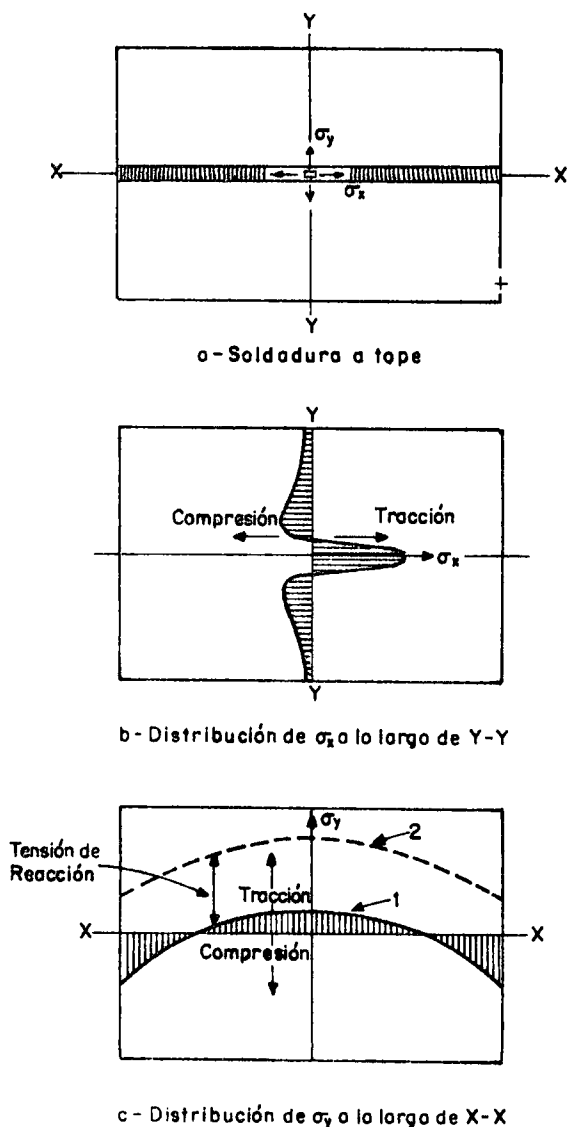


Fig. 7 (1)

En la Fig. 8 se muestran esquemáticamente los cambios de temperatura y tensiones durante la realización de un cordón a lo largo del eje X sobre una chapa. El arco de soldadura, el cual se mueve a una velocidad v , está localizado en el origen 0. El área sombreada M-M' corresponde a la región que sufre de deformación plástica durante el ciclo térmico de soldadura. En la sección A-A, la distribución de temperaturas y tensiones es prácticamente cero, el metal que está alejado del arco no detecta la perturbación que tiene lugar más atrás. La sección B-B, corresponde al arco de soldadura; la distribución de temperaturas presenta un elevado gradiente en la zona próxima a la pileta donde se alcanza la temperatura máxima, descendiendo hacia los lados; la distribución de tensiones presenta un valor nulo en la pileta líquida, compresión en la zona adyacente a ella, equilibrándose el resto con zonas de tracción. El valor nulo de tensiones en la región líquida se debe a que el metal fundido no soporta cargas sino que fluye. Algo distante del arco de soldadura, la sección C-C, muestra un perfil de temperaturas más atenuado, a la vez que una distribución de tensiones de tracción en la zona de cordón y adyacentes, equilibrándose con tensiones de compresión. La zona de tracción se debe a que el material ya sólido trata de contraer pero está restringido por el resto. A lo largo de la sección D-D, la chapa se ha enfriado hasta la temperatura ambiente, presentando elevadas tensiones de tracción en las regiones cercanas al cordón, que se equilibran con las zonas siguientes sometidas a compresión.

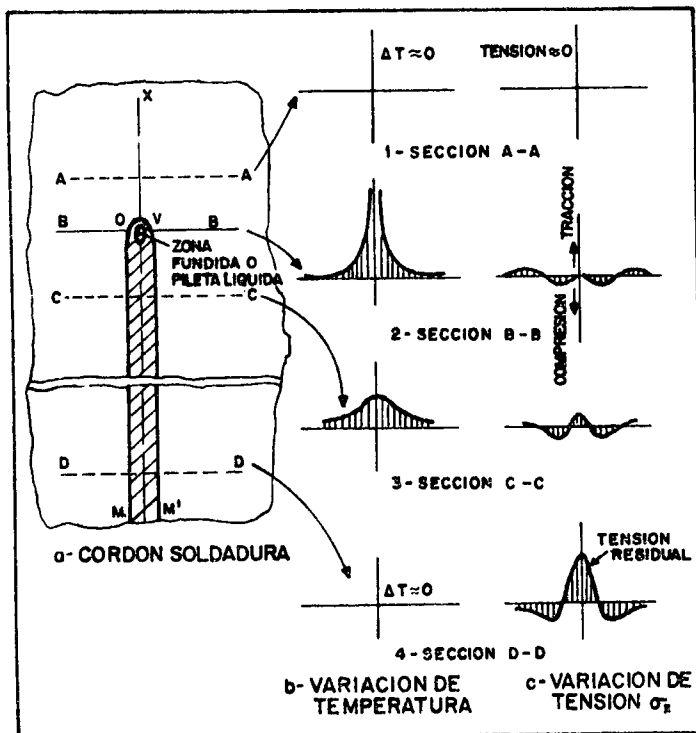


Fig. 8 (1)

Como se muestra en la figura anterior, las tensiones térmicas durante la soldadura son producidas por un mecanismo complejo que involucra deformación plástica en un amplio rango de temperaturas. Durante mucho tiempo, las investigaciones sobre el tema, se basaron en determinaciones experimentales debido a la dificultad de simular analíticamente los fenómenos en soldadura. En la época anterior al desarrollo de las modernas computadoras, el análisis de la deformación plástica era problemático, sobre todo a elevadas temperaturas, por lo tanto la aplicación de los métodos manuales de cálculo quedó limitada a casos muy simples como soldadura por puntos; en 1961, se formuló un primer programa simple de análisis de tensiones térmicas, durante el depósito de un cordón sobre una chapa (20). En el período 1960/70 fueron publicados cerca de mil documentos sobre soldadura en todo el mundo pero sólo unos pocos enfocaron el tema de la simulación por computadora (21). Desde comienzos de 1965 el uso de la computadora en soldadura creció significativamente. A partir de esa época se ha trabajado con las siguientes metodologías para el análisis de las tensiones residuales y distorsión en elementos soldados (22):

a) Simulación analítica

Esta técnica simula el flujo de calor no uniforme en base al cual se calculan las tensiones térmicas transitorias, las deformaciones no elásticas y finalmente las tensiones residuales. Este método ha permitido en los últimos 15 años avanzar en el desarrollo de programas, siguiendo la evolución de las computadoras. Uno de los primeros fue el Batelle Program que plantea un análisis unidimensional; fue usado para calcular tensiones térmicas en soldadura de cordones depositados sobre chapas. La distribución de temperaturas se analizó considerando una fuente lineal moviéndose a lo largo de un eje, en una chapa infinita. El material fue tomado como perfectamente plástico (las tensiones en cualquier punto no exceden la tensión de fluencia a la temperatura de ese punto) (23). Una versión mejorada de lo anterior se logró con el M.I.T. Program en el cual se considera el endurecimiento por deformación (24). El programa ha seguido desarrollándose para poder resolver problemas prácticos tales como:

- Soldaduras hechas en el centro o borde de un fleje, o sobre una línea a una distancia arbitraria del centro de éste.
- Análisis de las tensiones térmicas producidas durante soldadura multi-pasada.

En 1970 se desarrolló un programa bidimensional aplicable a cordones efectuados sobre chapas (25); posteriormente fue extendido el caso de soldadura a

tope (26). Las transformaciones metalúrgicas, producidas durante el ciclo de enfriamiento de una unión soldada, influyen en las tensiones térmicas así como en los cambios dimensionales; se han desarrollado algunos programas que tratan de considerar dicho efecto, si bien queda aún mucho por avanzar en el tema (27, 28, 29).

Cuando los elementos soldados son complejos (piezas que forman parte de estructuras pesadas, grandes espesores, etc) la simulación por computadora resulta antieconómica fundamentalmente por el tiempo de computadora requerido para efectuar el análisis de deformaciones no elásticas (deformación plástica debida al ciclo térmico no homogéneo, inherente al proceso de solidificación, y debida a las transformaciones de fase en estado sólido si las hubiera).

b) Método de deformaciones inherentes.

En este caso no se realiza el análisis del flujo de calor y de las tensiones térmicas transitorias; se efectúa una estimación o suposición de deformaciones no elásticas, que se ajustan por comparación de datos obtenidos experimentalmente. El hecho de que en soldadura las deformaciones no elásticas se presentan en zonas pequeñas, hace que el análisis pueda realizarse adoptando una distribución relativamente simple de tensiones. El método se emplea en aquellos casos en que la simulación es dificultosa o muy cara.

c) Método combinado.

Este tercer método combina los dos anteriores. Se usa la técnica de simulación analítica para estimar con mayor precisión la distribución de las deformaciones no elásticas, comparándolas con resultados experimentales, obtenidos midiendo las deformaciones producidas durante la soldadura, con medidores de deformación montados sobre la superficie de la chapa; se registra además la temperatura, para luego calcular su influencia en la resistencia del alambre del sensor. Con el desarrollo de la tecnología de las computadoras y las técnicas de modelación matemática por discretización (diferencias y elementos finitos, elementos de borde, etc) es previsible que en un futuro los métodos analíticos conformen una herramienta para la solución de problemas en elementos soldados complejos, sin dejar de lado el trabajo experimental, ya que es indispensable la complementación de ambas líneas.

4. TENSIONES RESIDUALES: Factores que influyen en su nivel. Técnicas preventivas y de atenuación.

4.1. Factores

El nivel de las tensiones residuales, se encuentra condicionado por ciertos factores entre los que deben destacarse los siguientes:

- Restricción externa.
- Material.
- Geometría de la pieza.
- Variables del procedimiento de soldadura.

4.1.1. Restricción externa

Cuando una soldadura se realiza bajo restricción externa, se reduce la deformación y se incrementan tanto las tensiones residuales como la tendencia a la fisuración durante la fabricación. Si se trabaja con la pieza libre, en cambio, el problema mayor será el de deformación. Para tratar de balancear ambos fenómenos se usa como alternativa soldar con cierta restricción y con deformación previa en sentido opuesto; luego se quita la restricción permitiendo relajar parte de las tensiones y logrando una menor deformación. Beauchamp (30) implementó la técnica mencionada anteriormente en la fabricación de paneles de aluminio con rigidizadores soldados a filete. Una vez que la soldadura había llegado a la temperatura ambiente, quitó la restricción y se midieron deformaciones mediante extensometría eléctrica, calculándose las tensiones residuales relajadas; se verificó que tanto la deformación como las tensiones residuales resultaron menores que las existentes en casos de restricción total.

4.1.2. Material

La magnitud y distribución de las tensiones residuales en un elemento soldado se encuentran influenciadas por algunas propiedades físicas del material, así como por sus propiedades mecánicas a alta temperatura. El punto de fusión, la conductividad térmica, el calor específico y el calor latente de fusión afectan la distribución de temperaturas durante la soldadura y por ende las tensiones residuales. Se comprende también, en base al origen de las tensiones residuales (presentado en el tema 2), la influencia de las características de expansión térmica y propiedades mecánicas del material a elevadas temperaturas. Una baja conductividad térmica, un alto coeficiente de expansión térmica y/o bajas tensiones de fluencia a alta temperatura, favorecen la existencia de deformación residual y de zonas afectadas por tensiones más amplias. Así por ejemplo, los aceros o aleaciones de aluminio de alta resistencia presentan una Z.A.T. (zona afectada por tensiones) más angosta que aleacio

nes con baja tensión de fluencia (aceros de bajo carbono, aleaciones de Ti, Nb, Ta, etc.).

En aceros de alta resistencia el máximo valor de tensión residual alcanzado es, en general, considerablemente menor que la tensión de fluencia, a diferencia de lo que ocurre con un acero dulce (31, 32). En el caso de los aceros templados y revenidos la distribución de tensiones residuales resulta marcadamente influenciada por los cambios de volumen asociados a las transformaciones metalúrgicas que tienen lugar en el metal base; las Z.A.T. determinadas experimentalmente resultan más anchas que las evaluadas mediante métodos analíticos que no tienen en cuenta ese factor si bien, últimamente, se han encarado trabajos en el campo analítico con el objetivo de considerar el efecto de dichas transformaciones sobre las tensiones residuales (29).

En la Fig. 9 puede observarse como varía con la tensión de fluencia la máxima deformación medida a 25mm del centro de un cordón de soldadura para distintos aceros.

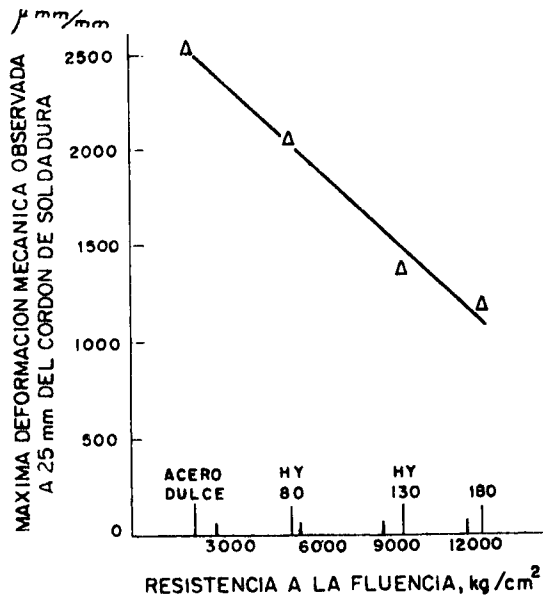


Fig. 9 (1)

En el caso de materiales refractarios como Nb o Ti las tensiones residuales y la distorsión constituyen problemas importantes para su soldabilidad.

En la Fig. 10 se presentan los resultados obtenidos en uniones realizadas por proceso MIG en aleaciones de Al-Mg endurecidas por trabajado en frío. La energía aportada produjo una recrystalización en la Z.A.C. con la consiguiente disminución de la tensión de fluencia; puede observarse que la zona sometida a tensiones residuales de tracción está confinada a la región con menor tensión de fluencia. En el

cordón y sus adyacencias los valores de tensión residual se aproximan a los de fluencia. Se puede lograr una marcada relajación de tensiones si se cortan las chapas ya soldadas reduciendo su ancho a un valor próximo al correspondiente a la zona afectada por tensiones de tracción.(33)

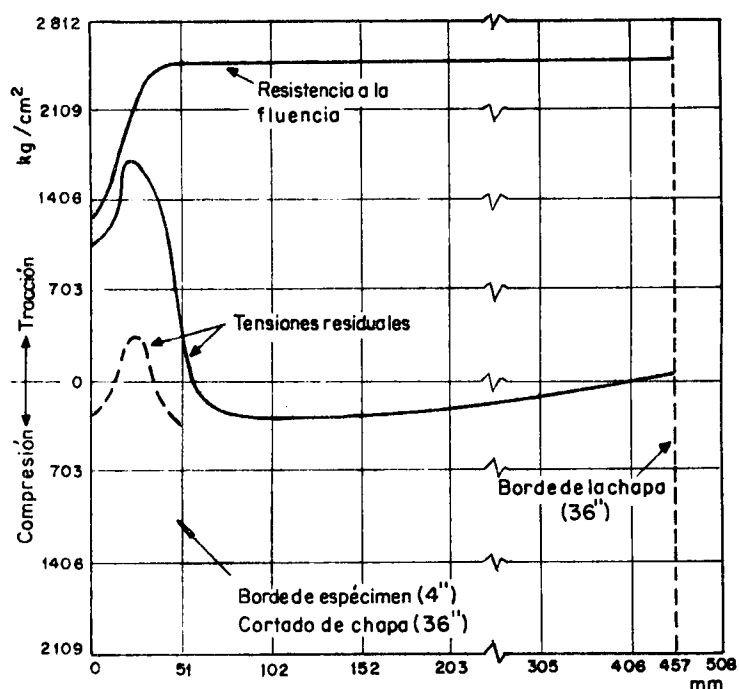


Fig. 10 (30)

4.1.3. Geometría de la pieza

El grado de autoembridamiento y por ende las dimensiones de la pieza afectan el nivel de tensiones residuales de una unión soldada.

- Efecto de la longitud.

En lo referente a la longitud del cordón, De Garmo (34) estudió su efecto tanto en soldadura manual como en arco sumergido. Realizó uniones a tope, con bisel a 60° sin restricción externa en chapas de acero de 25mm. de espesor. Se seleccionó un ancho de chapa de 76mm a fin de asegurar restricción total en esa dirección, variando la longitud entre 76 y 914 mm para arco sumergido y entre 127 y 1220 mm para soldadura manual. En las Fig. 11 y 12 se presenta, para cada uno de los procesos, la distribución de tensiones longitudinales y transversales medidas a lo largo del cordón en función de la longitud de las probetas estudiadas. En todos los casos las tensiones longitudinales valen cero en los extremos del cordón con un máximo en tracción en la región central del mismo. El valor de dicho máximo aumenta con la longitud del cordón alcanzando un valor constante a partir de aproximadamente los 460 mm de longitud (Fig. 13). Independientemente de la longitud, las

tensiones transversales son de tracción en el centro del cordón y de compresión en los extremos, con picos de tracción de menor magnitud que los longitudinales.

Dado que el pico de tensiones longitudinales permanece constante por encima de los 460 mm, aún con las diferentes condiciones térmicas correspondientes al arco sumergido y a la soldadura manual, puede deducirse que para esa longitud el nivel de restricción es tal que las tensiones residuales han llegado al valor de fluencia, y sólo podrán inducirse tensiones mayores incrementando marcadamente las deformaciones. Los resultados de este trabajo permiten concluir que cuando se desea simular el efecto de las tensiones residuales sobre el comportamiento de componentes soldados empleando probetas, éstas deberán tener una longitud que permita alcanzar picos de tensiones equivalentes a los de las uniones reales. En esta experiencia, realizada en 25,4 mm de espesor se alcanzó la fluencia a partir de los 460 mm; es de esperar que con espesores mayores, la longitud requerida pueda ser menor.

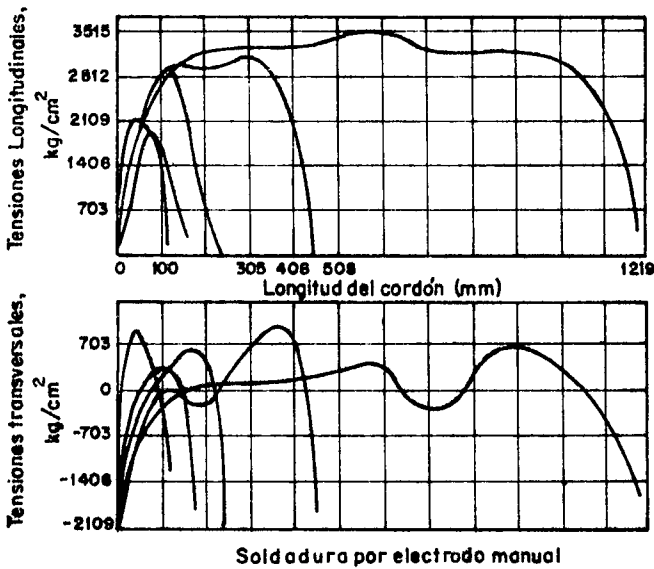


Fig. 11 (34)

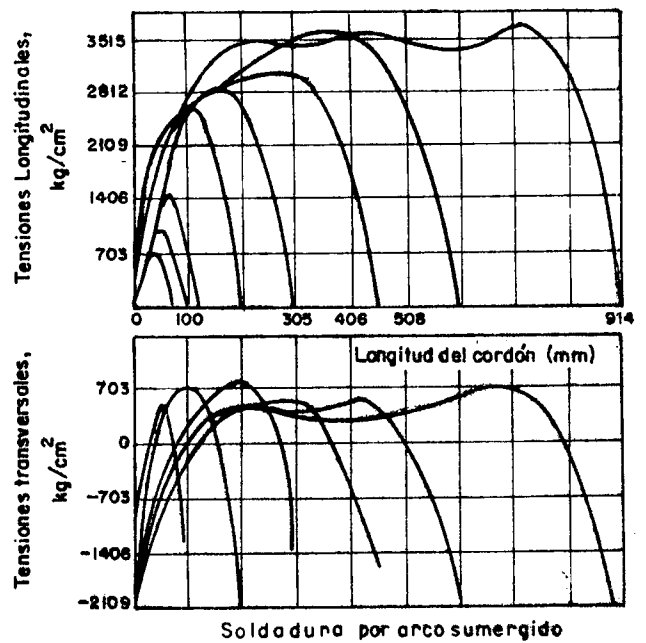


Fig. 12 (34)

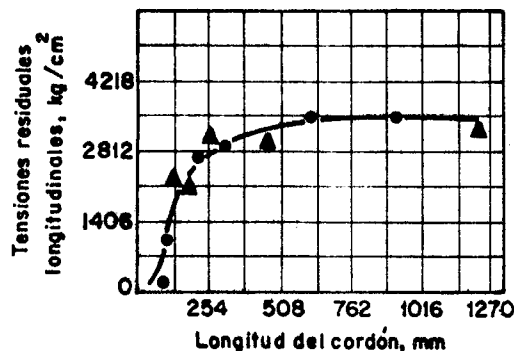


Fig. 13 (34)

- Efecto del ancho.

El efecto del ancho de la pieza sobre la distribución de tensiones será despreciable, siempre que esa dimensión sea varias veces mayor que la extensión de la zona afectada por tensiones.

- Efecto del espesor.

Las tensiones residuales en la dirección del espesor pueden llegar a ser importantes a partir de los 20 a 25mm. En la Fig. 14 se presenta la distribución de tensiones en la dirección del espesor, correspondiente a una junta a tope realizada en acero al carbono de 25mm de espesor, determinada empleando la técnica de agujereado Gunnert. Las tensiones longitudinales y transversales resultaron de tracción cerca de ambas superficies y de compresión en el centro, mientras las normales fueron de compresión en el centro y nulas en ambas superficies.

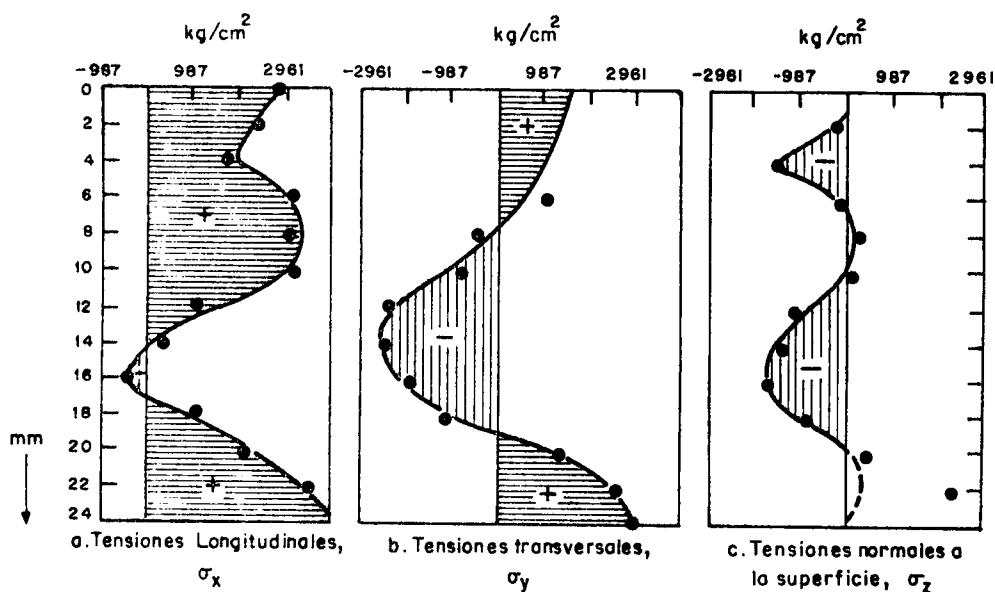


Fig. 14 (88)

4.1.4. Variables del procedimiento de soldadura.

El calor aportado tendrá, como ya se ha visto, decisiva influencia; un mayor aporte de energía implica una mayor zona de la pieza sometida a expansión y contracción térmica y por ende un mayor nivel de tensiones residuales.

El precalentamiento en soldadura tiene, entre otros, el objetivo de modificar la distribución de tensiones reduciendo su nivel (17). La temperatura de precalentamiento dependerá del material, de las propiedades requeridas en la junta, del procedimiento, del proceso de soldadura utilizado, y deberá seleccionarse considerando el resto de las variables del procedimiento, en especial el calor apor-

tado. Desde el punto de vista de la restricción propia es conveniente, de ser posible, precalentar toda la pieza o componente, o zonas grandes, para obtener beneficios importantes; un precalentamiento muy localizado podría provocar marcados gradientes térmicos causando mayores tensiones y deformaciones.

El volumen de soldadura es otra variable a considerar. Un mayor volumen de soldadura implica un incremento del nivel de tensiones y de deformación, además de un mayor costo. En aquellos casos particularmente críticos (referido al estado de tensiones) será necesario la selección de un diseño de junta que disminuya el volumen del material aportado; por ejemplo, en una soldadura a tope se preferirá una junta X a una junta V, ya que es menor la cantidad de material a aportar y posibilita la compensación de deformaciones mediante una secuencia adecuada de pasadas entre ambos lados. En un filete, tampoco será conveniente recurrir a un aumento de volumen de soldadura con el objeto de incrementar la resistencia, pues para duplicarla habrá que duplicar la altura del filete y por ende cuadruplicar su volumen, aumentando las tensiones residuales.

El número de pasadas afecta fundamentalmente el nivel de tensiones transversales; si bien cada nueva pasada constituye un tratamiento de relevamiento de tensiones para la anterior, en contrapartida el conjunto estará cada vez más embriado y la última pasada será la más comprometida, pues la restricción es máxima y no tiene alivio térmico posterior.

4.2. Soluciones

La presencia de tensiones residuales en un componente o estructura soldada puede constituir un problema por afectar diversos aspectos de su comportamiento.

- Estabilidad dimensional: en el caso de piezas que deban ser sometidas a un maquinado que pueda provocar un desequilibrio de tensiones y producir deformaciones.
- Ductilidad: cuando una pieza soldada, por sus condiciones metalúrgicas o geométricas, o por su grado de embriamiento externo posee poca capacidad para fluir sin aumentar la tensión de fluencia.
- Servicio: cuando debido a las características de servicio puedan tener lugar fenómenos tales como fatiga, corrosión bajo tensión, fragilización por hidrógeno, etc.

En los casos comentados deberá recurrirse tanto a medidas preventivas antes y durante la operación de soldadura, como a tratamientos posteriores, a fin de re-

ducir el nivel de tensiones residuales a valores compatibles con los requeridos.

4.2.1. Soluciones preventivas.

Considerando las características del material a soldar y las condiciones de servicio, durante la elaboración del procedimiento de soldadura, se debe tratar de asegurar un nivel de tensiones residuales aceptable. Las soluciones que tiendan a prevenir la aparición de tensiones residuales o atenuar el nivel de éstas, deben considerar cada uno de los factores presentados en 4.1. La selección del material base, las condiciones de restricción, la geometría de la pieza, el tipo de junta y las variables del procedimiento constituyen las soluciones preventivas del problema.

4.2.2. Tratamientos posteriores a la operación de soldadura.

Para la reducción del nivel de tensiones residuales luego de la soldadura se utilizan tratamientos mecánicos y térmicos.

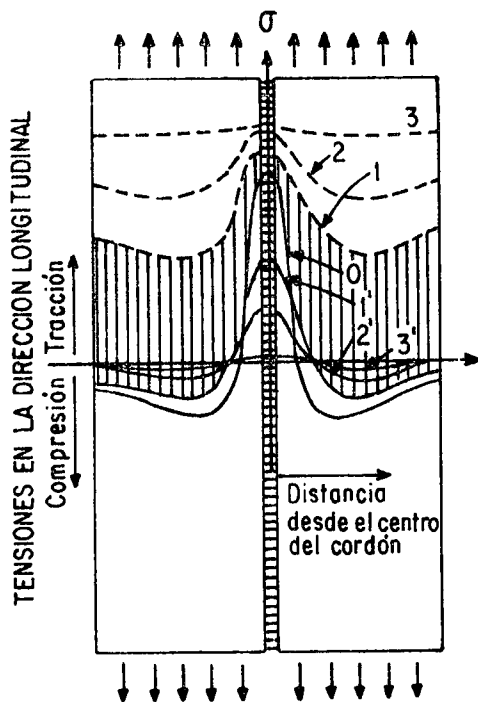
El alivio de tensiones mecánicas consiste básicamente en cargar la pieza en tracción y luego quitar la carga, relajando el estado de tensiones residuales; la operación se realiza en etapas hasta lograr el alivio total (Fig. 15).

En los recipientes a presión la prueba hidrostática, además de verificar la estanqueidad del equipo, produce alivio de tensiones mecánicamente; no es ésta por supuesto, su finalidad, especificando todos los códigos tratamientos térmicos para casos en que se requiera un relevamiento de tensiones.

El martillado es usado algunas veces para reducir tensiones y distorsiones en las capas intermedias de soldadura. Los códigos o especificaciones prohíben el uso de esta técnica en la primera y última capa. La aplicación en la primer capa puede recubrir fisuras o hacer que éstas avancen en la soldadura. Para el caso de la última capa, se considera que tal trabajado en frío puede reducir la tenacidad del metal de soldadura, ya que en este caso no hay una posterior aplicación de calor que permita un recocido. El martillado ofrece efectos favorables pues induce tensiones de compresión que contrarrestan a las residuales de tracción en la zona del cordón. De todas maneras es importante considerar, principalmente en el caso de estructuras que serán solicitadas a cargas alternativas, la posibilidad de producir entallas mediante esta técnica, que reduzcan significativamente la resistencia a la fatiga. Tiene entre otros inconvenientes, la dificultad de sistematizarlo y controlar su aplicación.

Otro método mecánico utilizado para lograr la reducción de tensiones residua

les es el alivio de tensiones por vibración. Si bien existen referencias sobre aplicaciones con resultados positivos, es un tema discutido ya que hay poca información y las opiniones sobre su efectividad son controvertidas. Consiste en producir vibraciones de baja y alta frecuencia; se usa un generador de onda rotante u oscilante que se acopla a la pieza a tratar. El objetivo es conseguir que la zona afectada por las tensiones entre en fluencia plástica, lo cual puede ser dificultoso en el caso de formas complejas de la estructura; sin embargo, como la parte afectada puede ser bastante localizada y tener un nivel de tensión cercano o coincidente con el de fluencia antes del tratamiento, es posible que las vibraciones reduzcan la magnitud de los picos de tensión mejorando la resistencia a la fractura frágil y reduciendo la distorsión que podría producirse durante un posterior maquinado. El alivio de tensiones por vibración no cambia la estructura metalúrgica de las soldaduras o de las zonas afectadas por el calor y por lo tanto no afecta las propiedades mecánicas por ese medio (2).



- Curva 0 : Tensiones residuales en la condición como-soldado
- Curva 1 : Distribución de tensiones a $\sigma = \sigma_1$
- Curva 2 : Distribución de tensiones a $\sigma = \sigma_2$
- Curva 3 : Distribución de tensiones a $\sigma = \sigma_3$
- Curva 1' : Distribución de tensiones residuales después que $\sigma = \sigma_1$ es aplicado y luego relajado
- Curva 2' : Distribución de tensiones residuales después que $\sigma = \sigma_2$ es aplicado y luego relajado
- Curva 3' : Distribución de tensiones residuales después que $\sigma = \sigma_3$ es aplicado y luego relajado

Fig. 15 (1)

Los tratamientos térmicos post soldadura de relevado de tensiones consisten en un calentamiento uniforme de la estructura a temperatura adecuada y el mantenimiento a esa temperatura por cierto tiempo predeterminado, seguido de un enfriamiento uniforme. En los códigos para recipientes a presión y calderas (35, 36) se indican las temperaturas mínimas y tiempos de mantenimiento a esas temperaturas en función del tipo y grado de acero y del espesor. El porcentaje de alivio de tensiones residuales depende de la composición, geometría y propiedades mecánicas del material, fundamentalmente de la variación de la tensión de fluencia con la temperatura. En la Fig. 16 se observa la influencia de las variables temperatura y tiempo sobre el alivio de tensiones.

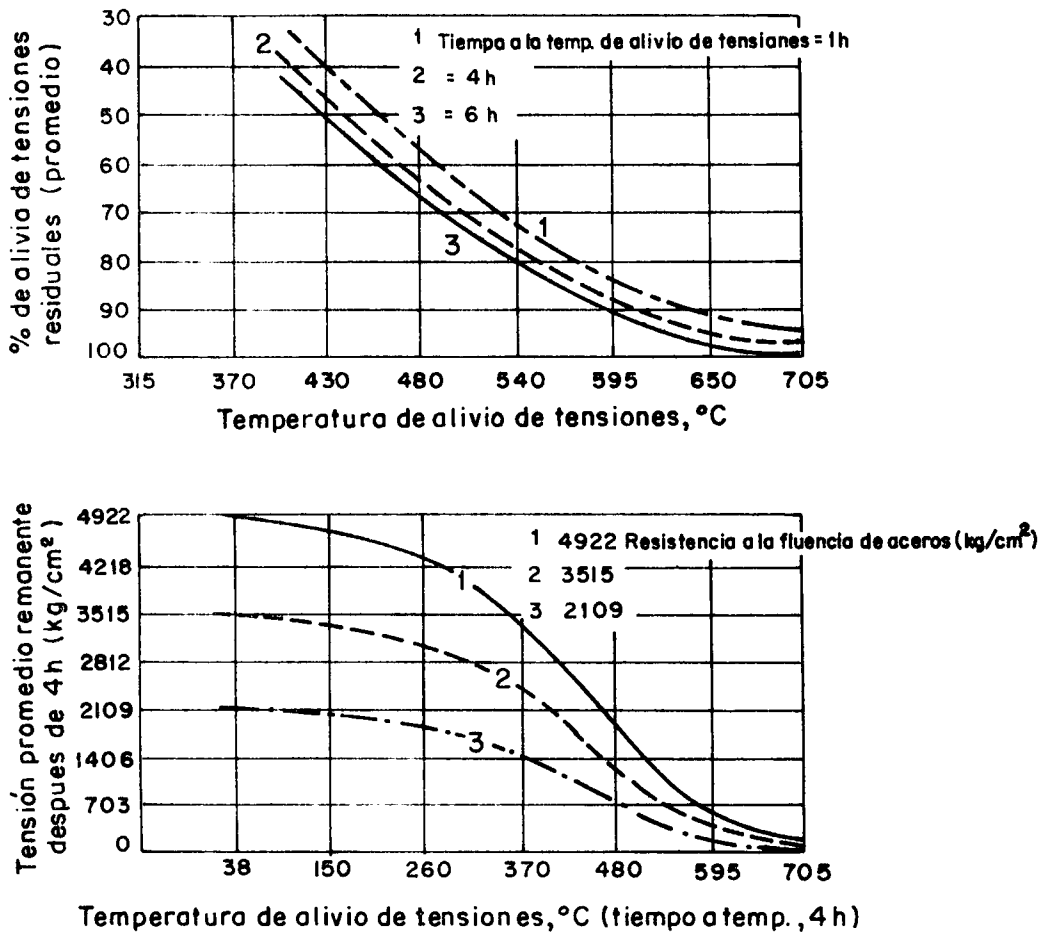


Fig. 16 (2)

La temperatura alcanzada durante el tratamiento térmico tiene mayor efecto sobre el alivio de tensiones que el tiempo a temperatura. El tratamiento térmico de alivio de tensiones puede afectar la microestructura, pudiendo modificar las propiedades del material (por ejemplo: propiedades mecánicas, resistencia a la corrosión, etc.). En ciertos casos tales modificaciones pueden ser perjudiciales, por consiguiente será necesario seleccionar una temperatura que posibilite obtener propiedades deseables, y al mismo tiempo proveer el máximo alivio de tensiones.

Antes de comenzar el tratamiento la pieza o estructura se encuentra en equilibrio con sus tensiones residuales. El aumento de temperatura permite disminuir la tensión de fluencia del material, logrando una relajación de tensiones en busca de un nuevo estado de equilibrio.

El fenómeno de creep que puede resultar perjudicial para el comportamiento en servicio a temperatura, no representa un problema durante el tratamiento de alivio de tensiones, por el contrario, ayuda a que el material fluya (6).

La temperatura empleada depende del tipo de material; en el caso de aceros estructurales comunes oscila en los 600°C, mientras que para los aceros de base molibdeno (inhibidor del creep) resulta entre 700 y 750°C.

Experiencias realizadas en probetas de aporte puro de electrodos AWS-8018C2, habitualmente usados para soldar aceros criogénicos, muestran la importancia de la temperatura máxima utilizada. Se varió la temperatura máxima de tratamiento entre 500 y 650°C, concluyendo que el incremento de la temperatura reduce las propiedades de impacto. Los valores óptimos se obtuvieron en probetas tratadas a 550°C; alrededor de los 600°C se produce una transformación microestructural que resulta perjudicial (37). Con respecto al tiempo de tratamiento, se recomienda generalmente 1 hora cada 25 mm de espesor en el caso de aceros estructurales al carbono, mientras que para aceros aleados al Cr-Mo se necesitan 2 horas cada 25 mm de espesor, siendo el tiempo mínimo en ambos casos 1 hora. Deben controlarse las velocidades de calentamiento y enfriamiento a partir del momento en que las piezas superan los 300°C. En un enfriamiento brusco las partes delgadas enfriarían antes que las gruesas y se generarían nuevas tensiones residuales.

En el caso de aceros inoxidables austeníticos se requiere tratamiento térmico cuando los espesores del material soldados exceden los 20 mm. Los códigos no establecen tratamientos térmicos para ellos, dejando librado al criterio de los res

ponsables la conveniencia y forma de realizarlos. La experiencia aportada por la industria y los conocimientos de la metalurgia de estos materiales aconsejan temperaturas de tratamiento de 350-400°C para los normales y 450-500°C, o menos para los de bajo carbono. Las temperaturas utilizadas son bajas con el objeto de evitar el problema de precipitación de carburos y de formación de fase sigma que se produce entre 500 y 900°C e implican pérdida de resistencia a la corrosión y ductilidad. En lo referente a la eficiencia de estos tratamientos para relevar tensiones se considera que pueden reducir las tensiones pico hasta en un 40% (38).

5. DEFORMACION EN SOLDADURA

5.1. Generalidades.

El ciclo térmico no uniforme a que son sometidos el metal de aporte y el metal base adyacente durante un proceso de soldadura conduce como se ha visto a un estado de tensión transitorio; parte de dichas tensiones se relajan durante el ciclo resultando un estado final de tensiones residuales y una deformación permanente de la pieza.

Al igual que el nivel de tensiones residuales el grado de deformación depende entre otras variables, de las propiedades del material. Tienen particular influencia la conductividad térmica y el coeficiente de expansión; así, un acero inoxidable austenítico, por poseer una conductividad que es $1/3$ de la de un acero ferrítico y un coeficiente de expansión 50% mayor, presentará mayores problemas de deformación. La menor resistencia de un material conduce también a mayores deformaciones (Fig. 9). Las variables del procedimiento de soldadura, el grado de restricción de la pieza o estructura durante la fabricación y su estado de tensión previo (por ejemplo originado durante el conformado) son otros factores de importancia.

La relación entre variables mencionadas y la deformación resultante se conoce casi exclusivamente en forma empírica. Es así que las expresiones propuestas para vincularlas son fundamentalmente experimentales como también las alternativas sugeridas para controlar o reducir las deformaciones.

5.2. Tipos fundamentales de deformación (1,39)

La deformación que se produce en una unión soldada es la resultante de los siguientes cambios dimensionales (Fig. 17).

- Contracción transversal, perpendicular al cordón.
- Deformación angular, rotación alrededor de la línea del cordón.
- Contracción longitudinal, paralela al cordón.

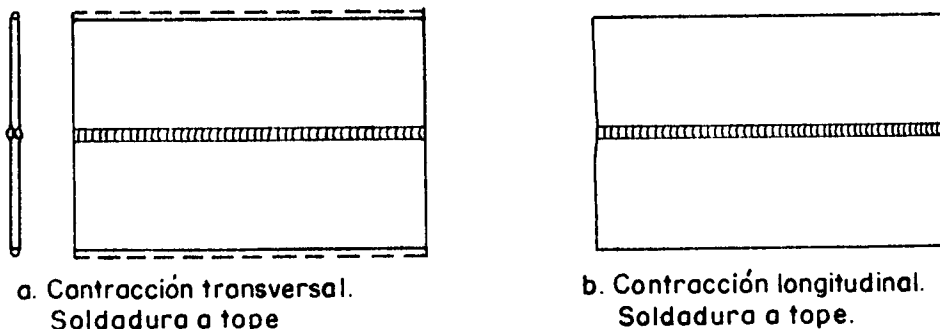


Fig. 17 (40)



Fig. 17 (40)

5.2.1. Contracción transversal

La contracción transversal se ve afectada por el grado de restricción aplicado a la junta; a mayor restricción, menor posibilidad de deformación.

Habitualmente la contracción transversal no resulta uniforme en toda la longitud de un cordón ya que cuando la soldadura avanza, la porción de junta aún no soldada se desplaza causando deformación rotacional.

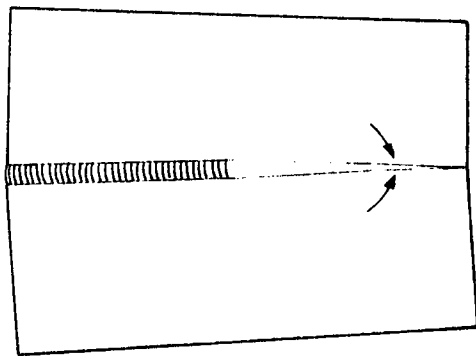
En experiencias realizadas en chapa de acero dulce con electrodo revestido y baja velocidad de deposición la junta tiende a cerrarse, en cambio empleando el proceso de arco sumergido la rotación resulta en sentido contrario (Fig.18) (40).

La secuencia de soldadura tiene un efecto complejo sobre la deformación rotacional. Existen dos técnicas fundamentales en lo referente a la secuencia de soldadura: la secuencia de soldadura en bloques, y la secuencia de soldadura multipasada.

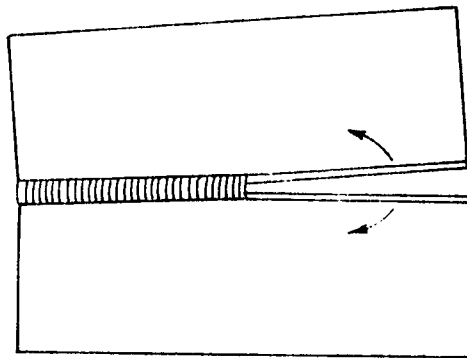
En el primer caso la junta se divide en varios bloques y la soldadura se completa con una secuencia establecida, soldando los bloques de uno en uno en etapas; es aconsejable su utilización para uniones largas a tope. En el segundo caso la pasada se completa a lo largo del cordón antes de comenzar con otra. En la Fig. 19 se grafica la contracción transversal obtenida depositando metal de soldadura en una ranura mediante diferentes secuencias.

Muchas expresiones han sido propuestas para calcular aproximadamente la contracción transversal. En general son empíricas y están basadas en datos experimentales (41, 42); Watanabe y Satoh desarrollaron expresiones para distintas geometrías de junta basándose además en estudios analíticos (43). Los factores que se incluyen en dichas expresiones son:

- Calor aportado.
- Características de la Junta.
- Características del electrodo.



a. Deformación rotacional proceso manual
Electrodo revestido.



b. Deformación rotacional proceso automático
Arco sumergido.

Fig. 18 (40)

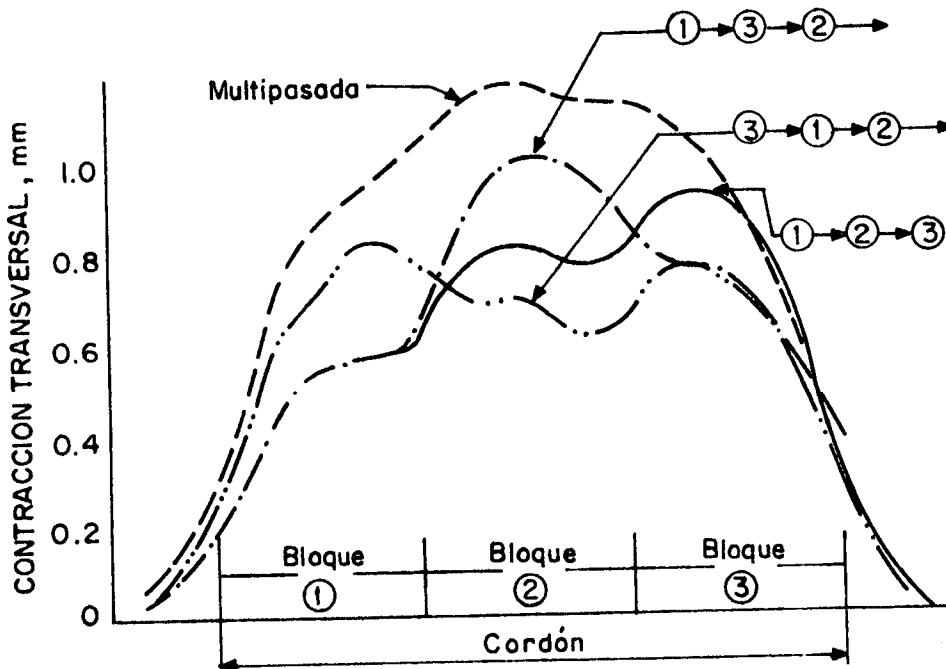


Fig. 19 (40)

Por su parte Capel (44) propuso las siguientes expresiones:

Chapas a tope

$$\Delta L \text{ (aluminio)} = \frac{20,4 \cdot W \cdot 10^3}{S \cdot v}$$

$$\Delta L \text{ (Acero inoxidable)} = \frac{22,7 \cdot W \cdot 10^3}{S \cdot v}$$

$$\Delta L \text{ (acero al carbono)} = \frac{17,4 \cdot W \cdot 10^3}{S \cdot v}$$

ΔL : Contracción transversal (mm)

S : Espesor de pasada del metal de soldadura (mm)

v : Velocidad de soldadura (cm/min)

W : I.V. Potencia eléctrica (watts)

I : Corriente de soldadura (amperes)

V : Tensión de arco (volts)

Soldadura a filetes: tiene menor contracción transversal que a tope. Spraragen y Ettinger (42) sugieren para el cálculo las siguientes fórmulas simples:

- Juntas en T con dos filetes continuos.

$$\text{Contracción: } \frac{\text{Lado del filete}}{\text{Espesor de la chapa}} \cdot 0,04 \text{ (pulgadas)}$$

- Juntas en T con filetes intermitentes,

Usar como factor de corrección en la expresión anterior la relación de la longitud de filete a la longitud total.

- Para filetes en juntas solapadas (dos filetes)

$$\text{Contracción: } \frac{\text{lado filete}}{\text{espesor de la chapa}} \cdot 0,06 \text{ (pulgadas).}$$

5.2.2. Deformación angular.

En las soldaduras a tope habitualmente se produce deformación angular, debida a la contracción transversal no uniforme en el sentido del espesor. La deformación angular en una estructura con restricción es más pequeña que en

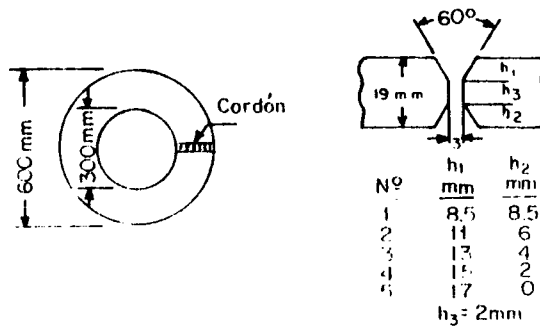
una estructura libre. Kihara y Masubuchi (45) estudiaron el efecto de las cantidades relativas de metal depositado en cada lado de una junta en X sobre este tipo de deformación. Trabajaron con muestras del tipo anillo no cerrado (Fig. 20) depositando metal de soldadura en la junta de cierre; concluyeron que la deformación angular se minimiza cuando se cumple la relación:

$$(h_1 + 1/2 h_3) / h = 0,6$$

h : espesor de la chapa.

h_1 : altura de la junta en X de un solo lado.

h_3 : altura talón separador de la junta X.



a Muestra tipo anillo

Fig. 20 (45)

Se han desarrollado programas (46) sobre deformación angular de soldaduras a tope, determinando para distintos espesores la geometría de junta que minimiza esta deformación (Fig. 21).

La relación de peso de metal depositado en la pasada de respaldo a la de terminación W_1/W_2 se relaciona con la geometría de la junta mediante la siguiente expresión:

$$W_1/W_2 \propto (h_1/h_2)^2$$

La soldadura a filete, típica en la fabricación de componentes estructurales (barcos, aviones, etc), presenta también problemas de deformación angular. Un ejemplo es el de paneles de estructura con rigidizadores. Si los rigidizadores están libres, la chapa permanece plana y adopta una figura poligonal; en el caso de estar restringidos se producen ondulaciones en la chapa que los une (Fig. 22). Se han propuesto varias expresiones empíricas para calcular la deflexión δ en función de la deformación angular ϕ y el espaciado l (47, 48).

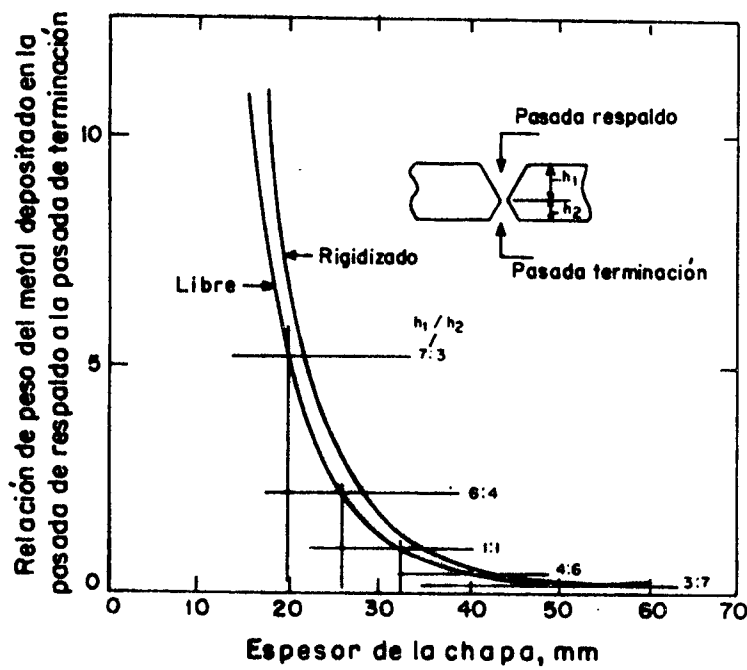


Fig. 21 (46)

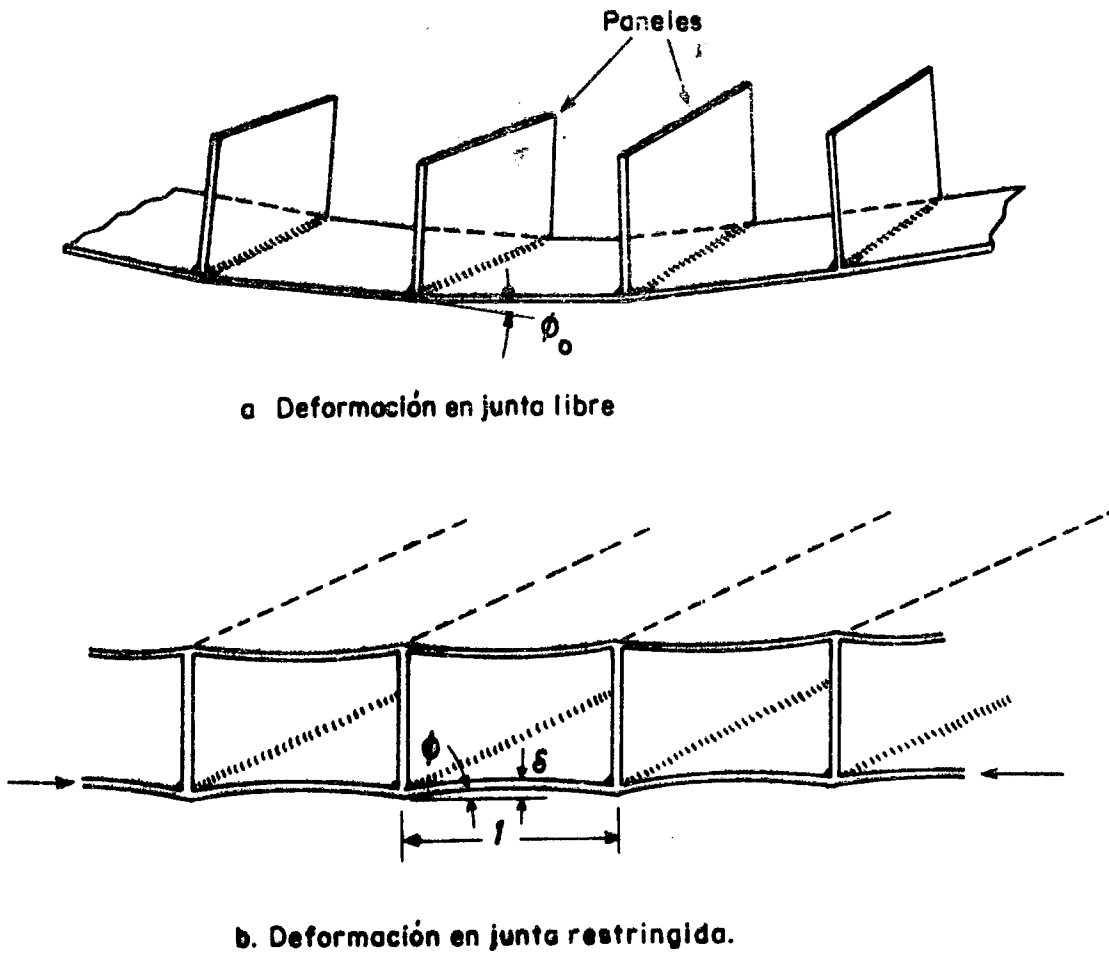


Fig. 22 (47)

5.2.3. Contracción longitudinal.

La contracción longitudinal en una soldadura a tope es aproximadamente $\frac{1}{1000}$ la longitud del cordón, mucho menor que la transversal. Uno de los problemas que causa la contracción longitudinal es el curvado de la pieza, que se produce cuando la línea del cordón no coincide con el eje neutro de la junta (Fig. 23). Otro problema importante es el de la deformación por pandeo (Fig. 24). Este fenómeno se presenta generalmente en la soldadura de chapas delgadas a causa de las tensiones residuales de compresión en las zonas alejadas del cordón. La diferencia con el curvado radica en que aquí la deformación no es estable, produciéndose alabeos de la pieza que puede llegar al colapso.

La deformación por pandeo resulta mucho mayor que por curvado.

King (49) propone la siguiente expresión para el cálculo de la contracción longitudinal.

$$\Delta L = \frac{0,12 \cdot l \cdot L}{100.000 \cdot t.}$$

ΔL : contracción longitudinal (pulgadas).

I : corriente de soldadura (amperes).

L : longitud del cordón (pulgadas).

t : espesor de la chapa (pulgadas).

En soldadura a filete Guyot (50) propone.

$$\delta = \frac{AW}{Ap} \cdot 25 \text{ para una relación } \frac{AP}{AW} < 20$$

δ : Contracción longitudinal (mm) por 1 metro de cordón.

AW : Area metal soldadura.

Ap : Area resistente.

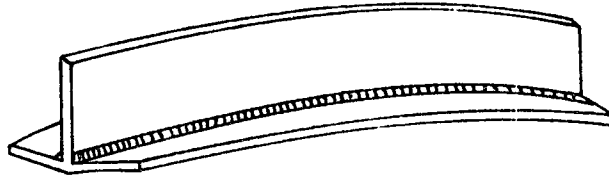


Fig. 23



Deformación por pandeo.

Fig. 24

5.3. Técnicas para controlar el problema de la deformación.

Se considerarán tanto los aspectos preventivos (diseño, procedimiento de soldadura, técnica de fabricación), como las soluciones a implementar sobre la pieza ya deformada.

5.3.1. Diseño y procedimientos de soldadura y fabricación que minimicen la deformación.

Siempre debe tenerse en cuenta que es mucho más fácil la tarea de construir una estructura sin deformación que reducirla más tarde. Al presente no existe procedimiento que elimine completamente la deformación; sólo puede recurrirse a un conjunto de normas prácticas durante las etapas de diseño, elaboración del procedimiento y fabricación, para minimizar la deformación que se produce por efecto de las contracciones.

5.3.1.1. Diseño.

Una primera pauta de diseño tendiente a reducir la deformación es disminuir el número de uniones soldadas. Este criterio implica otras importantes ventajas técnico económicas tales como la reducción de inspección en servicio (ésta es la razón por la cual en la industria de recipientes a presión para reactores, se ha tendido en los últimos años a un incremento del tamaño de las piezas forjadas, no obstante los problemas de infraestructura que esto trae consigo (51)).

El espesor de los materiales a utilizar es otro factor con influencia sobre el nivel de deformación; ésta aumenta con la reducción del espesor, de allí que en muchos casos se especifique un espesor mínimo.

A medida que aumenta el depósito de metal de soldadura en una junta, mayores resultan las tensiones de contracción y mayor la posibilidad de deformación. Un criterio básico tanto en soldadura a filete como a tope, es reducir la sobremonta pues una convexidad en exceso no incrementa la resistencia y en cambio aumenta las fuerzas de contracción.

Otro aspecto importante en el diseño es reducir el momento de las fuerzas de contracción tratando de soldar cerca del eje neutro (Fig. 25).

Además es conveniente repartir las soldaduras respecto de dicho eje para equilibrar esos momentos (Fig. 26) (52).

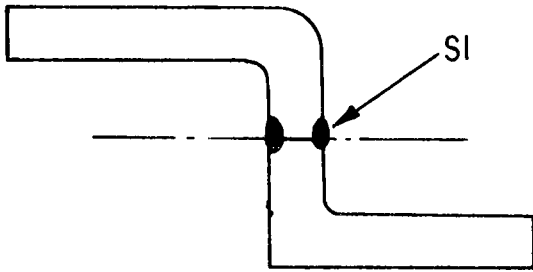
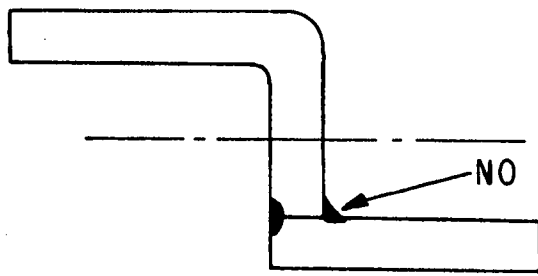


Fig. 25

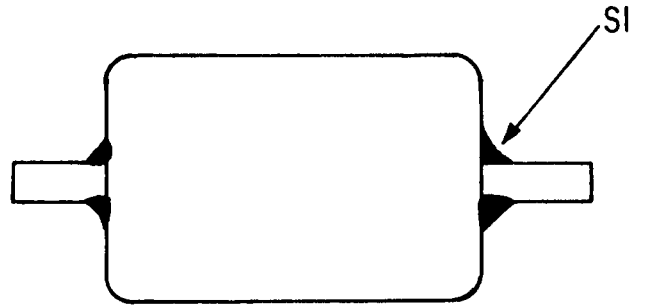
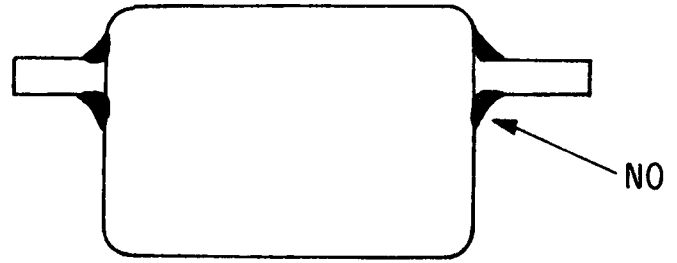


Fig. 26

5.3.1.2. Procedimiento de Soldadura.

Deben tenerse en cuenta los siguientes aspectos (51,52):

- Elección del proceso de soldadura.

La influencia del proceso de soldadura sobre la distorsión no es, en general, el factor condicionante en la elección del mismo. No obstante, los procesos tienen características diferentes en este aspecto. Todo aquello que reduzca la porción del metal afectado por el calor y el tiempo a elevadas temperaturas permite disminuir la deformación.

Los procesos automáticos utilizan mayores velocidades de deposición que los manuales, obteniéndose una deformación más pequeña. La mayor cantidad de metal depositado por pasada, con la consecuente reducción en el número de pasadas requerido, y la eliminación de la contracción que se produce durante el cambio de electrodos (en el proceso manual), constituyen otras ventajas de los procesos automáticos. En general es deseable terminar la soldadura antes de que un volumen importante de material base se caliente y expanda.

Los procesos de soldadura a gas, producen en general mayor deformación que los de soldadura por arco, ya que son procesos con muy baja intensidad y por ende gran parte del calor aportado se utiliza en calentar el material base.

- Tipo de junta y secuencia entre pasadas.

En uniones a tope, el tipo y preparación de la junta juega un papel importante en la deformación sufrida por los componentes luego de soldados. La contracción longitudinal es la menos influenciada por la preparación de la junta, mientras que la transversal aumenta con la cantidad de soldadura depositada, y con la separación de raíz. La deformación angular está gobernada por la diferencia de calor aportado sobre cada lado del eje neutro de la junta; por razones económicas es de práctica general preparar una junta simple en V de un solo lado

hasta espesores de chapa de 13-16mm.

Para espesores mayores se diseñan juntas doble V o doble U, alternando el depósito de las pasadas a fin de compensar la deformación angular respecto del eje neutro (Fig. 27a). Si un lado de la junta debe ser completado antes de comenzar el segundo, la contracción de ésta en el segundo lado debe ser lo suficiente para remover la distorsión causada por el primero (Fig. 27b).

- Secuencia para la realización de cada pasada

En el caso de cordones largos se recurre a distintas secuencias para la realización de cada pasada con el objeto de minimizar la deformación (Fig. 19).

Las Figs. 28a y b presentan dos ejemplos de aplicación de la secuencia en bloques en la realización de una pasada. En el caso b las longitudes de los tramos soldados y los espacios entre ellos son generalmente iguales a la que puede depositarse con un electrodo a velocidad normal. A continuación se llenan los espacios hasta completar la soldadura; todos los electrodos se deben depositar en el mismo sentido, no siendo necesario que el sentido sea opuesto al de avance de la soldadura.

En el caso de perfiles T se sugiere la secuencia presentada en la Fig. 28c.

En uniones a filete es posible realizar cordones discontinuos sin desmedro de la resistencia de la unión, calculando la longitud necesaria y repartiéndolo; de esta forma se reduce el material aportado y por ende la deformación.

Igual criterio puede aplicarse al caso de uniones en T, tratando de distribuir los tramos de soldadura de manera equilibrada de ambos lados de la T (Fig. 29).

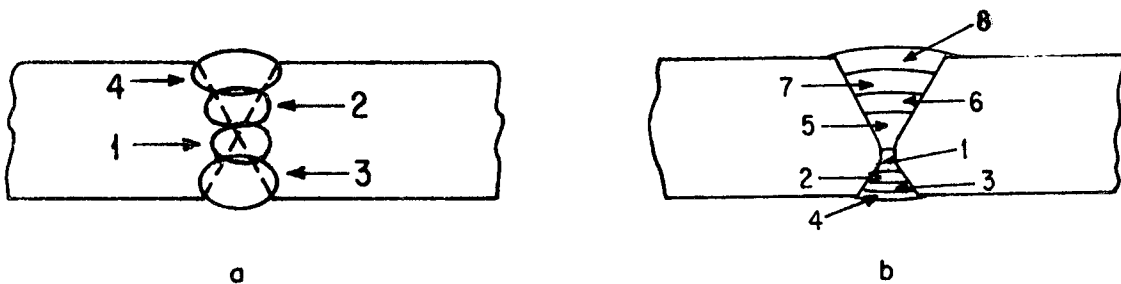
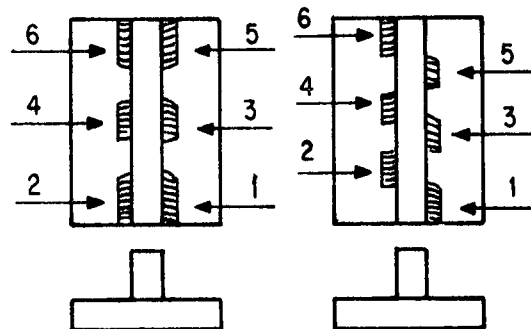
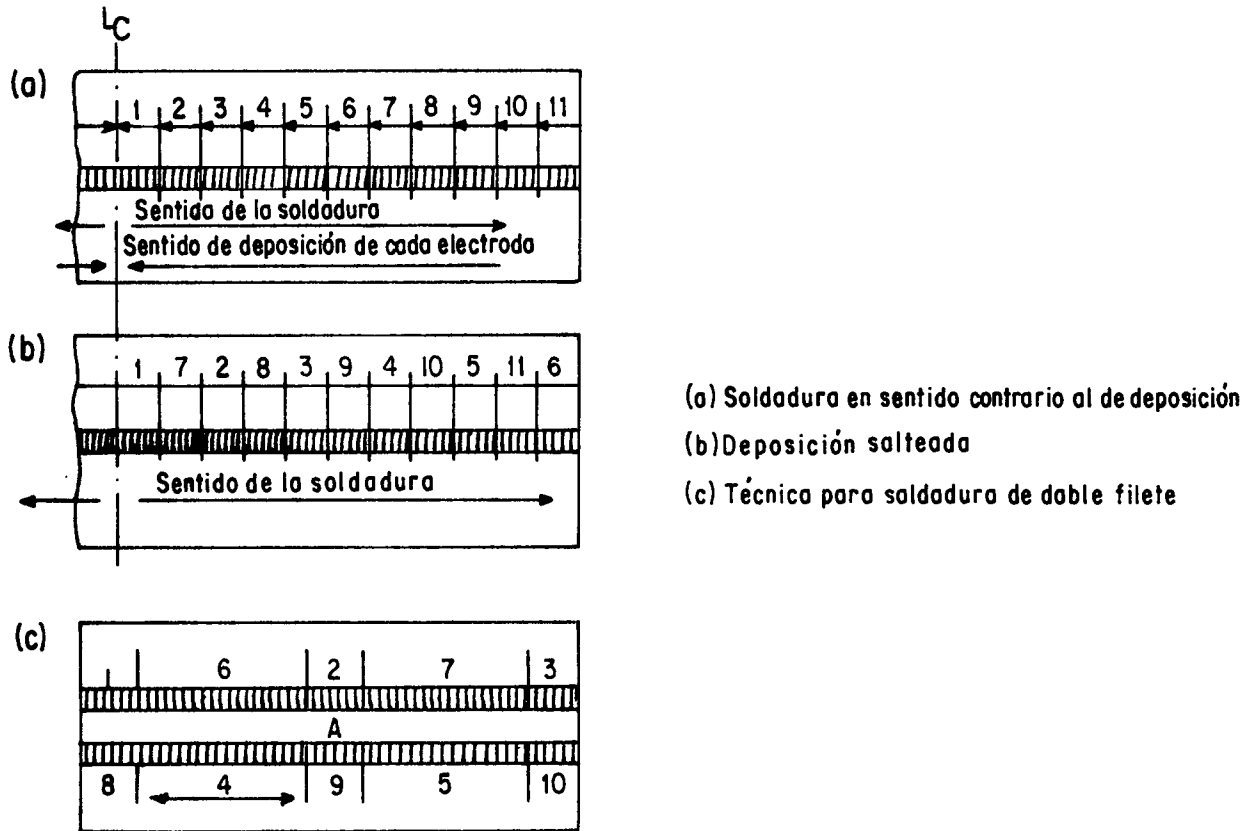


Fig. 27



5.3.1.3. - Métodos de posicionado y sujeción (51)

Existen dos métodos clásicos en fabricación: el prearmado por posicionamiento y el de restricción para el armado final. El método de prearmado por posicionado de la pieza permite libertad de movimiento y se emplea en subconjuntos relativamente simples (Fig. 30). El método de restricción utiliza grampas, tacos o suplementos, abrazaderas, etc., que restringen el movimiento (Fig. 31)

Durante el montaje puede recurrirse a aplicar restricción para controlar la deformación dentro de los límites deseados. El método puede producir tensiones residuales altas, por lo que se debe adoptar una solución de compromiso. Es muy importante no restringir completamente el movimiento durante

la soldadura; sino impedirlo en una dirección y permitirlo en otra.

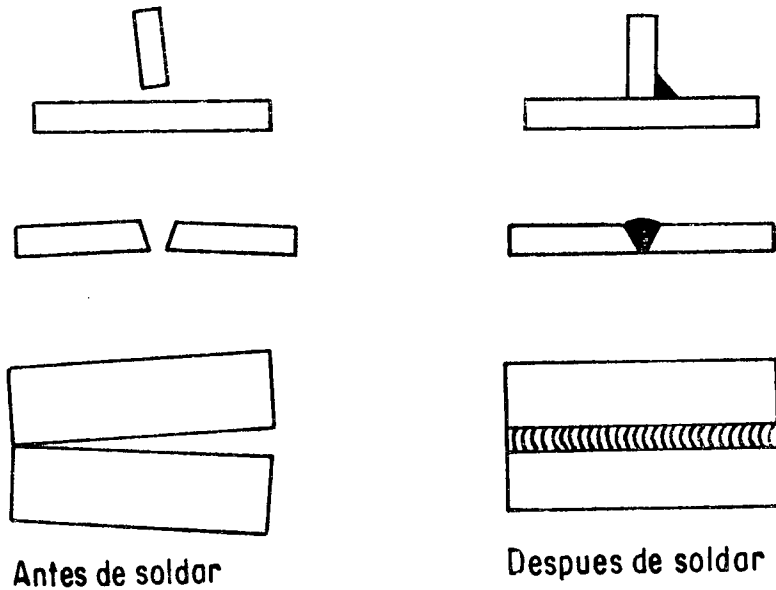


Fig. 30 (52)

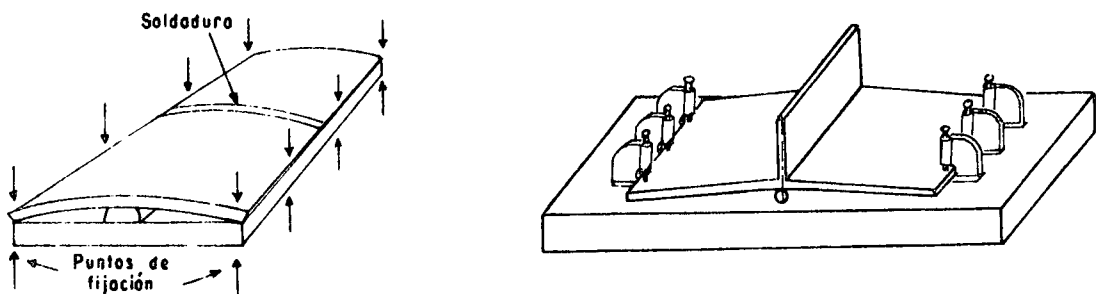


Fig. 31 (52)

5.3.2. Establecimiento de normas racionales para los límites de aceptación de la deformación.

Las normas deben tomar en cuenta la confiabilidad de la estructura, el costo de la misma y los costos de fabricación. Deben ser racionales y prácticas cuando establecen los límites de deformación aceptables, teniendo en cuenta que es imposible lograr deformación nula.

5.3.3. Técnicas para eliminar o reducir la deformación ya existente.

La técnica más comúnmente usada es la de enderezamiento por calentamiento a llama en puntos o zonas seleccionadas, o a lo largo de ciertas líneas seguido de enfriamiento con agua.

En general la aplicación de esta técnica es fundamentalmente empírica y no siempre puede evaluarse claramente la degradación que sufre el material; por lo anterior la aplicación de la misma en uniones de alto compromiso suele resultar conflictiva.

Otra técnica propuesta es la de vibraciones, también utilizada para el alivio de tensiones. Por medio de la vibración es posible reducir las tensiones residuales y deformaciones en soldadura. El vibrador sujeto a la pieza emite una frecuencia que varía hasta alcanzar la de resonancia de la pieza, se cree que la energía de vibración introducida en la pieza soldada realinea la estructura de la red relevando tensiones y estabiliza la misma sin deformación.

Otra técnica sugerida, es el "martillado" electromagnético. Este sistema emplea fuerzas electromagnéticas para reducir las deformaciones; fue aplicado a soldaduras del cohete Saturno V.

6. EL ROL DE LAS TENSIONES RESIDUALES EN EL COMPORTAMIENTO DE UNA ESTRUCTURA SOLDADA.

Como ya se ha comentado, las tensiones residuales pueden afectar el comportamiento de una unión soldada en servicio. Resultan una de las principales causas de algunos modos de falla, tales como corrosión bajo tensión y fragilización por hidrógeno; en otros casos, como fatiga o pandeo, su presencia puede favorecer la falla.

6.1. Fatiga:

El fenómeno de fatiga se presenta en un material cuando éste se encuentra solicitado a cargas repetidas, sobreviniendo la fractura después de un cierto número de ciclos. Las sollicitaciones que conducen a falla por fatiga suelen clasificarse en: de alto ciclo y tensión baja o de bajo ciclo y tensión alta. Se considera fatiga de alto ciclo a aquella en que la falla ocurre después de varios millones de ciclos, mientras que para el caso de bajo ciclo tiene lugar a 100.000 ciclos o menos. La fatiga de alto ciclo aparece en maquinarias o estructuras sujetas a cargas repetidas rápidas y vibraciones constantes (por ejemplo el caso de aviones), en tanto que la fatiga de bajo ciclo es causa de fisuras en cascos de barcos.

La fractura por fatiga y su relación con las tensiones residuales es un tema bastante discutido, y aún después de varios años de investigación no se comprende totalmente. Algunos autores consideran su efecto despreciable mientras que otros presentan evidencias de su influencia. La utilización de tratamientos térmicos de alivio de tensiones ha sido considerada, obteniendo resultados dispares con casos de influencia despreciable y otros de aumento en la resistencia a la fatiga de un 20%. No es posible establecer en que proporción aportan a esa mejora la reducción de las tensiones residuales y los cambios en las características metalúrgicas que pueden llegar a producirse por el tratamiento (53).

El establecimiento de una relación entre las tensiones residuales y la resistencia a la fatiga es confuso debido a los siguientes hechos:

1. La resistencia a la fatiga depende, en gran medida, del estado de la superficie, pasando las tensiones residuales a un plano secundario en relación a otros factores como geometría de la soldadura e irregularidades superficiales (54).

2. La resistencia a la fatiga depende, además de las caracterísu

ticas metalúrgicas y mecánicas del material y los tratamientos térmicos o el martillado de una estructura soldada, alteran no solo la distribución de tensiones residuales, sino también dichas características.

3. Las tensiones residuales cambian durante la aplicación de cargas repetidas.
4. Una fisura por fatiga puede iniciarse en una zona que contenga tensiones residuales de tracción y su velocidad de crecimiento incrementarse debido a la existencia de ese estado; una zona con tensiones residuales de compresión tiene, en cambio un efecto contrario.

Trabajos realizados para evaluar el efecto de las tensiones residuales usando probetas con entalla redonda y en V, muestran una pronunciada pérdida de resistencia ante la existencia de tensiones residuales de tracción (55). Se ensayaron probetas cilíndricas entalladas, realizadas en distintos materiales (acero dulce, al carbono, al níquel y aleaciones de aluminio). Las probetas con entalla en V de acero dulce y al carbono fueron sometidas a un relevamiento de tensiones luego de maquinado.

Con el objeto de simular la presencia de tensiones residuales algunas probetas de cada material fueron sometidas a sollicitación de tracción o compresión antes de efectuar el ensayo de fatiga. En la zona de la entalla, durante la precarga, la tensión llega al valor de fluencia mientras que el resto del material trabaja elásticamente; al quitar la carga quedan zonas con tensiones residuales de tracción o compresión correspondientes a la precarga de compresión o tracción respectivamente. El efecto de las tensiones residuales de compresión (probetas pretraccionadas) fue en todos los casos beneficioso respecto de las tensiones residuales de tracción (probetas precomprimidas). En el caso de probetas de acero dulce y acero al carbono con entalla redonda, se produjeron pequeños cambios en el comportamiento respecto de las probetas no precargadas, en cambio fue mayor la diferencia para las probetas entalladas en V. En el acero al níquel y la aleación de aluminio endurecida por precipitación, las diferencias entre ambos tipos de entalla fueron grandes, obteniéndose para las probetas con entalla en V valores muy bajos de resistencia. Esto permite concluir que cuando se trabaja con estos materiales es conveniente asegurar que el nivel de tensiones residuales de tracción sea bajo.

Otras experiencias se realizaron en aceros de alta resistencia, baja aleación y endurecidos por precipitación. Se empleó chapa de 9,5 mm de espesor en ensayos de fatiga por curvado. Las probetas fueron sometidas a varias combinaciones de

tratamientos de alivio de tensiones y técnicas de preparación superficial, como amolado y martillado. Con los métodos mecánicos se obtuvieron los más altos límites de resistencia (Fig. 32) (56); el amolado eliminó la condición de entalla entre el metal base y el cordón, mientras el martillado permitió producir altas tensiones residuales de compresión. El efecto de alivio de tensiones térmico (a 565°C y 635°C) fue variado, dependiendo de las operaciones previas. Los resultados indicaron que las tensiones residuales, la geometría del cordón y los cambios metalúrgicos pueden afectar las propiedades de fatiga.

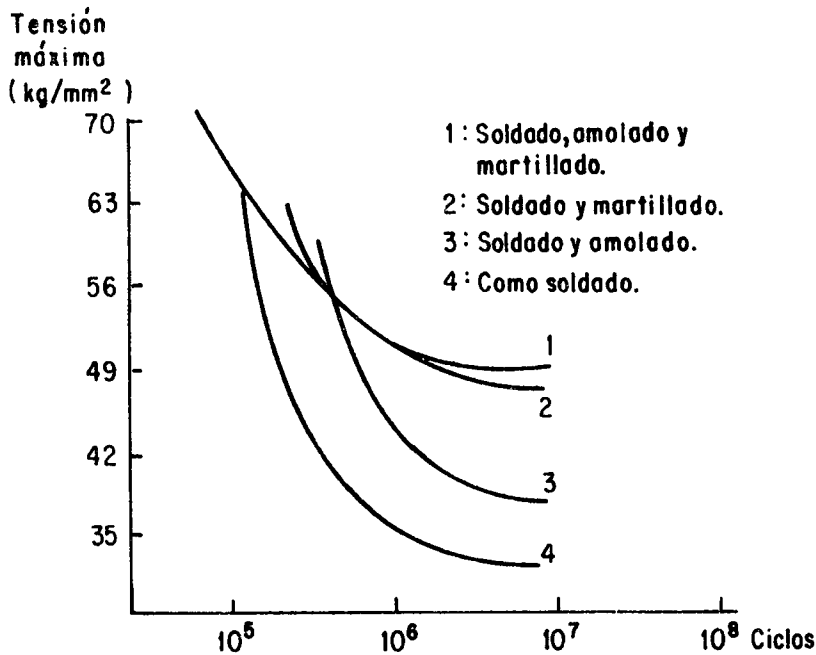


Fig. 32 (56)

En el caso de soldadura de filete (57, 58) se comprobó un gran incremento en la resistencia a la fatiga en muestras de acero dulce mediante la incorporación de tensiones residuales de compresión inducidas por medios térmicos y mecánicos.

Estudios efectuados en probetas de acero soldadas por distintos procesos (SMAW, GMAW y SAW) evidenciaron una menor resistencia a la fatiga en la ZAC y el metal de soldadura respecto del metal base. Esta diferencia, atribuida a las tensiones de tracción disminuye luego de un tratamiento térmico post-soldadura (59).

6.2. Pandeo

El pandeo de una pieza o elemento estructural es un fenómeno que puede ocurrir bajo una carga de compresión en la dirección axial de dicho elemento. El valor crítico de carga por encima del cual una pieza puede pandearse depende de parámetros tales como el material, la relación de esbeltez y la forma de transmisión del esfuerzo.

Los casos de pandeo pueden presentarse durante el servicio en columnas, chapas, tuberías, perfiles.

La resistencia al pandeo de una chapa sometida en servicio a compresión está afectada por el grado inicial de planitud y el nivel de tensiones residuales de compresión. Se comprobó que un bajo nivel de tensiones residuales causa una reducción importante de la resistencia al pandeo de una chapa que presente una leve desviación inicial de la planitud.

6.3. Fisuración por corrosión y fragilización por hidrógeno

6.3.1. Introducción

Los fenómenos de fragilización por hidrógeno y corrosión bajo tensión son de gran importancia desde el punto de vista tecnológico, ya que son habituales causas de falla de estructuras y/o componentes durante diferentes etapas de procesos de fabricación o en servicio en ciertos medios. Han sido objeto de numerosos estudios debido a su importancia económica; se han propuesto diferentes mecanismos para tratar de explicarlos pero no existe acuerdo respecto de la aplicabilidad de cada uno de ellos. En algunos casos es difícil diferenciar entre ambos fenómenos como causa de una falla.

La susceptibilidad a la fisuración de una aleación bajo potenciales anódicos y catódicos, fue considerada como representativa de casos de fisuración por corrosión bajo tensión y fragilización por hidrógeno respectivamente. Esta dependencia del potencial es un criterio incierto para distinguirlos, ya que en la actualidad se sabe que las condiciones en la punta de una fisura (potencial y pH) pueden variar considerablemente, respecto de aquellas medidas en la interfase metal-electrolito. Una creencia generalizada es que los metales puros no fisuran como resultado de corrosión bajo tensión, en cambio las aleaciones preparadas a partir de metales puros pueden fisurar,

si bien su resistencia aumenta con la pureza de los aleantes empleados. Por otra parte los aceros de estructura cúbica de cuerpo centrado (BCC), el titanio y zirconio (estructura exagonal compacta (HCP) y sus aleaciones son más susceptibles a fragilización por hidrógeno. El bronce en solución amoniacal y los inoxidable austeníticos en presencia de cloruros presentan fisuración por corrosión bajo tensión, y los aceros de alta resistencia y baja aleación, en aire húmedo, pueden fragilizar en presencia de hidrógeno.

6.3.2. Fragilización por hidrógeno

El reconocimiento del hidrógeno como soluto que degrada las propiedades de sistemas metálicos data del siglo XIX.

La variedad de comportamientos observados en los sistemas metal-hidrógeno es tan amplio que hace imposible una comprensión total de los mecanismos actuantes.

Los mecanismos propuestos pueden agruparse como sigue:

- Modelos que proponen la formación de burbujas con generación de elevadas presiones: Consideran que el hidrógeno atómico difunde en sitios de la red en los cuales se transforma en molecular generando elevadas presiones (61-62).
- Teorías de adsorción: consideran la reducción de la energía superficial por adsorción de hidrógeno. (63, 64)
- Modelos de decohesión: proponen la reducción de la fuerza cohesiva interatómica por la presencia de hidrógeno (65, 66).
- Efectos sobre la deformación plástica: consideran el efecto del hidrógeno sobre la movilidad de las dislocaciones (67).
- Precipitación de hidruros: se considera la formación de hidruros frágiles como causa del deterioro de las propiedades (68, 69).

Actualmente es una idea bastante difundida que ninguno de los mecanismos propuestos es lo suficientemente general para explicar todos los casos observados, siendo factible que varios de los mecanismos propuestos puedan actuar simultáneamente según las condiciones de ensayo (70-71).

La fragilización por hidrógeno en solución sólida (también denominada rotura diferida) se presenta en materiales con estructura cúbica centrada en el cuerpo

como los aceros, pudiendo conducir a una rotura frágil y por ende catastrófica. En este caso no obstante la discrepancia respecto de los mecanismos actuantes se conocen cuatro factores desencadenantes del problema:

- microestructura susceptible;
- tensiones de tracción;
- concentración crítica de hidrógeno;
- temperatura de servicio.

Estos cuatro factores son interdependientes y los niveles críticos de cada uno de ellos dependerá de los restantes.

Uno de los factores es el nivel de tensiones; de allí la importancia de las tensiones residuales sobre el comportamiento de una estructura soldada en medios hidrogenados.

El problema puede surgir durante el proceso de fabricación o en servicio.

Durante un proceso de soldadura por arco, se genera hidrógeno atómico producto de la descomposición de compuestos hidrogenados presentes, tales como: humedad, grasas, componentes del revestimiento, etc. La pileta líquida disuelve parte de ese hidrógeno atómico; luego de la solidificación, si la solución sólida resulta sobresaturada en hidrógeno, podrán producirse (en función del nivel de hidrógeno) defectos tales como poros o fisuras, tanto en el metal de soldadura como en la ZAC. Para la prevención de estos defectos se ha trabajado en el desarrollo tanto de los consumibles y materiales base como de los procedimientos de soldadura.

En servicio toda estructura que trabaja en un medio hidrogenado puede presentar una falla retardada sin ningún signo manifiesto previo a ella, por lo cual resulta el tipo de falla más peligroso (72). Estos problemas de hidrógeno en servicio son de gran importancia en la industria química y petroquímica (73). Así, por ejemplo, se presentan problemas de fragilización por hidrógeno en tubos de calderas y en transformadores catalíticos de refinerías que trabajan en medios de hidrógeno caliente (74). En los aceros con presencia de solución acuosa de H_2S pueden suceder problemas de ampollado y/o fragilización (75). Esta situación suele presentarse en la industria petrolera cuando la materia prima contiene pequeñas cantidades de H_2S disuelto, siendo numerosos los casos de fisuración por efecto combinado de H_2S y fatiga (76)

6.3.3. Corrosión bajo tensión

Los modelos propuestos para explicar el fenómeno de fisuración por corrosión bajo tensión, la consideran una consecuencia de la acción simultánea de un agente corrosivo específico y un estado de tensión de tracción. Dichas propuestas se pueden dividir en dos grupos:

1. modelos de disolución que consideran a la propagación de la fisura proveniente fundamentalmente de la disolución anódica en la punta de la fisura.
2. aquellos que consideran que la propagación de la fisura es esencialmente mecánica.

Entre los modelos propuestos pueden mencionarse los siguientes:

a) Modelo de rotura de película

La hipótesis básica es que la película superficial protectora se rompe por deformación plástica localizada en la punta de la fisura, permitiendo rápida disolución anódica de la capa expuesta, mientras que las paredes de la fisura no deformada quedan protegidas por la película (77, 78).

b) Modelo de disolución selectiva. Fractura frágil

Está basado en la competencia entre la fractura frágil y la deformación plástica en sitios de concentración de tensiones. (79)

c) Modelo de adsorción

Adsorción de especies activas en la superficie; reduce la energía superficial requerida para formar una fisura disminuyendo de este modo la tensión de rotura. Este modelo propuesto por Petch (63,64) aplicado a varios fenómenos de fragilización ha sido discutido con relación a fisuración por corrosión bajo tensión por Uhlig (80).

Al igual que en el caso de fragilización por hidrógeno, uno de los factores actuales son las tensiones de tracción, por lo cual también en este caso deberá controlarse el nivel de tensiones residuales en la soldadura en función del medio en que prestará servicio y la susceptibilidad del material utilizado. En efecto, para diferentes materiales el problema de fisuración por corrosión bajo tensión se presenta fundamentalmente en ciertos medios específicos tal como se ejemplifica en la tabla siguiente:

Material

bronce
acero para caldera
acero dulce
aleaciones de Al y Mg
acero martensítico
titanio
acero inoxidable

Medio

amoniacal
cáustico
nitratos
atmósfera húmeda
aeroespacial
sales calientes, N_2O_4 , metanol
clorados

7. MEDICION DE TENSIONES RESIDUALES EN ELEMENTOS SOLDADOS

7.1. Clasificación de Técnicas.

En los temas precedentes se han manejado parámetros cualitativos que muestran el origen, efecto y rol de las tensiones residuales ante diversos estados de sollicitación. Los primeros trabajos considerando estudios analíticos para la determinación cuantitativa de las tensiones residuales, se realizaron con modelos sencillos, para luego tender a modelos más complejos respondiendo a las exigencias del avance de la industria. En complementación con las técnicas de análisis numérico incorporadas como herramienta valiosa en estos estudios, se efectuaron determinaciones prácticas mediante diversas técnicas de medición. La aparición de dificultades en la aplicación de los métodos de medición propuestos, llevó al perfeccionamiento de los mismos, así como al desarrollo de nuevas técnicas en los últimos treinta años. Entre los numerosos métodos desarrollados, los más habitualmente empleados a nivel industrial y de laboratorio, pueden clasificarse como sigue:

- Técnicas de relajación de tensiones.
- Técnicas de difracción de Rayos X.
- Técnicas basadas en propiedades sensibles a la tensión.
- Técnicas de fisuración.

7.2. Técnicas de relajación de tensiones.

El principio básico de estas técnicas consiste en producir la relajación o alivio del esfuerzo elástico, al seccionar o quitar una parte de la pieza tensionada. Dicha relajación va acompañada de una deformación que es la variable medida. Uno de los métodos más usados para detectar esta deformación es el uso de medidores de deformación eléctricos (Strain Gages) o mecánicos, que realizan la medición por cambio de la resistencia eléctrica o por uso de un extensómetro mecánico respectivamente.

Las tensiones residuales se calculan a partir de las deformaciones medidas aplicando la ley de Hooke generalizada; para un estado bidimensional resultan las siguientes expresiones:

$$\sigma_x = - \frac{E}{1-\nu^2} (\epsilon_x + \nu\epsilon_y)$$

$$\sigma_y = - \frac{E}{1-\nu^2} (\epsilon_y + \nu\epsilon_x)$$

$$\sigma_{xy} = - G \gamma_{xy}$$

$\epsilon_x, \epsilon_y, \gamma_{xy}$: Componentes de deformación registradas por el equipo.

ν : Módulo de Poisson

E, G : Módulos de elasticidad longitudinal y transversal respectivamente.

Existe una variedad importante de técnicas para distintas aplicaciones. Se utilizan fundamentalmente en el caso de chapas o láminas, barras cilíndricas, caños, tubos y partes de componentes pesados.

Entre las técnicas de relajación de tensiones pueden mencionarse las siguientes:

- Técnica de corte o trepanado.
- Técnica Gunnert.
- Técnica de agujereado Gunnert.
- Técnica del agujero ciego.
- Técnica de fresado Stablein.
- Técnica de maquinado Heyn Bauer.
- Técnica de horadado Mesnager Sachs.
- Técnica de seccionado Rosenthal-Norton.
- Técnica de división por sistema grilla.
- Técnica de agujereado usando lacas frágiles.
- Técnica de agujereado usando cubiertas foto elásticas.

La técnica de corte o trepanado (1) es aplicable principalmente a chapas; puede utilizarse sobre superficies en cualquier posición. Consiste en colocar medidores de deformación eléctricos, adheridos a la superficie mediante un pegamento adecuado y conectados eléctricamente a un equipo amplificador. Las conexiones son realizadas con alambre o chapa delgada metálica. Recientemente se desarrollaron medidores basados en semiconductores. Existen comercialmente medidores en una amplia gama de medidas, forma y configuraciones, incluyendo elementos simples y rosetas con dos, tres o cuatro elementos (81,82,83,84,85,86). En la Fig. 33 puede observarse la disposición de los elementos y el volumen de material quitado por trepanado hasta aislar una porción de la pieza que los contiene.

El valor medio de deformación hallado, teniendo en cuenta ambas superficies, representa la componente de tensión plana, mientras la diferencia de deformación entre las mismas corresponde a la componente de tensión causada por dobla-

do.

Este método es simple y altamente seguro. Tiene como principal desventaja ser destructivo; no mide tensiones localizadas, dando solamente la tensión promedio en el área aislada de la pieza o muestra, además el maquinado a veces resulta caro y lento.

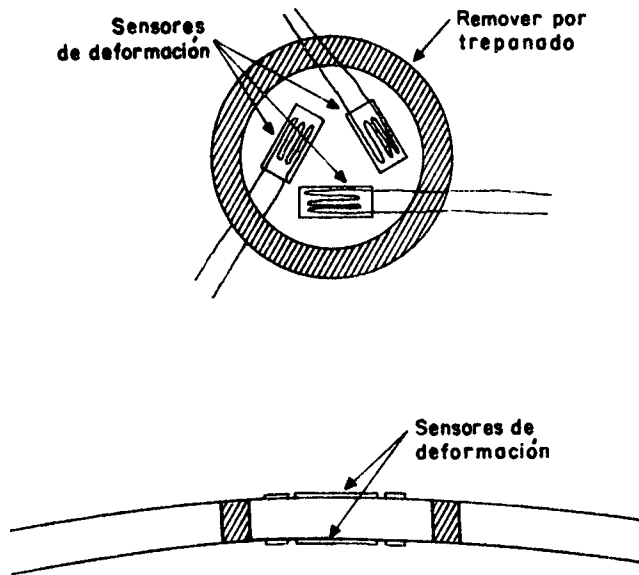


Fig. 33 (1)

Gunnert (87) propuso una técnica para medir tensiones residuales en chapas soldadas usando un extensómetro mecánico. El procedimiento consiste en practicar ocho depresiones cónicas en la periferia de un círculo de 9 mm de diámetro sobre la superficie de la pieza. Dichas depresiones están enfrentadas constituyendo cuatro pares. Se mide la separación entre las depresiones enfrentadas, antes y después de una relajación del estado de tensión. Esta relajación se logra mediante la realización de una ranura de 5 mm de ancho concéntrica al círculo de depresiones.

La técnica es rápida, la determinación de las tensiones principales, en magnitud y signo en un punto de medición, se puede hacer en una hora. Se pueden evaluar picos de tensión debido a las pequeñas distancias de medición. Es aplicable, tanto en laboratorio como para trabajo en campo. Puede usarse sobre superficies horizontales, verticales o inclinadas. La desventaja principal radica en que es necesario un entrenamiento manual importante para asegurar la correcta manipulación.

La técnica de agujereado Gunnert (38-89) difiere de la anterior, en que no se realizan depresiones sino cuatro agujeros pasantes, de 3 mm de diámetro, ubi

cados en la periferia del círculo de 9 mm de diámetro. Se mide la distancia diametral entre los agujeros a diferentes profundidades, determinando también la distancia entre la superficie de la chapa y los puntos de medición. Se efectúa luego una ranura en torno a los agujeros en etapas de maquinado de 2 mm de profundidad. Concluido el ranurado se obtendrá una porción cilíndrica de material aislada del resto de la pieza, liberada de tensiones. Las distancias diametrales a distintas profundidades, y para cada etapa de maquinado son nuevamente medidas. Con los valores obtenidos en las diferentes etapas de ranurado se podrá calcular el nivel de tensiones residuales a todos los niveles de profundidad medidos.

La técnica del Agujero Ciego fue propuesta por Mathar en 1934 (90), y más tarde desarrollada por Soete (91). A través del tiempo se le han incorporado numerosas mejoras, por ejemplo en lo referente a los dispositivos de agujereado y los sensores de deformación. El método consiste en realizar un pequeño agujero en la zona tensionada, habiendo instalado previamente en ella sensores de deformación. La tensión normal a la superficie libre del agujero será obviamente nula, reduciéndose además, las tensiones en la zona próxima al mismo. La relajación producida va acompañada de una deformación que, detectada por los sensores, hará posible el cálculo de las tensiones existentes originalmente en el material.

La aplicación de la técnica está normalizada por ASTM E 837-81 "Standard Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain Gage Method" (92). Se la presenta como un método semidestructivo, aplicable en aquellos casos en que las tensiones no varían apreciablemente con el espesor de la pieza y no exceden el 50% de la tensión de fluencia del material. La técnica es aplicable en laboratorio y también para trabajo de campo. Se usa sobre superficies en cualquier posición; es conveniente el uso en elementos soldados.

Los primeros sensores utilizados fueron extensómetros eléctricos lineales ubicados a 120° uno de otro; su instalación en un pequeño círculo adecuadamente espaciados y orientados resultaba muy dificultosa, por lo cual el desarrollo de rosetas realizado por Rendler y Vigness (93), facilitó marcadamente la aplicación; no obstante el pegado de las rosetas requiere de un considerable adiestramiento.

En lo referente al instrumental para registrar la deformación la norma requiere una resolución de $\pm 2\mu\epsilon$ (microstrain) y una estabilidad y repetibilidad de al menos $\pm 2\mu\epsilon$.

La desalineación entre el centro del agujero y el de la roseta de Strain Gages, puede producir errores significativos en la medición. La norma fija una tolerancia de $\pm 0,015 D_o$ (D_o = diámetro del agujero) recomendando el uso de un dispositivo de centrado y guiado de la herramienta (Fig.34)

Otra importante fuente de errores es la deformación plástica introducida durante el proceso de agujereado. La norma recomienda una verificación previa del método de agujereado seleccionado, consistente en una determinación del nivel de tensiones en una probeta del material en estudio liberada de las mismas, empleando una roseta idéntica a la utilizada en las mediciones de tensiones residuales. Si el método de perforado es adecuado, el nivel de tensiones medido será bajo.

En los sistemas de agujereado con brocas o fresas, las tensiones incorporadas durante el maquinado dependen del ángulo de corte de la herramienta, velocidad y presión empleada, así como del material ensayado (94). En materiales blandos como aluminio o acero dulce las tensiones introducidas son bajas, pudiendo en cambio alcanzar el orden de las tensiones a evaluar en el caso de materiales endurecibles por trabajado como los aceros inoxidables (95,96) Para el perforado se han desarrollado técnicas que emplean un jet de gas conteniendo partículas abrasivas; la baja inercia de las partículas hace que el material sea removido prácticamente sin deformación, y por ende, sin introducción de tensiones; se genera además muy poco calor que es rápidamente disipado por la corriente de gas. Empleando técnicas abrasivas por aire, con boquillas de carburo de tungsteno de diámetro interno grande se obtiene agujeros mejor definidos y reproducibles; se ha determinado que el error debido a la deformación introducido durante el agujereado comienza a ser importante cuando las tensiones superan el 70% de la tensión de fluencia (94). También se han utilizado con éxito sistemas de perforado accionados por turbinas a aire que giran a elevadas velocidades.

teniendo como datos las deformaciones medidas y el tamaño del agujero pueden determinarse las tensiones principales en base a las siguientes expresiones, derivadas de la solución aportada por Kirsch:

$$\sigma_{x, y} = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3}{4A} \pm \frac{\sqrt{2}}{4B} \left[(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2 \right]^{1/2}$$

$$\operatorname{tg} 2\beta = \frac{\epsilon_3 - 2\epsilon_2 + \epsilon_1}{\epsilon_3 - \epsilon_1}$$

σ_x y σ_y = tensiones principales

β = ángulo formado por σ_x y σ_y con las direcciones 1 y 3

$\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$ = deformaciones medidas

$$A = \frac{\mu + 1}{2E} \frac{1}{r^2}$$

$$B = \frac{1 + \mu}{2E} \left(\frac{4}{1 + \mu} \frac{1}{r^2} - \frac{3}{r^4} \right)$$

E = Módulo de Young

μ = Módulo de Poisson

r = D/D0

La solución teórica tiene las siguientes restricciones:

- Se deduce para agujero circular pequeño y pasante en chapa fina y de ancho infinito.
- No tiene en cuenta que el extensómetro ocupa un área finita y la medición resulta un promedio.
- Considera tensión constante en el espesor de la chapa.

No obstante las ecuaciones también describen el campo de tensiones alrededor de un agujero ciego, si se emplean coeficientes A y B determinados por métodos analí- y/o experimentales de calibración (91, 92, 96, 97, 98).

El ensayo de calibración propuesto por la norma se efectúa empleando una barra del material en estudio, de ancho $W > 10D$, longitud $L > 5W$ y espesor $t > 4D_0$. Se le pega una roseta, con las direcciones 3 y 1 coincidentes con el largo y ancho de la barra. Se aplica sobre la barra una fuerza de tracción F; la tensión aplicada resulta:

$$\sigma = \frac{F}{Wt}$$

(σ debe ser menor que $\sigma_f/3$)

Antes de hacer el orificio se somete la pieza a la carga F midiendo la deformación; luego de perforar la pieza descargada, se repite la operación de carga y medición de la deformación.

En base a la diferencia de deformaciones

$$(\epsilon_i)_{cal} = (\epsilon_i)_{después} - (\epsilon_i)_{antes}$$

Se calculan A y B

$$A = \frac{(\epsilon_3)_{cal} + (\epsilon_1)_{cal}}{2 \sigma_{cal}}$$

$$B = \frac{(\epsilon_3)_{cal} - (\epsilon_1)_{cal}}{2 \sigma_{cal}}$$

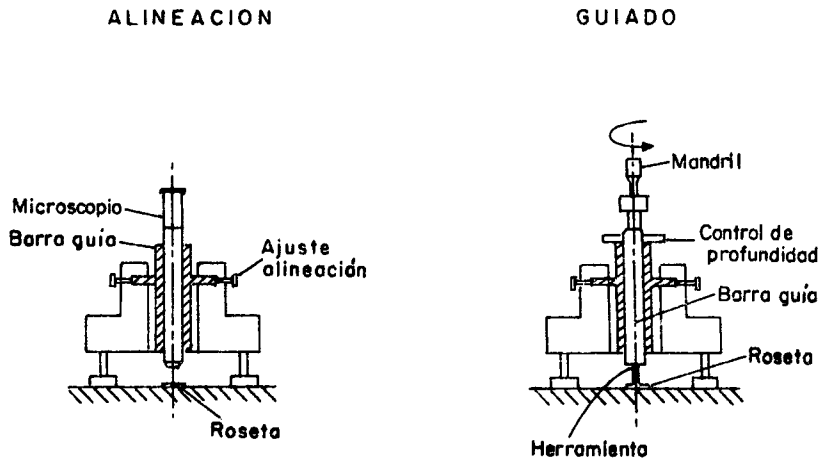


Fig. 34

Bush y coautores (97) han determinado que, la calibración previa debe efectuarse cuando se emplean técnicas de perforado convencionales, no siendo necesaria para las técnicas abrasivas.

La técnica de fresado Stablein (99) consiste en quitar material por fresado de la superficie de una pieza cuyas tensiones se desea evaluar, siendo la operación realizada de un solo lado. Mediante medidores de deformación colocados en la superficie opuesta, es posible medir como cambia la longitud cada vez que se quita una capa de material, de este modo se calculan las tensiones residuales en diferentes capas.

El método es aplicable a chapas, objetos conformados en barra, superficies tratadas mecánica o térmicamente. Ofrece como ventaja que permite calcular tensiones medias sobre una superficie relativamente grande. El método involucra la total destrucción de la pieza; además sólo pueden determinarse tensiones uniaxiales y el maquinado puede introducir nuevas tensiones.

La técnica de maquinado de Heyn-Bauer (100,101) tiene el mismo principio que

la anterior, pero se aplica a cilindros a los cuales se le quitan capas radialmente, midiendo los cambios de longitud. Es un método simple pero sólo mide tensiones residuales longitudinales.

Cuando se trata de cuerpos cilíndricos con distribución de tensiones con simetría radial es usada la técnica de Mesnager-Sachs (102, 103). La misma consiste en efectuar un agujero central cuyo diámetro se incrementa en sucesivas perforaciones. La deformación se registra a través de extensometría eléctrica con medidores colocados en la periferia del cuerpo. Implica la destrucción total de la pieza y existe riesgo de introducir tensiones con el agujereado. No es muy apropiada para soldaduras.

La técnica de seccionado de Rosenthal y Norton (104) se aplica fundamentalmente a componentes soldados. Consiste en cortar dos bloques angostos tomando todo el espesor de dos piezas soldadas a tope. Los bloques se cortan transversal y longitudinalmente al cordón. Este método es usado en laboratorio, ya que su realización lleva mucho tiempo y es completamente destructivo. La medición de tensiones residuales se efectúa con extensometría eléctrica.

Las técnicas que utilizan grillas, recubrimientos frágiles o fotoelásticos, se diferencian de las presentadas hasta aquí, en el sistema de detección de la deformación.

En el primer caso se traza una grilla (104) sobre la pieza en estudio midiendo el lado y diagonal del retículo, antes y después de seccionar el material en elementos que contengan los cuatro puntos usados como referencia.

En el segundo caso se cubre la superficie de interés con una laca frágil (105) y se practica un orificio en la zona donde desean determinarse las tensiones; la deformación del material a causa de la relajación provoca la fisuración de la laca. Se puede determinar cualitativamente el signo y dirección de las tensiones principales.

Existen materiales transparentes que bajo la acción de tensiones resultan birrefringentes. Usando esta propiedad, la técnica de agujereado con capa fotoelástica (106, 107) consiste en colocar una capa de material transparente sobre la superficie a analizar, y efectuar luego una perforación en la pieza, provocando así relajación de tensiones y por ende deformación. Sobre la capa fotoelástica se hace incidir un rayo de luz polarizada; por acción de las deformaciones la capa se volverá birrefringente, generándose un "patrón de reflexiones" que debe analizarse según las indicaciones del fabricante.

Las tres últimas técnicas son usadas básicamente en el laboratorio, aunque las lacas frágiles y la técnica fotoelástica se aplican en trabajos en campo con ciertas limitaciones.

7.3 Técnicas de Difracción de Rayos-X (1)

Cuando una pieza o componente está sometida a tensiones residuales tiene el parámetro de red distorsionado. Las deformaciones elásticas en metales pueden ser determinadas midiendo el parámetro de red con la técnica de difracción de Rayos-X comparándolo con el correspondiente al material no tensionado. Con esos valores de deformación se pueden calcular las tensiones existentes. Esta técnica se aplica por ejemplo en la medición de tensiones residuales en bolas de rodamiento, dientes de engranaje, superficies de materiales maquinados o amolados etc. En soldadura ha sido menos usada; uno de los avances realmente significativo obtenido en la Universidad de Northwest es el desarrollo de un analizador portátil (108). Un dispositivo similar se aplicó en la medición de tensiones residuales en el interior de cañerías soldadas de aceros inoxidable (109). Es una técnica no destructiva; el área de determinación es pequeña, del orden de 0,025mm de diámetro y la profundidad de 0,025mm. Requiere un tiempo de exposición de película de quince a treinta minutos para cada punto de medición; en el caso de materiales sometidos a elevadas temperaturas y que por ende han sufrido distorsión en la estructura atómica, se pierde precisión.

7.3.1 Principios básicos.

Dado que las longitudes de onda de Rayos-X son del mismo orden de magnitud que el espaciado atómico en los metales (1 angstrom) es posible la utilización de los mismos para determinar dicho espaciado.

Se aplica la ley de Bragg

$$n \cdot \lambda = 2d \text{ sen } \theta$$

λ : longitud de onda del haz incidente

θ : ángulo entre el haz incidente o reflectado y la superficie del plano de reflexión.

d : espacio interplanar.

n : orden de reflexión (n: 1,2,3...)

Conociendo la longitud de onda y midiendo el ángulo θ se determina el espaciado interplanar d, y con él la distancia que es proporcional a las tensiones existentes.

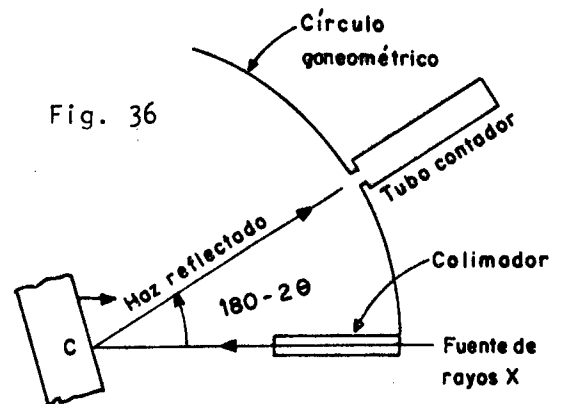
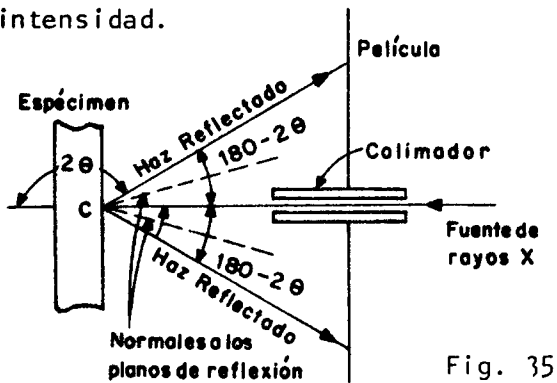
7.3.2 Métodos generales empleados

- Método de película de Rayos-X
- Método con difractómetro de Rayos-X

En ambos métodos se hace incidir un haz de Rayos-X, previamente colimado sobre la pieza. En el primer caso los rayos difractados son detectados por una película colocada perpendicularmente al haz incidente (Fig. 35). Midiendo el diámetro de los anillos de difracción y la distancia película-placa se determina el ángulo θ . Para mejores resultados es aconsejable oscilar la película usando el colimador como eje de oscilación, esto quita muchas manchas de las líneas de difracción haciendo más nítidas la imagen de los anillos (110,111, 112).

Es conveniente realizar un electropulido o un bruñido previo de las superficies.

En el método de difracción el haz incide formando un ángulo θ con la pieza; como detector se emplea un tubo contador que mediante un sistema de desplazamiento registra la intensidad de los rayos difractados en función del ángulo (Fig. 36). El ángulo de difracción se determina como el correspondiente a la máxima intensidad.



7.4 Técnicas basadas en propiedades sensibles a la tensión.

Dado que ciertas propiedades mecánicas o físicas de un metal, tales como la velocidad de propagación de ondas de deslizamiento y la dureza, son afectadas por la presencia de tensiones, es posible la evaluación del nivel de tensiones residuales a través de la medición de tales propiedades; existen, por ejemplo técnicas ultrasónicas y de dureza, si bien ninguna de ellas ha sido desarrollada más allá de la etapa de laboratorio.

7.4.1 Técnicas ultrasónicas

Se conoce que la velocidad y atenuación de las ondas sónicas en una muestra

metálica cambian cuando se le aplica una tensión. Este fenómeno se ha utilizado para intentar medir tensiones; sin embargo, las ondas ultrasónicas son más apropiadas por ser menos absorbidas que las sónicas.

Firestone y Frederick (113) estudiaron el efecto de las tensiones superficiales sobre la velocidad de las ondas de Raleigh. Hikata y coautores (114) midieron cambios en la velocidad y atenuación de ondas de compresión propagadas a través de piezas de aluminio, inducidos por tensión, mientras que otros autores, reportaron resultados experimentales que indican la dependencia de la velocidad ultrasónica o atenuación, con la tensión (115, 116, 117, 118).

Los métodos propuestos para medir tensiones residuales son los siguientes:

- Técnica de onda ultrasónica polarizada.
- Técnica de atenuación ultrasónica.

Cuando una onda ultrasónica polarizada pasa a través de un metal tensionado, el ángulo de polarización cambia proporcionalmente al nivel de tensión. Este fenómeno fue denominado acústico elástico (115). En la técnica de atenuación ultrasónica, la tensión residual es determinada a través del cambio en la absorción de la energía vibracional (116).

7.4.2 Técnicas de dureza

Están basadas en el efecto de la deformación sobre la dureza. Kokubo (119), analizó el efecto de las tensiones sobre la dureza de distintos materiales (hierro Armco, aceros al carbono, latón, aluminio y cobre). Probetas en dos condiciones; laminadas y recocidas fueron sometidas a cargas de tracción y compresión suficientes para provocar un 0,3% de deformación, midiéndoseles la dureza Vickers con la carga aplicada. Salvo los casos del hierro armco, aluminio y cobre recocidos, la aplicación de una carga de tracción significó una disminución de la dureza entre 5 y 12% y la compresión un incremento entre 0 y 3%.

Basándose en esta información se ha propuesto (120) una técnica no destructiva de determinación de tensiones residuales. Su principio es el siguiente: si a una pieza con tensiones residuales de compresión se le aplica una carga también de compresión, su dureza no variará mucho; pero si se la somete a cargas de tracción crecientes, habrá un valor para el cual las tensiones resultantes sobre la pieza cambien de compresión a tracción y la dureza comenzará a disminuir. La tensión residual será igual y opuesta a la carga aplicada que causa esa transición en la dureza.

7.5 Determinación de tensiones residuales mediante técnicas de fisuración.

7.5.1 Técnica de fisuración por hidrógeno inducido.

El método consiste en poner en evidencia las tensiones residuales introduciendo en el material en estudio, hidrógeno mediante carga catódica. Se mide el tiempo necesario para la aparición de fisuras, evaluando la distribución de tensiones a través de la orientación de las fisuras. Masubuchi y Martin (121) aplicaron esta técnica a elementos soldados; cada probeta fue cargada con hidrógeno empleando ánodo de plomo en una solución de ácido sulfúrico al 4%, con 5 gotas de solución de fósforo bisulfuro de carbono (2gr. disueltos en 40ml) como veneno. La densidad de corriente fue de 0,054 a 0,124 amp./cm² de superficie expuesta de la probeta. En las probetas de acero SAE 4340 templado al aceite y revenido a 260°C de aproximadamente 176Kg/mm² de resistencia a la tracción, se encontraron modelos sistemáticos de fisuras que pueden ser clasificados en tres tipos. El primero de ellos, caracterizado por fisuras cortas, transversales, adyacentes al cordón, que son el resultado de las tensiones residuales longitudinales de tracción presentes en la zona; este tipo de fisura es predominante en las uniones a tope o en depósito de metal de soldadura sobre la chapa; se dedujo que en la mayoría de los casos el nivel de tensiones era equivalente sobre ambas superficies, pues se encontró similar modelo de fisura. El segundo tipo de fisura fue causado por concentración de tensiones debida a una interrupción abrupta de la soldadura, o por discontinuidad de un miembro estructural. Las fisuras generalmente mostraron forma parabólica, penetrando en el metal base. El tercer tipo de fisura apareció como consecuencia de las tensiones residuales transversales y las tensiones de doblado asociadas con la distorsión angular de la soldadura de filete. En soldaduras depositadas en forma de anillo, aparecieron fisuras circulares en el metal depositado, debidas a tensiones de tracción radiales.

En aceros estructurales de alta resistencia (80Kg/mm²) tratados térmicamente, también se encontraron fisuras, pero no modelos sistemáticos.

En las probetas de acero HY80 (70Kg/mm² de resistencia a la tracción), se observaron fisuras pequeñas en la zona afectada por el calor, no produciéndose fisuración en probetas de acero dulce.

Del balance de las experiencias presentadas, se concluyó que esta técnica puede ser usada como método de estudio de la distribución de tensiones residuales en elementos soldados complejos y en especial con materiales de alta resistencia

7.5.2 Técnica de fisuración por corrosión bajo tensión.

La presencia de tensiones residuales, también se puede poner de manifiesto, sometiendo el material a ensayar a un medio corrosivo, creando las condiciones

para que pueda llegar a producirse corrosión bajo tensión.

Mc Kinsey (122) y Radeker (123) usaron esta técnica como un método para probar la existencia de tensiones residuales en una unión soldada; mientras Masubuchi y Martín (121) realizaron estudios a fin de comparar los resultados obtenidos utilizando fisuración por hidrógeno. Los materiales utilizados fueron: acero dulce, aceros de alta resistencia (HY-80, estructural templado al agua y revenido a 176°C) y SAE4340 (templado en aceite y revenido a 260°C). Sólo en el caso del acero estructural se obtuvo un modelo de fisura sistemático, similar al obtenido en el acero SAE 4340 con la técnica de fisuración por hidrógeno inducido. Las fisuras se produjeron entre 0 y 23,5 horas; se utilizó una solución de 60% $\text{Ca}(\text{NO}_3)_2$ y 4% NH_4NO_3 .

REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS

- (1) K. Masubuchi (M.I.T - U.S.A.), Analysis of Welded Structures. Residual Stresses, Distortion and their consequences, Pergamon Press Ltd, Great Britain, 1980.
- (2) Welding Handbook, Seventh Edition, Volume one, American Welding Society, 1976.
- (3) R.W. Nichols (Editor), Developments in Pressure Vessel Technology-3. Materials and Fabrication, Applied Science Publishers Ltd, London, 1980.
- (4) J.M. Benhayon, Tensiones Residuales en Soldadura, Revisión de la Conferencia dictada en F.R.R - U.T.N. (Septiembre 1975), Octubre 1982.
- (5) G.E. Linnert, Welding Metallurgy, Third Edition, Volume 2, American Welding Society, New York, 1967.
- (6) W.M. Wilson and Chao-Chien Hao, Welding Journal, 1947, Vol.26 N° 4, W.R.S, pp 295_s-320_s.
- (7) N. Christensen, L. Davis and K. Gjermundsen, British Welding Journal, 1965, Vol.12, N° 2, pp 54-75.
- (8) C.M. Adams, Heat Flow in Welding, Proyecto Multinacional de Metalurgia y Proyecto Especial de Aluminio y Cobre, PPM/A-281, Buenos Aires 1980.
- (9) J.C. Carslawky, Conduction of Heat in Solids, Clarendon Press, Oxford 1947.
- (10) D. Rosenthal, Welding Journal, 1941, Vol.20, N° 5, W.R.S pp. 220_s-234_s
- (11) N. Rykalin, Calculation of Heat Process in Welding, Moscow - USSR, 1960.
- (12) C.M. Adams, Welding Journal, 1958, Vol. 37, N° 5, W.R.S pp. 210_s-215_s
- (13) P.S. Myers, O.A. Uyehara and G.L. Borman, Welding Research Council Bulletin, 123, Julio 1967.
- (14) Z. Paley and P.D. Hibbert, Welding Journal, 1975, Vol. 54, N° 11, W.R.S. pp 385_s-392_s.
- (15) T. Muraki and K. Masubuchi, Special Report Under Contract, NAS8-28732 for the G.C. Marshall Space Flight Center, NASA, from M.I.T., Marzo 1974.
- (16) J. Ovejero García, M. Solari, T. Pérez, Fragilización por H₂ de Soldaduras de Aceros Ferríticos e Inoxidables Austeníticos, Programa de Apoyo N° 2 Metalurgia, Informe Etapa 1, 1980.
- (17) R. Daemen, El Precalentamiento en la Construcción Soldada, Conferencia Primer Congreso Argentino de Soldadura, 1978.
- (18) British Standard BS 5135, 1974.

- (19) H. Suzuki, I.I.W. Doc. IX-1311-84, 1984.
- (20) L. Tall, Welding Journal, 1964, Vol. 43, N° 1, W.R.S pp 10_s-23_s.
- (21) K. Masubuchi, Journal of Metals, 1981, Vol. 33 N°12, pp 19-23.
- (22) K. Masubuchi, Residual Stresses and Distortion in Weldments From: Residual Stress and Stress Relaxation, Editores: Eric Kula y Volker Weiss, Plenum Publishing Corporation, 1982.
- (23) K. Masubuchi, F. Simmons and R.E. Monroe, R SIC-820, Redstone Scientific Information Center, Redstone Arsenal, Alabama, Julio 1968.
- (24) J.B. Andrews, M. Arita and K. Masubuchi, NASA Contractor, Report NASA CR-61351, Prepared for the G.C Marshall Space Flight Center, Diciembre 1970.
- (25) K. Masubuchi and T. Iwaki, Journal of Society of Naval Architects of Japan, 1971, 130, pp 195-204.
- (26) T. Muraki, J.J. Bryan and K. Masubuchi, Journal of Engineering Materials and Technology, ASME, 1975, Vol. 97, N° 1, pp 81-91.
- (27) Y. Toshioca, Deformation of Quenched Steel Bar, M.I.T., Unpublished, Marzo 1974.
- (28) Y. Toshioca, Effects of Material Properties on Residual Stresses and Deformation of Welded Part, MIT, Unpublished, Junio 1974.
- (29) V.J. Papazoglou, Analytical Techniques for determining Temperatures, Thermal Strains and Residual Stresses during Welding, Ph. D., MIT, 1981.
- (30) D.G. Beauchamp, Distortion in Welded Aluminium Structures, M.S. Thesis, MIT, Mayo 1976.
- (31) J.S. Hwang, Residual Stresses in Weldments in High Strength Steels, Thesis for M.S. Degree, MIT, Enero 1976.
- (32) K. Masubuchi and D.C. Martin, Welding Journal, 1961, Vol.40, N° 12, W.R.S 553_s - 563_s; Final Report on Investigation of Residual Stresses in Steel Weldments, to Bureau of Ships on Contract N°NObs-92521 from Batelle Memorial Institute, 30 de septiembre 1965.
- (33) H.N. Hill, Metal Progress, 1961, Vol. 80 N° 2, pp 92-96.
- (34) E.P. De Garmo, J.L. Meriam and F. Jonassen, Welding Journal, 1946, Vol. 25, N° 8, W.R.S. 485_s-487_s.
- (35) Código ASME, Sección VIII, División I, UCS 56.
- (36) AD-MERKBLATT, HP 7/2, 7/3.
- (37) E.S. Surian, R. Timermann y J.L. Trotti, Influencia del tratamiento térmico posterior sobre las propiedades de impacto del metal aportado por un electrodo tipo AWS E 8018-C2, V Congreso Argentino de Soldadura, 6/7 y 8 de noviembre de 1984.

- (38) A. Van Bemst, I.I.W. Comission VIII, Subcomission IX-H, IX-H 110/82.
- (39) K. Masubuchi, I.I.W. Document X-456-68, Abril 1968.
- (40) K. Masubuchi, Welding Research Council, Abril 1970, N° 149.
- (41) R. Malisius, Electroschweissen, 1936, 7, pp 1-7.
- (42) W. Spraragen and W.G. Ettinger, Welding Journal 1950, Vol. 29, N° 6 y 7, W.R.S. 292_s-294_s y 323_s-335_s.
- (43) M. Watanabe and K. Satoh, Welding Journal, 1961, Vol. 40, N°8, W.R.S. 377_s-384_s.
- (44) L. Capel, British Welding Journal, 1961, Vol. 8, N°5, pp 245-248.
- (45) H. Kihara and K. Masubuchi, Reports of transportation Technical Research Institute: N°7 - 1954, N°20 - 1956.
- (46) Researches on Welding Procedures of Thick Steel Plates used in the construction of large size ships, Report of Shipbuilding Research Association of Japan, 26 de septiembre 1959.
- (47) K. Masubuchi, Y. Ogura, Y. Ishihara and J. Hoshino, International Shipbuilding Progress, 1956, 3 (19), pp 123-133.
- (48) S. Hirai and I. Nakamura, Research on angular change in fillet welds, Ishikawajima Review, Abril 1955, pp 59-68.
- (49) C.W.R. King, Transactions of The Institute of Engineers and Shipbuilders in Scotland, 1944, 87, pp 238-255.
- (50) F. Guyot, Welding Journal, 1947, Vol. 26, N° 9, pp 519-529.
- (51) Control of Distortion in Welding Fabrications, Welding Institute.
- (52) Boletín Técnico Conarco, N°70.
- (53) W.H. Munse, Fatigue of Welded Structures, Welding Research Council, 1964.
- (54) W.O. Dinsdale, British Welding Journal, 1964, Vol. 11, N° 5, pp 233-238.
- (55) D.S. Dugdale, Welding Journal, 1959, Vol. 38, N°1, W.R.S. pp 45_s-48_s.
- (56) M.R. Baren and R.P. Hurlbaas, Welding Journal, 1971. Vol. 50, N°5, W.R.S. pp 207_s-212_s.
- (57) O. Puchner, Schweisstechnik Berlin 1956, Vol.6, pp 109-114.
- (58) T.R. Gurney and L.N. Trepka, British Welding Journal, 1959, Vol.6, pp 491-497.
- (59) A. Ohta, E. Sasaki, M. Kamakura, M. Nihei, M. Kousege, M. Kanao, M. Inagaki, Transactions of Japan Welding Society, 1981, Vol. 12, N°1.

- (60) Y. Ueda, W. Yasukawa, T. Yao, H. Ikegami and R. Ohminami, Transactions of J.W.R.I., 1975, Vol. 4, N°2, pp 29-43.
- (61) C. Zapffe, Transactions American Society of Metals, 1947, 39, 191.
- (62) Tetelman, Robertson, Acta Metallurgica, 1963, 11: 415-26.
- (63) Petch-Stables, Nature, 1952, 169, 842-43.
- (64) Petch-Stables, Philosophical Magazine, 1956, 1 (serie 8): 331-37.
- (65) Troiano, Transactions American Society of Metals, 1960, 52-54.
- (66) R. Orlani, P. Josephie, Acta Metallurgica, 1974, 22: 1065-74.
- (67) C.D. Beachen , Metallurgical Transactions, 1972, 3, 437.
- (68) D.G. Westlake, Transactions A.S.M. , 1969, 62, 1000.
- (69) Dutton R. et al, Metallurgical Transactions 8A, 1977, 1553.
- (70) A.W. Thompson y I.W. Bernstein, Hydrogen Effect in Metals. Editado por Bernstein y Thompson. Conference Proceedings. Jackson Lake. AIME p. 298. (1980).
- (71) G.M. Pressouyre. 3rd. International Congress on Hydrogen and materials. Proceedings of Paris Conference. Pergamon Press. Junio 1982.
- (72) S. Talbot-Besnard, Mémoires Scientifiques Revue Metallurgie, Mayo 1979.
- (73) H. Thielsch, Defectos y roturas en recipientes a presión y tuberías, Ediciones Urmo, Bilbao, 1969.
- (74) C.M. Cooper, Materials Protection, Enero 1964, 3, pp 34-40.
- (75) G.A. Nelson y R.T. Effinger, Welding Journal, 1955, Vol. 34, N° , W.R.S PP 12_s-21_s.
- (76) N. Bailey, The Welding Institute Research Bulletin, Febrero 1977.
- (77) F.A. Champion - In Symposium on Internal Stresses in Metals and Alloys, p. 468. Inst. of Metals, London, 1948.
- (78) H.L. Logan, J. Res. N.B.S., 48, 99 (1952).
- (79) T.P. Hoar and J.G. Hines. In Stress Corrosion Cracking and Embrittlement, p. 107. Wiley. N.Y. (1956).
- (80) H.H. Uhlig. The Corrosion Handbook, John Wiley and Sons, N.Y, 1951.
- (81) Hetenyi (Editor), Handbook of Experimental Stress Analysis, John Wiley and Sons, Inc., New York, 1950.
- (82) N.A. Crites, Product Engineering, 1962, 33 (4), pp 69-81.

- (83) N.A. Crites, Product Engineering, 1962 , 33 (6), pp 85-93.
- (84) K. Masubuchi, R SIC - 410. Redstone Scientific Information Center, Abril 1965.
- (85) Hottinger Baldwin Messtechnik G 24.01.2e, Strain Gauges and Accessories Catalog.
- (86) Micro-Measurements , Gage Listing Section, Catalog 200.
- (87) R. Gunnert, Residual Welding Stresses, Method for Measuring Residual Stresses and its Application to a Study of Residual Welding Stresses, Alnquist E. Wicksell, Stockholm, 1955.
- (88) R. Gunnert, I.I.W., Document X-184-57, 1957.
- (89) R. Gunnert, I.I.W., Document X-162-57-1957.
- (90) J. Mathar, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, 1934, 86, pp 249-254.
- (91) W. Soete, Welding Journal, 1949, Vol. 28, N°8, W.R.S. 354_S-364_S.
- (92) ASTM E 837-81, 1981.
- (93) N.J. Rendler and I. Vigness, Experimental Mechanics, 1966. Vol. 6, N°12.
- (94) J.E. Bynum, Experimental Mechanics, enero 1981.
- (95) S.S. Birley and A.Owens , NDT International, febrero 1980.
- (96) E.M. Beaney, Strain, julio 1976, pp 99-106.
- (97) A.J. Bush and F.J. Kromer. ISA Transactions, 1973, Vol. 12, N°3.
- (98) Measurements Group, Measurements of Residual Stresses by the Blind Hole Drilling Method, Tech Note. TN-503-1, 1985.
- (99) E. Stäblein, Stahl and Eisen, 1932, 52, pp 15-17.
- (100) E. Heyn and O. Bauer, Internationale Zeitschrift für Metallografic, 1911, 1, pp 16-50.
- (101) E. Heyn, Journal of the Institute of Metals, 1914, 12, pp 1-37.
- (102) M. Mesnager, Comptes Residus Hebedaines das Seances de L'Academie des Sciences, 169.
- (103) G. Sachs, Zeitschrift für Metallkunde, 1927, 19, pp 352-357.
- (104) D. Rosenthal and T. Norton, Welding Journal, 1945, Vol. 24, N°5, W.R.S pp 295_S-307_S.
- (105) C.W. Gadd, Residual Stress Indications in Brittle Lacquer, Proceedings of the Society for Experimental Stress Analysis, 1946, 4 (1), pp 74-77.

- (106) F. Zandman and M.R. Wood, *Product Engineering*, 1956, 27 (9), pp 167-178.
- (107) F. Zandman, *Welding Journal*, 1960, Vol. 39, N°5, W.R.S. pp 191_s-198_s.
- (108) M. James and J.B. Cohen, *Journal of testing and Evaluation*, 1978,6, pp 91-97.
- (109) G.M. Borgonovi, P.H. Epperson, Electric Power Research Institute, EPRI NP-1754, Abril 1981.
- (110) J.H. Norton and D. Rosenthal, *Proceedings of the Society for Experimental Stress Analysis*, 5 (1), pp 71-77. 1947.
- (111) J.H. Norton and D. Rosenthal, *Proceedings of the Society for Experimental Stress Analysis*, 1 (2), pp 77-81, 1944.
- (112) J.H. Norton and D. Rosenthal, *Proceedings of the Society for Experimental Stress Analysis*, 1 (2), pp 73-76, 1944.
- (113) F.A. Firestone and J.R. Frederick, *Journal of the Acoustical Society of America*, 1946, 18, pp 200-211.
- (114) A. Hikata, R. Truell, A. Granato, B. Chick and K. Lucke, *Journal of Applied Physics*, 1956, 27 (4), pp 396-404.
- (115) R.W. Benson and V.T. Raelson, *Product Engineering*, 1959, 30/29, pp 56-59.
- (116) W.J. Bratina and D. Mills, *Nondestructive Testing*, 1960, 18(1), pp 110-112.
- (117) R.H. Bergman and R.A. Shahbender, *Journal of Applied Physics*, 1958, 29 (12), pp 1736-1738.
- (118) Midwest Research Institute, *Ultrasonic Methods for Nondestructive Measurement of Residual Stress*, F. Rollins WADD Technical Report 61-42, Part 1, Mayo 1961.
- (119) S. Kobuko, *Science Reports of The Tohoku Imperial University, Japan, Series 1*, 21, pp 256-267.
- (120) G. Sines and R. Carlson, *ASTM Bulletin*, Febrero 1952, N° 180, pp 35-37.
- (121) K. Masubuchi and D.C. Martin, *Welding Journal*, 1961, Vol. 40, N°12, W.R.S. pp 553_s-563_s.
- (122) C.E. Mc Kinsey, *Welding Journal*, 1954, Vol. 33, N°4, W.R.S. pp 161_s-166_s.
- (123) W. Radeker, *Schweissen und Schneiden*, 1958, 10 (9), pp 351-358.