



UNIVERSIDAD DE CHILE
FACULTAD DE CIENCIAS FÍSICAS Y MATEMÁTICAS
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL

ESTUDIO DE FACTIBILIDAD TÉCNICA DEL USO DE SOLDADURAS PARA
PREFABRICAR ARMADURAS DE REFUERZO DE HORMIGÓN ARMADO

MEMORIA PARA OPTAR AL TÍTULO DE INGENIERO CIVIL

JOAQUÍN LÓPEZ URZÚA

PROFESOR GUÍA:

MANUEL JOSÉ NAVARRO CRUZ

MIEMBROS DE LA COMISIÓN:

LEONARDO MASSONE SÁNCHEZ

AUGUSTO HOLMBERG FUENZALIDA

SANTIAGO DE CHILE

2019

RESUMEN DE LA MEMORIA PARA OPTAR AL
TÍTULO DE: INGENIERO CIVIL
POR: JOAQUÍN LÓPEZ URZÚA.
FECHA: 06/03/2019
PROF. GUÍA: Sr. MANUEL JOSÉ NAVARRO CRUZ

ESTUDIO DE FACTIBILIDAD TÉCNICA DEL USO DE SOLDADURAS PARA PREFABRICAR ARMADURAS DE REFUERZO DE HORMIGÓN ARMADO

Con el fin de reducir los tiempos de construcción y aumentar la productividad para ahorrar costos en obras de hormigón armado (H.A), se han desarrollado diversos métodos para prefabricar refuerzo de barras de acero, como por ejemplo aquellos que reemplazan las amarras de alambre por puntos de soldadura.

La normativa vigente utilizada en Chile para el diseño de estructuras de H.A. sismo-resistentes no permite la soldadura de barras como medio de fijación a la vez que los ingenieros poseen escasa información sobre el efecto de la soldadura por puntos en la resistencia y ductilidad de las barras de acero de refuerzo, así como en su comportamiento ante sollicitaciones cíclicas. Por lo tanto, es necesario recabar y generar información con respecto a la práctica ya mencionada.

Las investigaciones presentadas en este trabajo en elementos de H.A. con refuerzo prefabricado con puntos de soldadura, así como en probetas de barras de refuerzo con barras transversales soldadas, concluyen que para ciertas aplicaciones y bajo ciertas condiciones el uso de soldadura como medio de fijación podría practicarse en estructuras sismo resistentes.

El trabajo experimental incluido en esta memoria consiste en someter probetas de barras de acero soldable ($\phi 16$ y $\phi 22$) con barras transversales ($\phi 10$ y $\phi 12$ respectivamente) fijadas mediante un punto de soldadura a ensayos de tracción, y barras de acero soldable ($\phi 16$) con una barra transversal ($\phi 10$) fijada mediante un punto de soldadura a ensayos cíclicos de amplitud constante (4%) con relación de aspecto Largo/Diámetro=6 ($L/D=6$) para restringir el efecto del pandeo. Con este protocolo de ensayo se pretende ver en qué medida la soldadura por puntos afecta la resistencia y ductilidad de las barras de acero de refuerzo, así como en la vida a la fatiga de bajos ciclos y capacidad de disipación de energía.

Los resultados de los ensayos de tracción revelan que la soldadura por puntos no afecta en mayor medida las propiedades mecánicas del acero de refuerzo.

Los resultados de los ensayos cíclicos evidenciaron en primer lugar que no existen mayores diferencias en la vida a la fatiga de bajos ciclos y en la capacidad de disipación energía entre barras de acero soldable y barras tradicionales. En segundo lugar, se observó que barras sin soldadura y barras con crucetas soldadas no presentan grandes diferencias en cuanto a energía disipada y vida a la fatiga de bajos ciclos.

Agradecimientos

Quisiera agradecer a todos aquellos que han sido parte del camino recorrido hasta aquí.

Faltan palabras para dar gracias a mi papá y mamá por la confianza y el esfuerzo que han hecho por educarme y entregarme cariño. A mis hermanos también. Son mis mejores amigos.

También dar las gracias a mis amigos: del colegio, del barrio y de la Universidad. Siempre es un agrado conversar y compartir con ustedes.

No puedo dejar de agradecer a los profesores de la comisión por su buena disposición para resolver dudas y problemas.

Tabla de Contenido

1.	Introducción	1
1.1.	Motivación.....	1
1.2.	Objetivos	3
1.2.1.	Objetivo general	3
1.2.2.	Objetivos específicos	3
2.	La Soldadura.....	4
2.1.	Definición	4
2.2.	Clasificación de los procesos de soldadura por fusión	4
2.2.1.	Soldadura por arco eléctrico.....	5
2.2.2.	Soldadura por resistencia eléctrica	7
2.3.	Soldabilidad del acero.....	8
2.3.1.	Dureza de la ZAT	9
2.3.2.	Agrietamiento en la ZAT	10
3.	Fatiga de bajos ciclos.....	10
3.1.	Modelo de Koh y Stephens (1991).....	12
3.2.	Modelo de Coffin y Manson (1954).....	12
3.3.	Modelos basados en energía.....	13
4.	Comportamiento del acero de refuerzo frente a cargas cíclicas	14
5.	Soldadura de Barras de Refuerzo de Acero para Hormigón Armado	17
5.1.	Normativa Actual.....	17
5.2.	Investigaciones sobre elementos prefabricados y soldados de refuerzo de acero para H.A.....	21
5.2.1.	Elementos prefabricados de refuerzo de H.A mediante electrosoldadura	21
5.2.2.	Elementos prefabricados de refuerzo de H.A. mediante soldadura con aporte de material.	23
6.	Estudio Experimental	29
6.1.	Probetas	30
6.1.1.	Probetas de ensayo a tracción	31
6.1.2.	Probetas para ensayo cíclico	32
6.2.	Ensayos	34
6.2.1.	Ensayos de tracción	34
6.1.....		39
6.1.1.....		39
6.2.2.	Ensayos cíclicos.....	40
7.	Análisis de resultados	48

7.1.	Ensayos de tracción.....	48
7.1.1.	Ensayos de tracción en barras de 16 mm	48
7.1.2.	Ensayos de tracción para barras de 22 mm	49
7.2.	Ensayos cíclicos	51
8.	Conclusiones	54
9.	Bibliografía	56
Anexo A	59
Anexo B	60
	Ensayos Convencionales	60
	Ensayos No Convencionales.....	62

Índice de Figuras

Figura 1: Rollo de refuerzo	1
Figura 2: Probeta de barra soldada al fleje	1
Figura 3: Armadura de refuerzo soldada para pilote	2
Figura 4: Jaula de estribos	2
Figura 5: Soldadura por fusión (Metallurgy of Welding pág. 7 modificado)	4
Figura 6: Soldadura por Arco Manual.....	5
Figura 7: Soldadura GMAW	6
Figura 8: Soldadura FCAW-S.....	7
Figura 9: Soldadura FCAW-G	7
Figura 10: Soldadura por resistencia.....	7
Figura 11: Rango total de deformación y el rango de deformación plástica.....	11
Figura 12: Esquema gráfico del modelo de Koh y Stephens.....	12
Figura 13: Carga inelástica seguida de una descarga elástica	13
Figura 14: Ensayo cíclico de amplitud constante de 2.5% para una barra de 22 mm. ...	14
Figura 15: Comparación de la vida a la fatiga para diferentes diámetros de barra.	15
Figura 16: Gráficos de tensión-deformación para distintas relaciones L/D y distintos valores de R.	16
Figura 17: Límites de contenido en el acero según NCh 3334:2014.....	17
Figura 18: Jaula de estribos	19
Figura 19: Procesos de soldadura permitidos por ISO 17660:2006	20
Figura 20: Restricciones para los diámetros según ISO 17660:2006.....	20
Figura 21: Dimensiones punto de soldadura (modificado referencia [24])	20
Figura 22: Patrón de falla para muros con refuerzo de mallas de alambre deformado en frío	22
Figura 23: Patrón de falla para muros con refuerzo de malla de barras laminadas en caliente.....	22
Figura 24: Estribo electrosoldado de alambre de acero liso.....	23
Figura 25: Esquema Probeta (referencia [8])	24
Figura 26: Empalme a tope (referencia [10]).....	25
Figura 27: Probeta con cruceta soldada.....	25
Figura 28: Esquema ensayo de resistencia al corte de la soldadura	26
Figura 29: Detalles del método de prefabricación para un conexión interior.....	27
Figura 30: Anclaje mecánico en una conexión exterior	27
Figura 31: Soldadura por punto entre estribos y refuerzo longitudinal	27
Figura 32: Detalle de empalmes soldados	27
Figura 33: Montaje Experimental.....	29
Figura 34: Fragmento de barra soldado a barra longitudinal.....	30
Figura 35: Probeta con 2 fragmentos soldados.....	31
Figura 36: Probeta con 3 fragmentos soldados.....	31
Figura 37: Probeta de 16 mm para ensayo cíclico.	32
Figura 38: Probeta de 22 mm para ensayo cíclico.	32
Figura 39: Montaje ensayo a tracción	34
Figura 40: Curva de deformación v/s tensión hasta extracción del extensómetro.....	34

Figura 41: Curvas de tensión v/s deformación para barras de 16 mm.	36
Figura 42: Método Offset.....	37
Figura 43: Zona de falla de probetas de 16 mm soldadas.	37
Figura 44: Curvasde tensión v/s deformación para barras de 22 mm.	38
Figura 45: Zona de falla de probetas soldadas de 22 mm.	38
Figura 46: Montaje ensayo cíclico	40
Figura 47: Barra de 16 mm marcada antes de iniciar un ensayo cíclico	41
Figura 48: Deformaciones en el tiempo según procesado de fotos para puntos en los pernos y LVDT.	42
Figura 49: Deformaciones en el tiempo según procesado de fotos para puntos en la barra y LVDT's.	43
Figura 50: Diferencia porcentual entre métodos de medición de deformaciones.....	43
Figura 51: LVDT promedio corregido según fotos.....	44
Figura 52: Deformaciones en el tiempo según procesado de fotos para puntos en los pernos y LVDT.	46
Figura 53: Deformaciones en el tiempo según procesado de fotos para puntos en la barra y LVDT's.	46
Figura 54: p16a41snc post-ensayo	47
Figura 55: p16a42snc post-ensayo	47
Figura 56: Efecto de la soldadura en la tensión de fluencia para barras de 16 mm.....	48
Figura 57: Efecto de la soldadura en la tensión última para barras de 16 mm.....	48
Figura 58: Efecto de la soldadura en la deformación última para barras de 16 mm.....	49
Figura 59: Efecto de la soldadura en la tensión de fluencia para barras de 22 mm.....	49
Figura 60: Efecto de la soldadura en la tensión última para barras de 22 mm.....	50
Figura 61: Efecto de la soldadura en la deformación última para barras de 22 mm.....	50
Figura 62: Comparación con los modelos basados en los ciclos a la rotura.	51
Figura 63: Comparación con modelo basado en energía de Brown y Kunnath.....	52
Figura 64: Comparación con el modelo basado en energía de Tripathi et al.	52

Índice de Tablas

Tabla 1: Modelos de vida a la fatiga para barra #6 (Brown y Kunnath 2004).....	15
Tabla 2: Propiedades mecánicas acero B450C	25
Tabla 3: Matriz de ensayos de tracción.....	32
Tabla 4: Matriz de ensayos cíclicos.....	33
Tabla 5: Resumen ensayos de tracción.	39
Tabla 6: Resultados ensayos cíclicos convencionales.....	44
Tabla 7: Resumen ensayos cíclicos no convencionales.	47

1. Introducción

1.1. Motivación

De un tiempo a esta parte diversas empresas han llevado a cabo una gran cantidad de investigación en robótica y equipamiento de construcción semiautomático con el propósito de mejorar la productividad en terreno de los obreros procurando proveer la calidad que se espera por parte de los propietarios y de las mismas empresas constructoras.

En este contexto se han desarrollado maquinarias, herramientas y soluciones que buscan avanzar en la industrialización de la preparación de las armaduras de refuerzo para hormigón armado. En particular la prefabricación de elementos como jaulas y mallas con la ayuda de puntos de soldadura (*tack weld* en inglés) que reemplazan las tradicionales amarras de alambre.

Elementos como las mallas electrosoldadas, aunque desarrolladas hace bastante tiempo, son un ejemplo del fenómeno descrito anteriormente. Se ha propuesto su uso en variadas aplicaciones, como, refuerzo de corte para muros, refuerzo en flexión de losas e incluso como refuerzo transversal para columnas y bordes de muro.

Otro tipo de solución disponible son los rollos de refuerzo. Siguiendo el concepto de instalación de una alfombra, se fabrican rollos de barras de acero de refuerzo a partir de unir mediante electrosoldadura barras paralelas a flejes metálicos, pudiendo aplicarse como refuerzo en flexión para losas o como refuerzo de corte para muros.

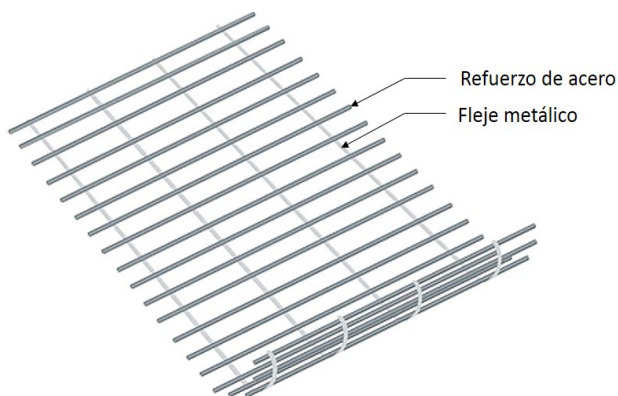


Figura 1: Rollo de refuerzo



Figura 2: Probeta de barra soldada al fleje

También es posible adquirir máquinas para prefabricar jaulas de refuerzo para pilas, columnas o vigas (de sección circular o rectangular) que se obtienen soldando con aporte de material una espiral al refuerzo longitudinal en un proceso altamente controlado. En algunas máquinas la soldadura es llevada a cabo por un robot (Figura 3) aunque en otras este proceso es realizado por un soldador.



Figura 3: Armadura de refuerzo soldada para pilote

De manera similar, las máquinas ensambladoras de jaulas de estribos proceden electrosoldando tres o más delgados alambres longitudinales a los estribos, formando una jaula de estribos como se aprecia en la Figura 5. Una vez fabricada la estructura semielaborada, se debe posicionar el refuerzo longitudinal y amarrarlo a los estribos y dado que los estribos están colocados y fijados, puede no ser necesario atar todos los estribos al refuerzo longitudinal.

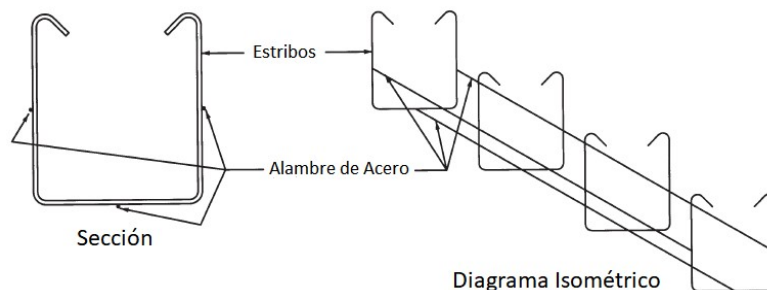


Figura 4: Jaula de estribos

El uso de puntos de soldadura materializados con electrosoldadura o soldadura con aporte de material puede presentar diversas ventajas. En primer lugar, permite que los elementos de la armadura se mantengan en la posición proyectada por el diseño en todo momento. En segundo lugar y siempre y cuando la soldadura se realice adecuadamente, una jaula de armadura soldada es más rígida que una amarrada, lo que hace que su transporte sea más fácil y menos riesgoso. En tercer lugar, se debe destacar que los rendimientos obtenidos al usar armaduras prefabricadas suelen ser considerablemente superiores a los obtenidos cuando se amarra en terreno. Finalmente, y si bien no es una característica exclusiva de la soldadura, el trabajar en planta facilita un proceso controlado, lo que se traduce en una mejor calidad.

En el contexto nacional CAP y GERDAU han aportado mejorando la calidad de sus aceros, ofreciendo actualmente barras de acero A630-420 HS para hormigón armado con soldabilidad garantizada de acuerdo con la norma NCh 3334:2014 Acero — Barras laminadas en caliente soldables para hormigón armado — Requisitos que es la que define los requisitos mecánicos, geométricos y de composición química, que deben cumplir las barras laminadas en caliente soldables, para la obtención de elementos de refuerzo para hormigón armado, electrosoldados o soldados con aporte de material.

La penetración en la industria nacional de estos avances en equipamiento y materiales ha sido prácticamente nula. Por una parte, los códigos de diseño de H.A., como el ACI 318-14 no permiten la soldadura entre estribos y refuerzo longitudinal y por otra parte los ingenieros estructurales cuentan con escasa información sobre el efecto de la soldadura por puntos en la resistencia y ductilidad de las barras de acero de refuerzo, así como en su comportamiento ante sollicitaciones cíclicas. Esto último cobra relevancia en el contexto nacional, por ser Chile un país sísmico y por las fallas de refuerzo longitudinal por fatiga de bajos ciclos observadas luego del terremoto del Maule de 2010.

1.2. Objetivos

1.2.1. Objetivo general

Generar información que permita evaluar la factibilidad técnica del uso de soldadura en la prefabricación de armaduras de refuerzo para hormigón armado.

1.2.2. Objetivos específicos

- Investigar el estado del arte en el mundo respecto a la prefabricación de armaduras.
- Intentar validar el uso de esta técnica para la confección de las armaduras, a través de la realización de ensayos.

2. La Soldadura

2.1. Definición

La soldadura es un proceso de fijación en donde se realiza la unión de dos o más piezas de un material a través de la fusión localizada de éstas. La unión tiene más o menos la misma composición en toda su extensión, salvo que exista un material de aporte de diferente composición, aunque con un punto de fusión similar al del metal base. Al fundirse el material de aporte, se forma un charco entre las piezas a soldar (*baño de soldadura*), que, al enfriarse, se convierte en una unión fija. Cuando no se aporta material la soldadura se produce aplicando conjuntamente presión y calor.

Existen otros procesos de fijación que se denominan soldadura; la soldadura blanda (en inglés *soldering*) y la soldadura fuerte (en inglés *brazing*), que implican el derretimiento de un material de bajo punto de fusión entre piezas de trabajo para formar un enlace entre ellos, sin fundir las piezas de trabajo. Este tipo de soldadura está fuera del alcance de este trabajo pues no se utiliza para soldar acero de refuerzo.

Al soldar por fusión, y dado la energía térmica que este proceso implica, se generan tres zonas metalúrgicas (ver figura 6): la zona de fusión, la zona afectada térmicamente (ZAT) adyacente a la zona de fusión y donde el material base no alcanza a fundir, pero sus propiedades cambian por el calor inducido desde la junta soldada, y la zona no afectada (metal base no alterado).

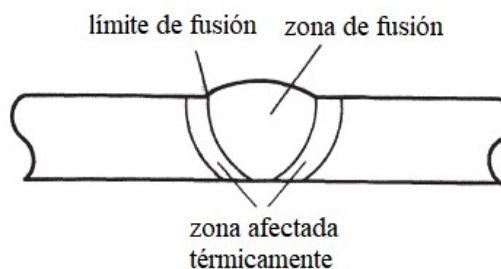


Figura 5: Soldadura por fusión (*Metallurgy of Welding* pág. 7 modificado)

2.2. Clasificación de los procesos de soldadura por fusión

En la siguiente sección se describen los procesos soldadura por fusión más utilizados para soldar armaduras de refuerzo para elementos de H.A. Por un lado, están los procesos de soldadura por arco eléctrico, que involucran el aporte de material y por otro lado la soldadura por resistencia eléctrica (o electrosoldadura) donde no interviene un material de aporte.

2.2.1. Soldadura por arco eléctrico

Un arco de soldadura es una descarga eléctrica que se forma entre 2 electrodos sometidos a una diferencia de potencial en una atmósfera gaseosa. Para dar inicio a este arco se deben poner en contacto brevemente los electrodos haciendo pasar una corriente intensa. Esta corriente provoca un gran calentamiento en el punto de contacto, provocando que al separarse los electrodos se forme entre ellos una descarga luminosa similar a una llama. Electrones viajando desde el electrodo negativo al positivo y iones positivos moviéndose en sentido opuesto son los responsables de esta descarga. El choque de iones genera un calor intenso en los electrodos, calentándose más el electrodo positivo.

Uno de los procesos de soldadura por arco eléctrico es la **Soldadura por Arco Manual** (SMAW por Shielded Metal Arc Welding o MMA por Manual Metal Arc Welding) donde el arco se mantiene entre el extremo de un electrodo metálico consumible con recubrimiento y el metal base (Figura 7). A medida que pequeñas gotas de metal fundido son transferidas desde el electrodo al baño de soldadura y a través del arco, estas son protegidas de la atmósfera que las rodea por gases que emanan de la descomposición y vaporización del recubrimiento. A su vez el recubrimiento produce escoria que protege el metal ya depositado hasta su solidificación. Se debe remover la escoria si la soldadura implica múltiples pasadas. El recubrimiento contiene también elementos para proteger (desoxidantes) y proveer de resistencia y ductilidad adecuadas a la soldadura.

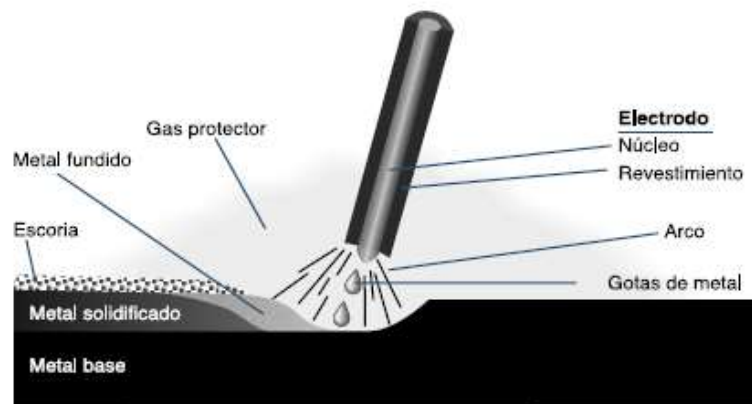


Figura 6: Soldadura por Arco Manual

La protección de la atmósfera nace de la necesidad de evitar que ciertos elementos formen parte del proceso para evitar soldaduras de marcada fragilidad (oxígeno y nitrógeno) y agrietamiento por hidrógeno en el caso particular de la soldadura de aceros al carbono. Sin embargo, la alta sensibilidad a la humedad (fuente de oxígeno e hidrógeno) de los electrodos recubiertos obliga a precalentar estos salvo que provengan de un envoltorio como el que provee el fabricante (sellado al vacío). En último lugar ciertos revestimientos pueden producir hidrógeno por lo tanto se deben elegir aquellos que producen poco o nada como lo son los de revestimiento básico.

Otra alternativa de soldadura por arco eléctrico corresponde al proceso **GMAW** (Gas Metal Arc Welding)¹ donde el arco se mantiene de manera análoga al proceso SMAW, aunque con un electrodo consumible sin recubrimiento y de alimentación continua (Figura 8). Ello no implica que no exista protección, sino que esta es dada por el flujo de un gas inerte (MIG por Metal Inert Gas) o activo (MAG Metal Active Gas) que a su vez ayuda a estabilizar el arco.

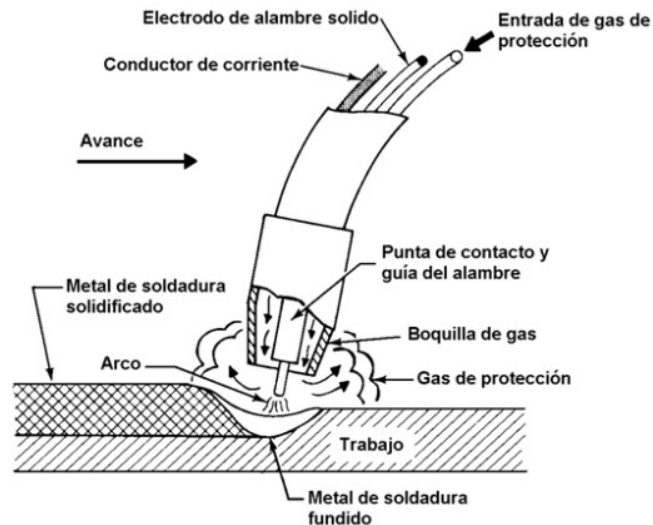


Figura 7: Soldadura GMAW

Al usar un gas inerte como gas protector, este, por su naturaleza (inerte), no tiene efecto o reacción en el proceso de soldadura. Simplemente reemplaza el aire alrededor de la soldadura con una atmósfera protectora, impidiendo reacciones no deseadas entre los componentes del aire y los de la soldadura.

Cuando el gas de protección es un gas activo, este suele ser una combinación de argón (mayor proporción) y CO_2 (en menor proporción). Esta combinación da como resultado un gas ligeramente conductor aumentando el voltaje del arco y por lo tanto penetración de la soldadura. Por otro lado, la presencia de CO_2 permite romper la tensión superficial del baño de soldadura permitiendo el flujo del metal fundido y un depósito un poco más plano mejorando el perfil de la soldadura.

De manera similar al proceso GMAW existe el proceso **FCAW** (Flux Cored Arc Welding) diferenciándose estos en la estructura del electrodo. En efecto este posee un núcleo fundente rodeado por un manto de electrodo consumible de alimentación continua². La protección del arco en este proceso puede provenir de un gas protector externo (proceso con protección externa gaseosa o FCAW-G) como de un gas producto de la descomposición y vaporización del núcleo fundente (proceso auto protegido o

¹ Este proceso puede encontrarse bajo el nombre de MIG sólido. Aunque en rigor podría ser también MAG sólido ya que el gas protector puede ser inerte o activo. El epíteto (sólido) se explica por la naturaleza sólida del electrodo de alimentación continua.

² Este proceso puede encontrarse bajo el nombre de MIG tubular. Aunque en rigor podría ser también MAG tubular ya que el gas protector puede ser inerte o activo. El adjetivo tubular viene de la estructura del electrodo; el manto de electrodo hace las veces de tubo que encierra al núcleo fundente.

FCAW-S). Al igual que para el proceso GMAW el gas protector puede ser inerte o activo. Tanto en el proceso con protección gaseosa externa como en el auto protegido, al descomponerse el núcleo fundente se produce escoria para proteger el baño de soldadura además de añadirse elementos aleantes para obtener una soldadura de mejor calidad (mismo principio del recubrimiento del proceso SMAW).

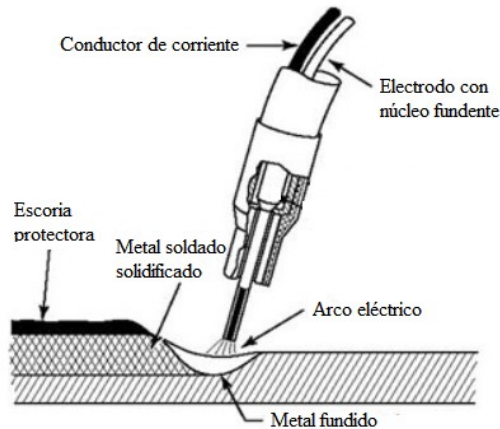


Figura 8: Soldadura FCAW-S

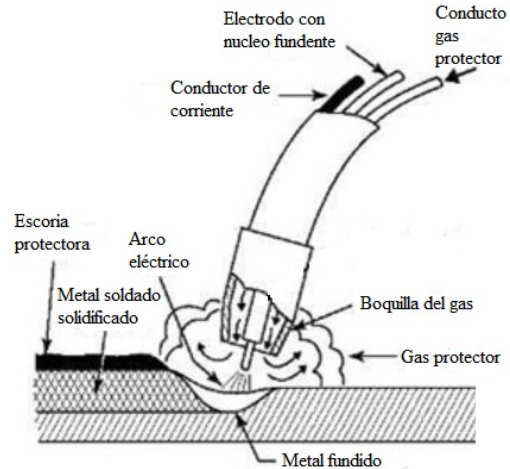


Figura 9: Soldadura FCAW-G

2.2.2. Soldadura por resistencia eléctrica

En este proceso, el calor requerido para la unión es generado en la interfaz de la zona a soldar por la resistencia eléctrica que esta opone al paso de la corriente. Las soldaduras se efectúan en un tiempo relativamente corto (del orden de décimas de segundo) utilizando un bajo voltaje, una fuente de alta intensidad de corriente con una fuerza aplicada a la unión mediante 2 electrodos, uno de cada lado (figura 11). En la soldadura por resistencia eléctrica, las partes a unir son calentadas hasta que se forma un baño de soldadura de metal fundido. Posteriormente la unión se enfría quedando una “pepita” de soldadura.

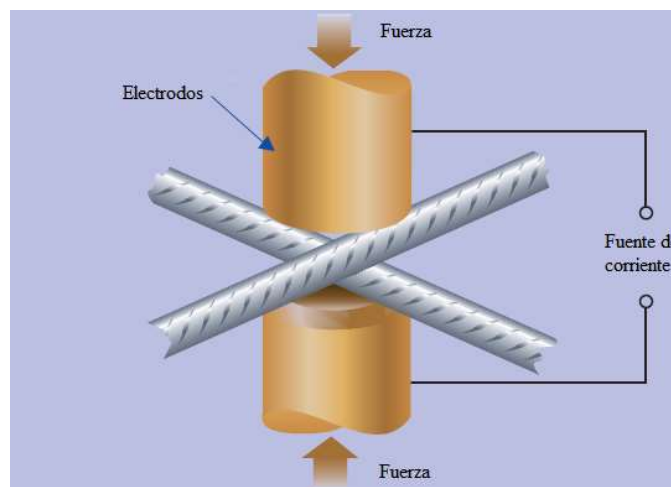


Figura 10: Soldadura por resistencia

Los electrodos son fabricados en cobre pues al tener ese material una resistencia eléctrica significativamente menor y una conductividad térmica mayor, en relación al material soldado, la soldadura se lleva a cabo de manera relativamente fácil.

2.3. Soldabilidad del acero

A continuación, se explica el significado de decir que un acero es soldable. Se introduce el concepto de agrietamiento en frío inducido por hidrógeno y se explica por qué la expresión carbono equivalente es un parámetro para evaluar la soldabilidad del acero. Esta sección se elabora de acuerdo a los contenidos del capítulo 7: Carbon and ferritic-alloy Steel del libro Metallurgy of Welding (referencia [7]) y el capítulo 19 The weldability of steel del libro Welding processes handbook (referencia [6]).

La soldabilidad de un acero describe en qué medida un material afectado por la soldadura conserva las mismas propiedades (resistencia, ductilidad, anticorrosión, antióxido, etc) que el material base.

Como se introdujo anteriormente en la sección 2.1., luego de soldar un metal, en la ZAT, y producto del ciclo térmico inducido por el proceso de soldadura, las propiedades del material se ven alteradas, en particular las propiedades mecánicas. Por ejemplo y producto del ciclo térmico inducido por la soldadura, es común que en la ZAT se forman estructuras de importante dureza. Además, es en esta zona donde se ha observado que generalmente se producen fisuras. Propiedades como la dureza y templabilidad de la ZAT son fundamentales en el estudio de la soldabilidad del acero, y se definen brevemente a continuación.

La dureza es la resistencia que ofrecen los materiales a una deformación plástica localizada que puede ser generada por la penetración, abrasión y o rayado de estos por agentes externos. Para cuantificar esta propiedad, existen diversas pruebas, aunque todos consisten en penetrar el material analizado con un objeto de alta dureza al cual se le ejerce una determinada fuerza por un determinado tiempo. La forma de la huella dejada se relaciona con la dureza del material. Las pruebas se diferencian esencialmente en la forma del objeto que penetra y la dimensión de la forma de la huella que se registra (diámetro, profundidad, etc.) Es común medir la dureza según el ensayo de Vickers (unidad HV) o el ensayo de Brinell (unidad BHN).

La templabilidad es una medida de la profundidad a la cual un material puede endurecer luego de ser sometido a un proceso de tratamiento a altas temperaturas, y es inversamente proporcional a la soldabilidad.

2.3.1. Dureza de la ZAT

La dureza de la ZAT está estrechamente correlacionada con la resistencia a la tracción del acero y, para cualquier tipo de aleación, es un indicador del grado de fragilidad de la ZAT. Para aceros al carbono-manganeso y algunos aceros de alta resistencia y baja aleación, estudios han revelado que una dureza de la ZAT mayor o igual a 350 en la escala de Brinell es considerada excesiva e indicadora de susceptibilidad al agrietamiento. Este fenómeno se describe en el siguiente punto y no depende únicamente de las características del metal base.

La dureza es una propiedad que depende principalmente de la templabilidad del acero y de la velocidad de enfriamiento. La templabilidad se correlaciona con la expresión **carbono equivalente** (CE). En las fórmulas de CE, el efecto endurecedor de cada elemento aleante se compara con el del carbono, y el contenido de cada elemento aleante se divide por un factor entregando el carbono equivalente de ese elemento, siendo el carbono equivalente de un acero una sumatoria de las distintas contribuciones de los elementos aleantes.

Teniendo un límite para la dureza de la ZAT, y dependiendo esta de la templabilidad que a su vez se correlaciona con el carbono equivalente, se pueden establecer, indirectamente, límites para las expresiones de carbono equivalente con el objetivo de evitar el agrietamiento en la ZAT, a la vez que se limitan los contenidos de ciertos elementos aleantes. Para valores de CE menores o iguales a ciertos límites establecidos en las normas se dice que los aceros son soldables.

En cuanto a la velocidad de enfriamiento, estudios han revelado que un precalentamiento previo del material a soldar produce que el enfriamiento post soldadura sea más lento reduciéndose así la dureza de la ZAT. La temperatura de precalentamiento estipulada en las normas depende del diámetro de la barra y como es de esperar, del CE del acero (ver Anexo A).

A continuación, se presentan dos expresiones ampliamente usadas para calcular el CE de una barra de acero de refuerzo.

$$CE = \%C + \frac{\%Mn}{6} + \frac{\%Cu}{40} + \frac{\%Ni}{20} + \frac{\%Cr}{10} - \frac{\%Mo}{50} - \frac{\%V}{10} \quad (1)$$

Esta es la fórmula propuesta por Winterton en 1961 luego de revisar 12 expresiones, que considera que el molibdeno y vanadio no contribuyen al endurecimiento de la ZAT. Esta expresión se utiliza en la norma ASTM A706 - 16: Especificación Normalizada para Barras de Acero de Baja Aleación Lisas y Corrugadas para Refuerzo de Concreto, AWS D1.4:2011 Código de soldadura estructural - Acero de refuerzo y NCh 3334:2014, y el límite fijado para establecer la soldabilidad de las barras de refuerzo es de **0.55**.

$$CE = \%C + \frac{\%Mn}{6} + \frac{\%Cr + \%Mo + \%V}{5} + \frac{\%Cu + \%Ni}{15} \quad (2)$$

Esta es la fórmula propuesta por el International Institute of Welding (IIW; institución británica) en 1967. Es la fórmula de la norma internacional ISO 17660 que fija como límite **0.5**. Además, es la fórmula utilizada para evaluar el carbono equivalente según la NCh 203.Of2006: Acero para uso estructural – Requisitos.

2.3.2. Agrietamiento en la ZAT

Como se adelantó en la sección anterior, el agrietamiento en la ZAT depende de otras variables aparte de las características del metal base. En efecto la combinación de estructuras de pobre ductilidad (alta dureza) en la ZAT, presencia de hidrógeno en la junta de soldadura y tensiones en el metal base pueden provocar lo que se conoce como agrietamiento inducido por hidrógeno.

El hidrógeno disuelto migra hacia las zonas de mayor esfuerzo disminuyendo las fuerzas cohesivas de la red cristalina del hierro pudiendo provocarse una fisura (con mayor facilidad si las estructuras son frágiles). Este hidrógeno puede provenir de un recubrimiento (SMAW) o núcleo fundente (FCAW) humedecido, del metal base húmedo u oxidado, o de sustancias orgánicas tales como aceites, pintura o suciedad. Por esto, el cuidado de los electrodos, del metal base y del lugar en el que se ejecuta la soldadura, son de vital importancia.

Por su parte, las tensiones suelen ser el resultado de tensiones residuales producto del ciclo térmico de la soldadura. En efecto, las deformaciones por temperatura suelen sobrepasar la deformación de fluencia, esto por las altas temperaturas a las que se ve expuesto el acero (de alto punto de fusión) en el proceso de soldadura por fusión. Luego al enfriarse el material, quedan deformaciones plásticas que se traducen en tensiones residuales.

3. Fatiga de bajos ciclos

La fatiga de materiales corresponde a un deterioro progresivo de estos cuando son sometidos a cargas cíclicas (menores a su resistencia), lo cual puede resultar en su rotura. La vida a la fatiga de un material se define como el número de ciclos necesarios para que ocurra la falla del material para una determinada amplitud de deformación. En general se observa que, a mayor amplitud de deformación, menor es la cantidad de ciclos necesarios para la falla del material.

La primera etapa en el proceso de fatiga corresponde a la formación de una grieta usualmente cerca o en la misma superficie del material. Con el paso de los ciclos el tamaño de la grieta va aumentando hasta que el área que resiste la carga es insuficiente, produciéndose la falla del material.

La fatiga de bajos ciclos se define como la falla de un material debido a un número relativamente pequeño de ciclos de carga o deformación (menor a 1000), que involucra grandes deformaciones que exceden el límite elástico.

En la literatura se pueden encontrar modelos de vida a la fatiga, que permiten predecir la falla de un material o elemento sujeto a cargas cíclicas analizando variables como la amplitud total de deformación, la amplitud de deformación plástica, la energía total disipada a la rotura y el número de ciclos a la rotura.

A continuación (figura 5) se presenta un ejemplo de curva de histéresis (tensión contra deformación) de una barra sometida a un ensayo cíclico de amplitud constante 1.5%. En él se indica a qué corresponden el rango total de deformación ($\Delta\varepsilon$) y el rango de deformación plástica ($\Delta\varepsilon_p$). Por su parte la energía disipada por ciclo corresponde al área encerrada por la curva.

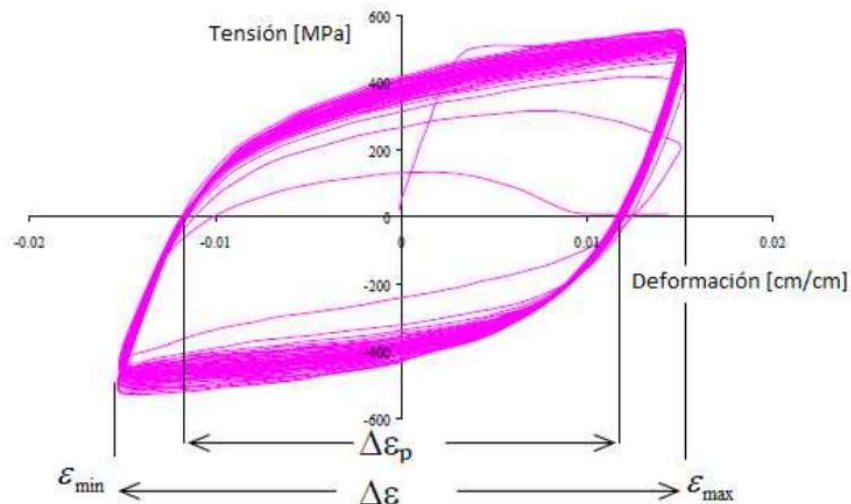


Figura 11: Rango total de deformación y el rango de deformación plástica

En general, los modelos de vida a la fatiga para ensayos de amplitud constante se rigen por ecuaciones como la siguiente:

$$y = a \cdot x^c$$

y : Amplitud (total o plástica) de deformación.
 a y c : Constantes derivadas de los resultados experimentales.
 x : Número de semiciclos³ a la rotura, o energía total disipada a la rotura.

Al graficar estas relaciones en escala log-log, estas se vuelven lineales. Esto último es un fenómeno comúnmente observado en ensayos de vida a la fatiga.

³ El número de semi-ciclos a la rotura hace referencia al número de reversas de deformación a la rotura. Para cada ciclo existen 2 reversas de deformación.

3.1. Modelo de Koh y Stephens (1991)

A partir de ensayos experimentales en barras de acero de alta resistencia ASTM A723 (tensiones especificadas de fluencia y última de 1170 MPa y 1262 MPa respectivamente), se relacionan el número de ciclos a la rotura con la amplitud total de deformaciones según la siguiente ecuación:

$$\varepsilon_a = \frac{\Delta\varepsilon}{2} = M \cdot (2N_f)^m$$

ε_a	: Amplitud total de deformación.
$\Delta\varepsilon$: Rango total de deformación.
M y m	: Constantes del material.
$2N_f$: Semiciclos a la rotura (doble de ciclos a la rotura).

Al graficar la amplitud total de deformación en función del número de semiciclos a la rotura, en escala log-log y para distintas amplitudes totales de deformación se obtiene un gráfico como sigue:

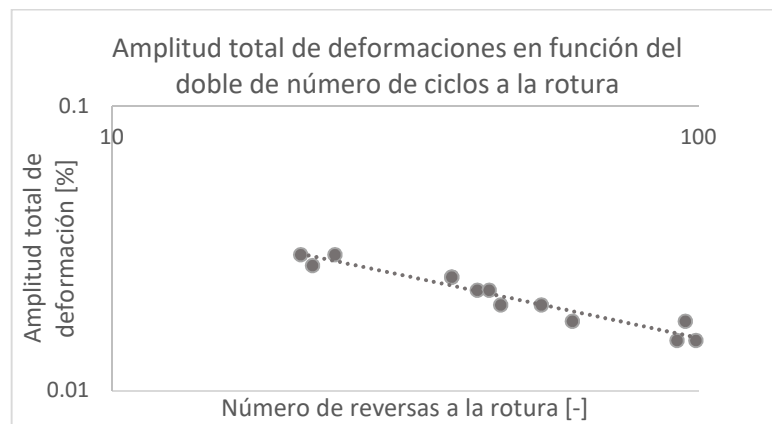


Figura 12: Esquema gráfico del modelo de Koh y Stephens

La pendiente de la recta que ahí aparece corresponde al parámetro m y la ordenada del punto de intersección de la recta con el eje vertical corresponde al parámetro M .

3.2. Modelo de Coffin y Manson (1954)

Basado en la suposición de que la curva de descarga del material es elástica y paralela a la línea inicial de carga del material (figura 6), la amplitud total de deformación se puede descomponer en la suma de una deformación elástica y una plástica como se resume en la siguiente ecuación:

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \frac{\sigma}{E} + \varepsilon_p$$

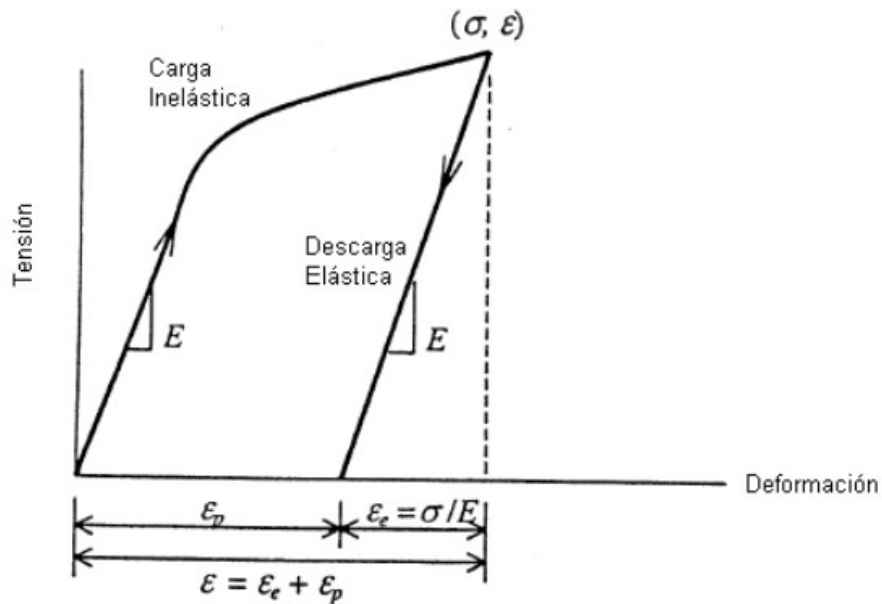


Figura 13: Carga inelástica seguida de una descarga elástica

Luego, cuando se tienen deformaciones en el rango plástico, al graficar la amplitud plástica de deformación (ϵ_p en función del número de semiciclos a la rotura se deriva la siguiente relación potencial:

$$\epsilon_p = \frac{\Delta\epsilon_p}{2} = C_f \cdot (2N_f)^{-\alpha}$$

C_f y α : Constantes del material
 $\Delta\epsilon_p$: Rango plástico de deformación

3.3. Modelos basados en energía

Los modelos basados en energía relacionan la amplitud (total o plástica) de deformación con la energía total disipada a la rotura. A continuación, se presenta un modelo que relaciona la amplitud total de deformación con la energía total disipada a la rotura:

$$\epsilon_a = W_a' \cdot (W_{fT})^{p'}$$

W_a' y p' : Constantes del material
 W_{fT} : Energía total disipada a la rotura

Este el modelo utilizado en el trabajo experimental de Brown y Kunnath (2004), base para el siguiente capítulo.

4. Comportamiento del acero de refuerzo frente a cargas cíclicas

Brown y Kunnath (2004) estudiaron experimentalmente la falla por fatiga de bajos ciclos en barras de refuerzo ASTM A615 de grado 60 (tensión de fluencia especificada de 420 MPa) de diámetros #6 (19 mm)⁴, #7 (22 mm), #8 (25 mm) y #9 (29 mm). Las barras se someten a ensayos cíclicos de amplitud constante (de 1.5% a 3%) con relación de aspecto L/D de 6 para restringir el pandeo.

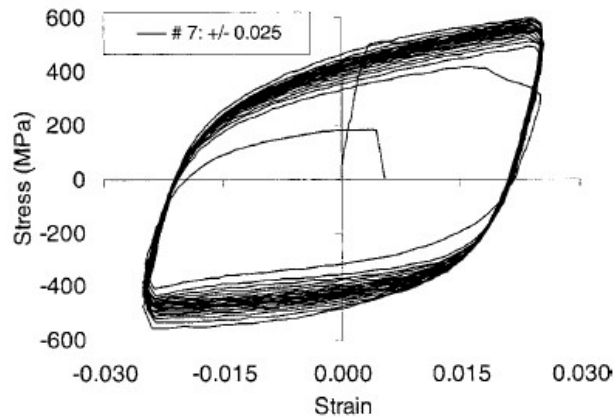


Figura 14: Ensayo cíclico de amplitud constante de 2.5% para una barra de 22 mm.

En la figura 14 se puede ver una curva tipo de tensión-deformación de los resultados obtenidos por Brown y Kunnath (2004). En ella se puede ver que la tensión máxima resistida por la barra en cada ciclo disminuye paulatinamente conforme avanzan los ciclos. Esto último hasta la rotura donde se observa una pérdida repentina de capacidad. También se puede apreciar que la respuesta en tracción es similar a la respuesta en compresión. Esto es consecuencia de la relación de aspecto escogida que permite restringir el pandeo, evitando grandes pérdidas de capacidad en la fase de compresión.

Con los resultados de los ensayos e implementando los modelos de vida a la fatiga introducidos en el capítulo anterior, Brown y Kunnath (2004) obtienen las relaciones de vida a la fatiga para todos los tamaños de barra. Considerando el modelo de Koh y Stephens (1991) se gráfica la figura 15. Se observa que barras de mayor diámetro exhiben una mayor vida a la fatiga para pequeñas deformaciones. Al aumentar las deformaciones esa tendencia se revierte, teniendo que las barras de menor diámetro muestran una mayor vida a la fatiga que las barras de mayor diámetro. Adicionalmente se observa que el deterioro de la vida a la fatiga, al aumentar la deformación, es más severo para barras de diámetro mayor.

Por otra parte, establecen de forma general que los modelos basados en energía resultan ser menos confiables que los modelos basados en el número de ciclos, dada la

⁴ Las barras #6 ensayada por Brown y Kunnath (2004) provienen de dos proveedores (A y B), a diferencia de los otros diámetros que provienen todos de la misma fuente.

mayor dispersión en los datos obtenidos en comparación con los modelos basados en el número de ciclos.

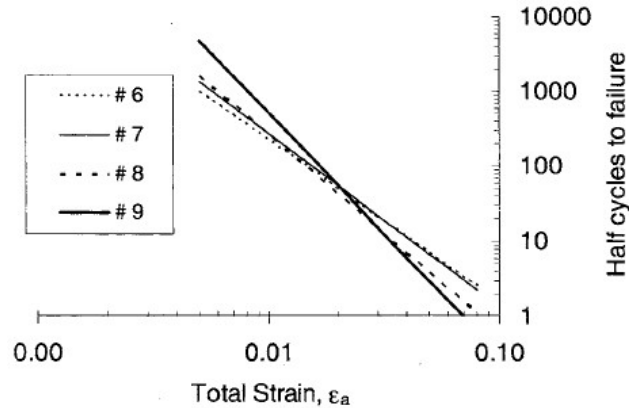


Figura 15: Comparación de la vida a la fatiga para diferentes diámetros de barra.

A continuación, se detallan los resultados obtenidos para barras de diámetro 19 mm (el más cercano a 16 mm) donde se puede apreciar que para un mismo diámetro los resultados no son los mismos para distintos proveedores.

Tabla 1: Modelos de vida a la fatiga para barra #6 (Brown y Kunnath 2004)

Barra	Modelo de Koh y Stephens (1991)	Modelo de Coffin-Manson (1954)	Modelo basado en energía
#6A (19 mm)	$\varepsilon_a = 0.12(2N_f)^{-0.47}$	$\varepsilon_p = 0.16(2N_f)^{-0.57}$	$\varepsilon_a = 13.85(W_{fT})^{-1.03}$
#6B (19 mm)	$\varepsilon_a = 0.09(2N_f)^{-0.45}$	$\varepsilon_p = 0.16(2N_f)^{-0.57}$	$\varepsilon_a = 3.68(W_{fT})^{-0.87}$

Posteriormente **Tripathi et al. (2018)** realizaron ensayos de fatiga de bajos ciclos en barras de refuerzo grado 300E ($f_y=300$ MPa) y grado 500E ($f_y=500$ MPa) de 12 mm de diámetro para cuantificar el efecto perjudicial del pandeo en la vida a la fatiga de bajos ciclos de las barras de refuerzo. Los principales parámetros considerados en este estudio fueron la tensión de fluencia de las barras (grado 300E y 500E), la relación de aspecto de las barras ($L/D=6, 9, 12$ y 15) y la relación entre la amplitud total de deformación máxima y mínima expresada por el factor $R = \frac{\varepsilon_{max}}{\varepsilon_{min}}$. Se debe notar que durante eventos sísmicos las barras de refuerzo sufren deformaciones en tracción mayores que en compresión por lo que ensayos donde R toma valores como -0.5 o 0 son más representativos de la demanda sísmica a la cual se ven sometidas estas.

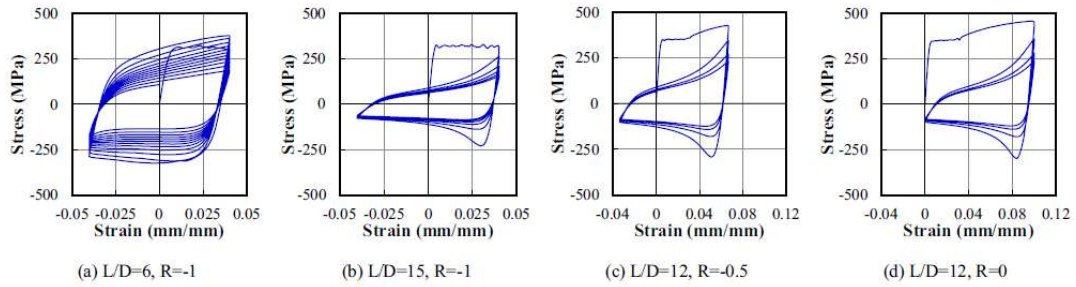


Figura 16: Gráficos de tensión-deformación para distintas relaciones L/D y distintos valores de R.

Los ensayos mostraron que al aumentar la relación de aspecto L/D de las barras (lo que las hace más susceptibles a pandearse) decrece la vida a la fatiga de estas. Además, el pandeo de una barra resulta en una pérdida sustancial en la capacidad de carga, tanto en tracción como compresión. Esto se refleja en las curvas de histéresis, donde en las fases post-pandeo las tensiones peak alcanzadas por la barra son notoriamente menores a las alcanzadas durante el primer ciclo.

Por otro lado, la tensión de fluencia demostró afectar significativamente la vida a la fatiga de bajos ciclos de una barra. En efecto para amplitudes totales de deformación superiores a 2%, la vida a la fatiga de barras de mayor tensión de fluencia es menor que para las de tensión de fluencia más pequeña.

En base a los resultados se proponen 2 modelos genéricos de vida a la fatiga que incluyen el efecto del pandeo. Para ello se apoyan del parámetro adimensional de pandeo $\lambda = \frac{L}{D} \sqrt{\frac{f_y}{100}}$ para plantear un modelo de vida a la fatiga que relaciona la amplitud total de deformación con el número de ciclos

$$\varepsilon_a = \beta(2N_f)^a \text{ donde } \beta = -\frac{\lambda}{350} + 0.2 \text{ y } a = -\left(\frac{\lambda}{1200} + 0.441\right)$$

y un modelo basado en energía

$$\Delta W_{Total} = C_1(2n_f)^{\gamma_1} \text{ donde } C_1 = 7f_y \lambda^{-1.43} \text{ y } \gamma_1 = 0.51$$

5. Soldadura de Barras de Refuerzo de Acero para Hormigón Armado

Este capítulo se organizará en 2 partes. En primer lugar, se presentarán los requerimientos normativos referentes a soldadura de barras de refuerzo de H.A. Para ello se presentarán los aspectos más relevantes de las normas chilenas y americanas (ACI 318-14 y AWS D1.4:2011) – estrechamente relacionadas – y luego se introducirá el estándar internacional de soldadura de barras de refuerzo de H.A.

En segunda instancia se presentarán investigaciones realizadas en torno al uso de elementos prefabricados de acero como elementos de refuerzo. Se cuentan trabajos en elementos de refuerzo electrosoldados (mallas electrosoldadas por ej.) y en elementos de refuerzo soldados con aporte de material.

5.1. Normativa Actual

La norma chilena de barras de acero laminadas en caliente para hormigón armado (NCh 204 - 2006) establece lo siguiente en el anexo C (Informativo):

“Aunque los aceros de esta norma no son de soldabilidad garantizada, en casos muy especiales puede ser especificado por ingeniería el empalme soldado, siempre y cuando éste considere la soldabilidad del acero en cuanto a su composición química o índice de carbono equivalente (CE) y cuente con la aprobación de un laboratorio acreditado, así como también esta actividad sea realizada por personal calificado y adecuadamente controlado.

Estas uniones soldadas no se deberán usar en puntos críticos de la estructura.”

Ahora bien, desde 2014 se encuentra disponible la NCh 3334:2014 que contiene los mismos requerimientos de la NCh 204 – 2006 además de los requisitos de composición química de la ASTM A706 – 16 para establecer la soldabilidad de las barras de refuerzo. Estos corresponden a la cota superior del carbono equivalente calculado según la ecuación (2) y a los límites de algunos elementos establecidos en la siguiente tabla.

Tabla 4 – Límites de contenido en el acero

Elemento	% máximo
Carbono	0,30
Manganeso	1,50
Fósforo	0,035
Azufre	0,045
Silicio	0,50

Figura 17: Límites de contenido en el acero según NCh 3334:2014.

Sin perjuicio de lo anterior, el ACI 318, base de la norma chilena de diseño de H.A. NCh 430.Of2008, salvo algunas modificaciones, establece las siguientes consideraciones con respecto al soldado de barras de refuerzo.

En primer lugar, en el prefacio de este se indica que la soldadura de refuerzo se debe efectuar conforme a los requisitos del estándar apropiado de la American Welding Society (AWS). Este es el AWS D1.4/D1.4M:2011 Structural Welding Code – Reinforcing Steel, que cubre la soldadura por fusión con aporte de material y está principalmente orientado al diseño de empalmes soldados. De hecho prohíbe la soldadura de barras que se cruzan salvo que el ingeniero a cargo las permita (inciso 4.5.2).

Luego en el capítulo 18, Estructuras Sismo Resistentes, se establece que:

- “los empalmes soldados del refuerzo que resisten fuerzas inducidas por sismos [...] no deben usarse, dentro de una distancia igual al doble de la altura del miembro medida desde la cara de la viga o columna para pórticos especiales resistentes a momento, o en zonas críticas donde sea probable que se produzca fluencia del refuerzo” (inciso 18.2.8.2).
- “No se pueden soldar estribos, elementos de amarre, insertos, u otros elementos similares al refuerzo longitudinal requerido por el diseño” (inciso 18.2.8.2) comentando que “la soldadura de barras de refuerzo que se cruzan puede conducir a fragilidad local del acero”. Además se agrega que “si se sueldan las barras que se cruzan para facilitar la fabricación o colocación de refuerzo, se debe efectuar únicamente en barras agregadas para dicho propósito. La prohibición de soldar barras de refuerzo que se cruzan no se aplica a las barras que sueldan bajo control continuo y competente como sucede en la fabricación de refuerzo electrosoldado de alambre”.

Más adelante y con respecto al uso de mallas electrosoldadas que cumplan con ASTM A1064 y ASTM A1022, en el capítulo 20 como comentario de la tabla 20.2.2.4a se establece lo siguiente:

- “[2] No se permite usar ASTM A1064 y A1022 en sistemas especiales sísmicos cuando se requiere que la soldadura resista esfuerzos provenientes de confinamiento, soporte lateral de barras longitudinales, cortante u otras acciones”

Posteriormente en el capítulo 26, Documentos de Construcción e Inspección, se reafirma la posición tomada en el capítulo 18:

- “No se permite soldar las barras que se intersecten con el fin de sujetarlas, a menos que lo autorice el profesional facultado para diseñar” (inciso 26.6.4.1(b)).

Se tiene entonces que el ACI 318-14 permite la soldadura de refuerzo para empalmar barras, aunque solo fuera de las zonas críticas (donde se espera fluencia de la barra), pero prohíbe el uso de puntos de soldadura en cualquier caso, salvo el caso de las mallas de alambre electrosoldadas.

No obstante, lo establecido por el ACI 318-14, en el inciso 1903A.8 del 2016 California Building Code, se introduce la siguiente modificación con respecto al uso de jaulas de estribos (ver figura 16):

- “Las jaulas de estribos/trabas (o ensamble de espiral) soldadas en taller que consistan en estribos/trabas de refuerzo de baja aleación conforme a ASTM A706⁵ y alambres longitudinales de sujeción que cumplan con los requisitos de ASTM A1064⁶ serán permitidas. Las soldaduras por fusión deben ser ejecutadas por máquinas que usen soldadura eléctrica por resistencia. La soldadura por puntos entre el mismo refuerzo principal o entre el refuerzo principal y estribos/trabas no está permitido. No se permite la soldadura por fusión de los alambres de sujeción en cualquier parte de una barra de refuerzo que esté o vaya a ser doblada de acuerdo con ACI 318 Sección 25.3.”



Figura 18: Jaula de estribos

En Europa y el resto del mundo, el uso de puntos de soldadura para prefabricar armaduras es una práctica común. En particular en Europa que es el principal proveedor de las tecnologías y maquinarias presentadas en la introducción.

Actualmente existe una norma internacional que establece los requisitos para soldar armaduras de refuerzo. Se trata de la norma ISO 17660:2006 dividida en 2 partes. Mientras la primera parte cubre la soldadura de juntas diseñadas para resistir esfuerzos (caso de empalmes, por ejemplo), la segunda parte se enfoca en juntas cuyo diseño no implica resistir esfuerzos. En esta segunda parte están comprendidos los puntos de soldadura pensados para reemplazar las amarras de alambre.

Es importante señalar que se trata de una norma concebida para estructuras diseñadas para cargas estáticas. En efecto al igual que el ACI 318, en otras partes del mundo los códigos para estructuras de H.A. sismo-resistentes no permiten la soldadura de las armaduras de refuerzo. Algunos precisan que esta prohibición es válida únicamente en zonas de posible rótula plástica y otros simplemente no hacen referencia a la soldadura de barras de refuerzo (referencias [19] y [20]).

A continuación, se introducen los aspectos más relevantes de la ISO 17660 para este trabajo de título.

⁵ Especificación normalizada para barras de acero de baja aleación lisas y corrugadas para refuerzo de concreto.

⁶ Especificación estándar para alambre de acero y mallas de refuerzo de alambre de acero electrosoldado, liso y deformado, para el concreto.

Table 1 — List of welding processes and reference numbers in accordance with ISO 4063

Welding process	English term	American term
111	manual metal arc welding (metal arc welding with covered electrode)	shielded metal arc welding
114	self-shielded tubular cored arc welding	
135	metal active gas welding (MAG-welding)	gas metal arc welding
136	tubular cored metal arc welding with active gas shield	flux cored arc welding
21	resistance spot welding	
23	projection welding	

Figura 19: Procesos de soldadura permitidos por ISO 17660:2006

Con respecto a la selección del material de aporte (electrodo) se establece que este debe ser tal que su tensión de rotura sea similar (nunca menor) a la tensión de fluencia del metal base.

En lo correspondiente a diámetros permitidos y geometría de la soldadura, se debe respetar lo siguiente:

Table 2 — Recommended range of bar diameters for non load-bearing welded joints

Welding processes	Type of welded joint	Range of bar diameter for non load-bearing welded joints mm
21 23	lap joint	4 to 32
	cross joint ^a	6 to 50
111 114 135 136	lap joint	6 to 32
	cross joint ^a	6 to 50

^a d_{min}/d_{max} should be ≥ 0.4 .

Figura 20: Restricciones para los diámetros según ISO 17660:2006

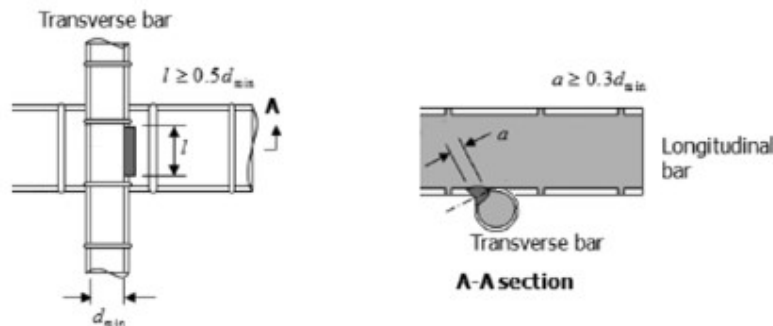


Figura 21: Dimensiones punto de soldadura (modificada referencia [23])

Los distintos países que utilizan esta norma la adoptan modificando algunos requerimientos a la vez que agregan otros. Por ejemplo, en el Reino Unido, Alemania o Corea de Sur, al soldar el cruce de un estribo con una barra se exigen 2 puntos de soldadura a cada lado del estribo en vez de 1. En esa misma dirección precisan que los puntos de soldadura utilizados en la prefabricación de armaduras son soldaduras semi-estructurales. Es decir que si bien no son pensadas para resistir cargas de diseño, si deben garantizar que la jaula prefabricada mantenga su integridad al ser transportada por grúas.

5.2. Investigaciones sobre elementos prefabricados y soldados de refuerzo de acero para H.A.

5.2.1. Elementos prefabricados de refuerzo de H.A mediante electrosoldadura

Las mallas electrosoldadas corresponden a un conjunto de dos capas ortogonales formadas por alambres de acero de alta resistencia soldados entre sí en cada uno de los puntos de intersección, mediante soldadura por resistencia eléctrica. El alambre es de bajo contenido de carbono, siendo esto una ventaja para el proceso de soldadura, y se obtiene por deformación en frío de barras lisas de sección circular fabricadas por laminación en caliente y almacenadas en rollo (conocido usualmente como alambrón). Estas mallas pueden estar conformadas por alambres lisos o bien deformados (con resaltes) y el proceso de deformación en frío permite obtener el diámetro deseado, además de aumentar la resistencia y tensión de fluencia a costa de disminuir la ductilidad.

Los trabajos de investigación en elementos reforzados con mallas de alambre electrosoldadas coinciden en reportar bajas ductilidades en el comportamiento estructural de estos en relación con elementos reforzados de manera tradicional.

Con los resultados de un importante número de ensayos en alambre de refuerzo de H.A. (deformado y liso) **Mirza y MacGregor (1981)** propusieron una relación entre esfuerzo y deformación (Ley constitutiva). Además, observaron un importante grado de correlación entre alargamiento último y área nominal; teniéndose que a mayor diámetro mayor alargamiento último.

Luego y mediante un modelo computacional que generaba diagramas de momento – curvatura de losas en una dirección simplemente apoyadas, y validado con resultados de ensayos obtenidos por otros investigadores, observaron que la ductilidad de losas reforzadas con malla electrosoldada es considerablemente menor que la de losas reforzadas con barras deformadas tradicionales cuando las cuantías son pequeñas ($\rho=0.002$). En cambio, cuando las cuantías son mayores ($\rho=0.009$), casi no se observan diferencias en la ductilidad. Propusieron entonces una cuantía mínima (ecuación (3)) requerida para una falla dúctil en losas reforzadas con malla electrosoldada que debía ser mayor a las limitaciones del ACI 318 de esa época.

$$\rho_{min} = \frac{0.0012}{\sqrt{A_n}} \quad (3)$$

En Australia ha habido extensa investigación en losas reforzadas con mallas electrosoldadas. Al igual que Mirza y MacGregor (1981) los resultados han evidenciado una pobre ductilidad en el comportamiento estructural de estos elementos que fallan de manera frágil (incapacidad de deformarse plásticamente sin una pérdida repentina de capacidad). En efecto la falla se caracteriza por la fractura del refuerzo en vez que, por el estallido del concreto en compresión, teniéndose que la usual suposición de un refuerzo elastoplástico con capacidad de deformación ilimitada no es válida para este

caso. Las losas demuestran poca capacidad para deformarse plásticamente y absorber energía. Al acercarse a la carga última la deformación en el refuerzo de acero se encuentra confinada a un pequeño largo de barra (poca capacidad de redistribución del daño) y entonces la deformación del miembro estructural previo al colapso es pequeña.

Estos resultados llevaron a que el Estándar Australiano de diseño de estructuras de concreto AS3600-2009 redujera el factor de reducción de resistencia para elementos en flexión de $\phi=0.8$ reforzados con refuerzo de “ductilidad normal” (alargamiento en el punto de carga máximo $\geq 5\%$) a $\phi=0.64$ (20% menos) para miembros reforzados con acero de “baja ductilidad” (clase L) como las mallas electrosoldadas. Esto es equivalente a tener que aumentar en un 20% el área de acero. Esta decisión ha sido reivindicada por trabajos posteriores como el de Sakka y Gilbert (2017) argumentando que esta medida resuelve los problemas asociados con la pérdida repentina de capacidad.

En Italia **Riva y Franchi (2001)** se proponen estudiar la influencia del uso de mallas electrosoldadas como refuerzo distribuido en la ductilidad estructural de muros sometido a derivas cíclicas. Las mallas electrosoldadas son de 2 tipos. Por un lado, las tradicionales mallas de alambres de acero deformados en frío y por otro lado mallas de barras laminadas en caliente cuya capacidad de deformación es comparable a la de las tradicionales barras de refuerzo. Para alcanzar su propósito ensayan 18 muros de concreto reforzado, de manera tradicional (sin malla electrosoldada) y con los 2 tipos de malla electrosoldada.

La falla de los muros reforzados con mallas electrosoldadas de alambres de acero deformados en frío se caracteriza por una amplia grieta en la base del muro, mientras que para aquellos reforzados con el otro tipo de malla se observa un patrón difuso de grietas a lo largo de la base. Esto evidencia que las mallas de alambre deformado en frío tienden a localizar el daño en las secciones más solicitadas mientras que las mallas de barras laminadas en caliente permiten la redistribución del daño



Figura 22: Patrón de falla para muros con refuerzo de mallas de alambre deformado en frío

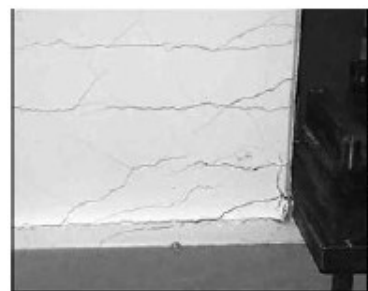


Figura 23: Patrón de falla para muros con refuerzo de malla de barras laminadas en caliente

Por otro lado, muros reforzados con malla de barras laminadas en caliente mostraron ductilidades comparables con las de los muros reforzados tradicionalmente.

Otra aplicación para las mallas electrosoldadas es la propuesta por la empresa Bautech, que ha impulsado y financiado numerosa investigación para estudiar el comportamiento y desempeño de estribos electrosoldados de alambre de acero liso (figura 24). Es importante señalar que en este caso las soldaduras deben resistir cargas

de diseño (la falla de una soldadura equivale a la falla del estribo) y no son meros medios de posicionamiento y fijación de elementos.

El uso de este sistema se encuentra aprobado en California con proyectos construidos en ciudades como Los Angeles, San Diego y San Francisco donde destaca la Torre Millenium de aproximadamente 195 metros.



Figura 24: Estribo electrosoldado de alambre de acero liso.

En Canadá **Saatcioglu y Grira (1999)** someten 10 columnas a una carga constante de compresión acompañada de deformación lateral cíclica, emulando una carga sísmica. Las columnas están reforzadas transversalmente por las mallas Bautech.

Los resultados del programa experimental permiten concluir en primer lugar que reforzar transversalmente columnas con malla electrosoldada permite confinar efectivamente el núcleo de hormigón siempre y cuando el proceso de soldado no afecte negativamente la resistencia y ductilidad de los alambres de acero de refuerzo. En esa dirección establecen que las mallas electrosoldadas deben tener juntas soldadas de igual o mayor resistencia que la de los alambres de las mallas y este último tener una capacidad de elongación mínima del 4%.

En segundo lugar, se observó que las máximas elongaciones a las que se ven sometidas los alambres de las mallas en el ensayo de la columna son menores que las observadas al momento de la ruptura de los alambres en ensayos de tracción.

5.2.2. Elementos prefabricados de refuerzo de H.A. mediante soldadura con aporte de material.

Mo y Kuo (1995) estudiaron el efecto de la soldadura por puntos con aporte de material en las propiedades de las barras de refuerzo (ductilidad y resistencia) mediante ensayos de tracción. Adicionalmente estudiaron el efecto del post-calentado o recocido sometiendo las probetas a una temperatura de 550°C por 60 min. Los diámetros estudiados fueron, #3 (10 mm), #4 (13 mm), #7 (22 mm), #8 (25 mm) con los cuales se fabricaron probetas como sigue (miembro incidente en 90° de diámetro #4 en todos los casos, fijado mediante 2 puntos de soldadura):

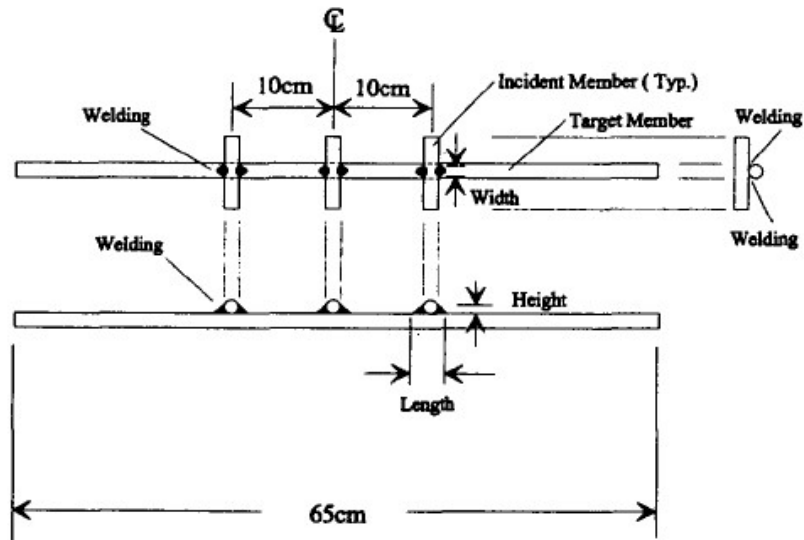


Figura 25: Esquema Probeta (referencia [8])

Las barras de refuerzo utilizadas eran de acero grado 60 según ASTM A615 (1987) con tensión de fluencia mínima especificada de 420 MPa. El carbono equivalente del acero fue de 0.25% y las soldaduras se realizaron de acuerdo con la AWS D1.4-92 (1992), esto es, soldadura manual de metal por arco con electrodo E70 (tensión mínima de rotura de 70 ksi o 490 Mpa) sin precalentamiento.

En barras sin post-calentamiento se observó lo siguiente:

- La fractura siempre se encontró en la zona soldada, lo que confirma el efecto de muesca (incremento de la tensión en la ZAT cerca de una fisura, depresión o reducción de sección).
- El efecto de la soldadura en la tensión de fluencia y la deformación de fluencia es pequeña para todos los tamaños de barra.
- La tensión última decrece también muy poco (caída máxima de 4.3% para barras #4).
- Para barras #4 la máxima disminución de deformación última es de 45.8% (importante).

De forma general el post calentado permite recuperar la ductilidad perdida al soldar.

Más adelante, **Riva, Franchi y Tabeni (2001)**, someten a ensayos de tracción monotónica y cíclicos de amplitud constante probetas de empalme a tope (figura 26) y probetas con crucetas soldadas mediante 2 puntos de soldadura (figura 27). Para los empalmes a tope se trabaja con diámetros de 16 mm y 24 mm. En las probetas con crucetas soldadas se tiene que a una barra longitudinal de 16 mm se le suelda una de 8 mm y a una de 24 mm se le suelda una de 12 mm. Con esto se intenta reproducir un estribo soldado a una barra longitudinal. La soldadura se lleva a cabo según las recomendaciones de la norma ISO 17660 introducida en la sección 5.1. Adicionalmente se tienen probetas sin soldadura (como referencia) sometidas a los mismos ensayos que las probetas con soldadura.

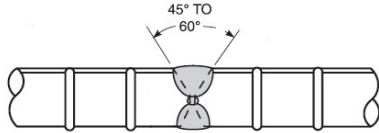


Figura 26: Empalme a tope (referencia [10])

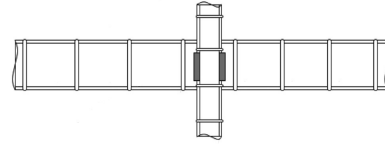


Figura 27: Probeta con cruzeta soldada

Las barras son de acero soldable B450C ($CE \leq 0.5$ según expresión de la ISO 17660) de acuerdo con lo siguiente:

Tabla 2: Propiedades mecánicas acero B450C

Tensión de fluencia nominal	Tensión de fluencia real / Tensión de fluencia nominal	Tensión última nominal / Tensión de fluencia nominal	Tensión última nominal / Tensión de fluencia nominal	Alargamiento mínimo A_{gt}^7
450 MPa	≤ 1.20	≥ 1.15	≤ 1.35	8 %

Los procesos de soldadura empleados son SMAW (electrodo con tensión a la rotura especificada de 490 MPa), GMAW (electrodo con tensión de rotura de 480 MPa) y soldadura a gas. Luego de algunos ensayos preliminares en probetas soldadas mediante soldadura a gas, se descarta este proceso por ser inadecuado para el propósito de la investigación. Los ensayos cíclicos son de amplitud constante de 2% con relación de aspecto L/D igual a 6 con el fin de restringir el pandeo.

Riva et al (2001) exponen que lo esperable en caso de falla de la soldadura, es que la resistencia y ductilidad, tanto del refuerzo longitudinal como transversal, no se vea afectado drásticamente. Otro aspecto relevante por dilucidar es hasta qué punto se puede considerar que la soldadura es una soldadura aceptable. Ocurre que soldaduras con demasiada resistencia pueden provocar la falla del estribo antes que la de la soldadura. De darse este escenario el confinamiento disminuye y el efecto del pandeo es mayor (al fallar el estribo aumenta el largo en el cual el refuerzo longitudinal puede pandearse).

Es entonces que se construye un grupo de probetas (de las que simulan el estribo soldado) para ser sometidas a ensayos de resistencia al corte de la soldadura (figura 28). Una parte de estas se construye según lo especificado anteriormente y la otra tiene la particularidad de que los puntos de soldadura tienen una mayor extensión (2 a 4 veces lo establecido en ISO 17660). Los resultados muestran que la falla se caracteriza por el desprendimiento de la soldadura con la excepción de dos casos donde se observó el doblado del estribo al punto de casi fallar. En esos dos casos la soldadura era de mayor extensión que lo común.

Para los ensayos de tracción se observó lo siguiente en ambos diámetros estudiados:

⁷ El parámetro A_{gt} corresponde al alargamiento en el punto de carga máxima y no en el punto de rotura como es común.

- las probetas soldadas según SMAW y GMAW exhiben valores de tensión de fluencia, resistencia a la tracción y elongación comparables con las barras de referencia sin soldadura.



Figura 28: Esquema ensayo de resistencia al corte de la soldadura

- no hay diferencias importantes entre los resultados de probetas soldadas según las distintas técnicas.
- solo algunas probetas fallaron en la zona de soldadura o ZAT (probetas con soldadura de mayor extensión) y en ninguna se desprendió la barra transversal.

En efecto las técnicas de soldadura adoptadas implican apenas un pequeño impacto en el material base. Como el proceso de soldadura toma solo unos pocos segundos en generar el punto de soldadura, el aporte de energía es bastante limitado y no suficiente para provocar grandes cambios metalúrgicos ni en la zona de soldadura, ni en la ZAT. Esto último es confirmado por observaciones en el microscopio.

Para los ensayos cíclicos las probetas soldadas según SMAW y GMAW entregan datos con bastante dispersión, sin embargo, el menor número de ciclos para barras de 24 mm soldadas es igual al mayor número de ciclos de las probetas de control, y el menor número de ciclos para barras soldadas de 16 mm es siempre mayor al menor número de ciclos de las probetas de control. Además y considerando los resultados para ambos diámetros, se observa que la carga máxima apenas se ve afectada por la soldadura (mayor diferencia de ~5%).

Se establece finalmente que la unión de estribos y refuerzo longitudinal mediante puntos de soldadura llevados a cabo correctamente (según norma ISO 17660) por procesos SMAW o GMAW podría practicarse en regiones sísmicas. En tanto que los resultados en probetas soldadas de empalme a tope evidencian la pérdida de ductilidad del material por efecto de la soldadura, siendo la vida a la fatiga considerablemente menor en comparación a las probetas de control.

Eom et al. (2013) desarrollan un método de prefabricación orientado a disminuir los costos y tiempos de construcción. Este incluye el uso de conectores mecánicos, anclajes mecánicos, empalmes soldados y puntos de soldadura entre estribos y refuerzo longitudinal.

Para ello construyen 4 conexiones viga-columna (2 interior y 1 exterior según el método desarrollado, y 1 interior de manera tradicional), las cuales se someten a cargas cíclicas para evaluar su desempeño sísmico. El diseño de las probetas se hace según los requerimientos del ACI 318-08. El acero usado es soldable ($CE \leq 0.5$ según expresión de la ISO 17660) con tensión de fluencia y resistencia especificadas de 500 MPa y 620 MPa respectivamente. La soldadura se efectúa según la norma KS B ISO 17660-1:2007 (norma ISO 17660 adoptada por Corea del Sur).

A continuación, se presentan algunas figuras con los detalles del método de prefabricación desarrollado por Eom et al. (2013).

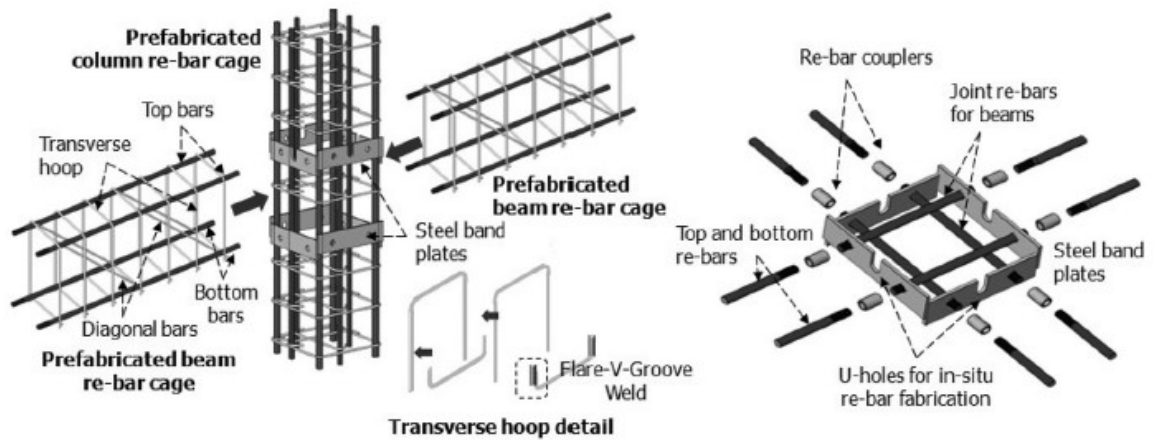


Figura 29: Detalles del método de prefabricación para un conexión interior

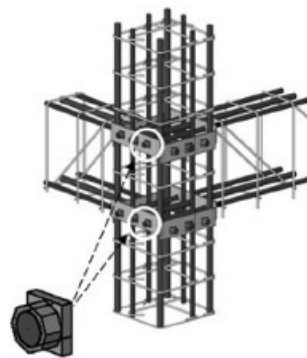


Figura 30: Anclaje mecánico en una conexión exterior

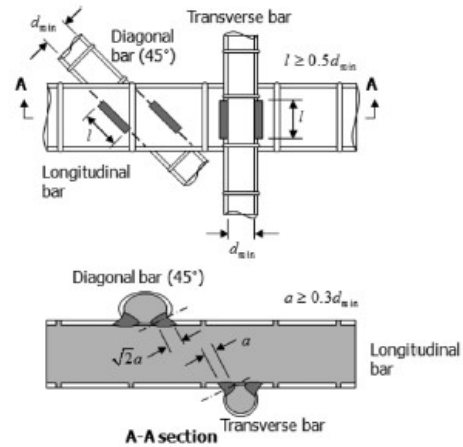


Figura 31: Soldadura por punto entre estribos y refuerzo longitudinal

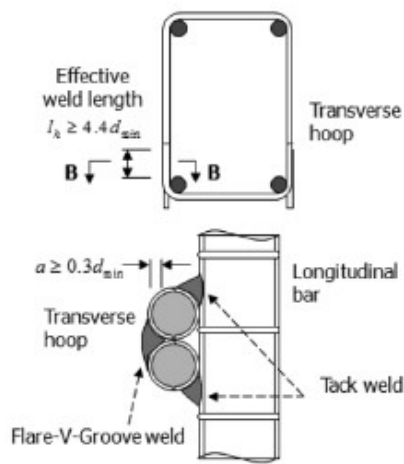


Figura 32: Detalle de empalmes soldados

Los resultados de los ensayos permiten concluir que la performance estructural de las conexiones construidas según el método de prefabricación desarrollado, incluyendo la capacidad de carga, la capacidad de deformación y la capacidad de disipación de energía es comparable con la de la probeta construida de manera tradicional. Además, satisface los criterios de aceptación para marcos de momento basados en ensayos estructurales del ACI 374.1-05.

Con respecto a la soldadura de barras en las zonas de rótula plástica se sostiene que no tiene un efecto perjudicial en la performance estructural de las probetas. La fractura de barras en las vigas de las conexiones

reforzadas según el método desarrollado se dio para la misma deriva que para las reforzadas de manera tradicional. La fractura de barras en la rótula plástica de la viga se produjo por el fenómeno de fatiga de bajos ciclos luego de la pérdida de recubrimiento, más que por efecto de la soldadura.

Finalmente expresan que dada la prohibición del ACI 318-08 de soldar barras de refuerzo, en particular en zonas de posible rótula plástica, se requieren estudios adicionales del efecto de la soldadura en barras de refuerzo.

6. Estudio Experimental

Mediante la máquina universal del Departamento de Ingeniería Civil de la Universidad de Chile se realizaron los ensayos experimentales de tracción y cíclicos. Para ensayos que requieren deformar probetas en tracción (ensayo de tracción monotónica o ensayo cíclico), se deben instalar mordazas hidráulicas para sujetar estas y evitar su deslizamiento. Las mordazas tienen una capacidad nominal de 30 toneladas y se recomienda que las barras se empotren al menos 7.5 cm. La máquina alarga o comprime las probetas gracias a un pistón hidráulico conectado a la mordaza inferior que impone los desplazamientos deseados (figura 33).

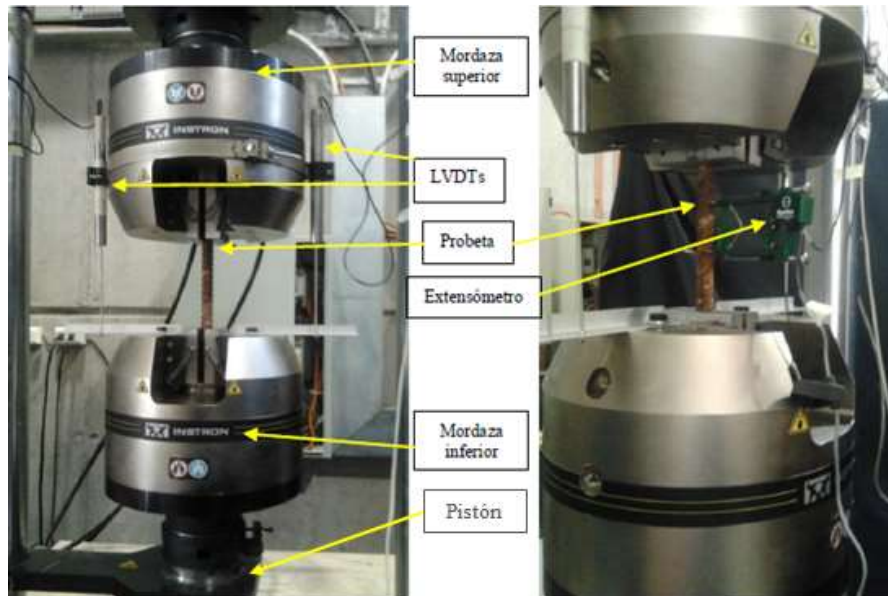


Figura 33: Montaje Experimental

Como se anticipó, los ensayos consisten principalmente en someter las probetas a tracción y a cargas cíclicas de tracción y compresión con amplitudes de deformación constantes controladas en el rango plástico. Inicialmente se pretendía trabajar con 2 niveles de amplitud; $\pm 2\%$ para simular sollicitaciones sísmicas medianas y $\pm 4\%$ para simular sollicitaciones sísmicas severas, a pesar de que éstas no necesariamente causan deformación en tracción y compresión de igual amplitud. Desafortunadamente la máquina sufrió un desperfecto técnico por lo que finalmente solo se trabajó con $\pm 4\%$.

Los valores de desplazamientos y cargas obtenidos en los ensayos son registrados mediante la Máquina Universal, con lo que éstos pueden ser procesados para su posterior análisis. Sin embargo, los desplazamientos registrados por la máquina no son reales, ya que éstos consideran la deformación experimentada por todo el sistema incluyendo las mordazas, por lo que se incorporan al montaje experimental sensores externos para obtener mediciones de la deformación más precisas: un extensómetro para los ensayos de tracción, y dos LVDT (sensor para medir desplazamientos lineales) además de una cámara de alta resolución, para los ensayos cíclicos. En la figura 33 se muestra el montaje experimental incluyendo la máquina universal y sensores.

Los valores entregados por los sensores como también por la máquina tienen unidades de voltaje, por lo que deben ser calibrados para obtener la deformación y la carga en las unidades deseadas, multiplicándolos por una constante.

6.1. Probetas

Se dispone inicialmente de acero de refuerzo de H.A. A630 con soldabilidad garantizada (según NCh 3334:2014) de diámetros 10 mm, 12 mm y 16 mm en rollo (deben enderezarse para ser usadas) y 22 mm en barras. Los diámetros ensayados corresponden a 16 mm y 22 mm. Las barras de diámetro 10 mm y 12 mm se cortan en fragmentos de 100 mm para ser soldadas a las barras de diámetro 16 mm y 22 mm mediante un punto de soldadura, quedando un ángulo de 90° entre los fragmentos de 100 mm y las barras (figura 34). Con esto se busca simular un estribo soldado a una barra longitudinal. A las barras de 16 mm se le sueldan fragmentos de 10 mm y a las barras de 22 mm se le sueldan fragmentos de 12 mm. Según el número de fragmento soldados, su largo o su relación de aspecto las probetas son sometidas a ensayos de tracción monotónico o a ensayos cíclicos de amplitud constante.

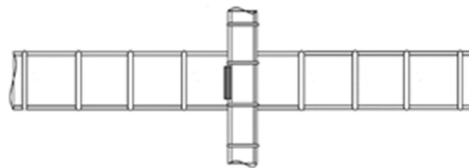


Figura 34: Fragmento de barra soldado a barra longitudinal

Las probetas fueron soldadas por un soldador calificado en las instalaciones de una maestranza de acero estructural. Es importante señalar que para ningún caso se aplicó un calentamiento previo a la operación de soldadura. El procedimiento de soldadura fue el siguiente:

- Sistema de soldadura:
 - o MIG tubular con protección gaseosa o FCAW-G
- Características Eléctricas:
 - o Método de transferencia globular.
 - o Corriente continua con electrodo conectado al terminal positivo (CCEP), también llamada polaridad inversa.
 - o Amperaje entre 240 y 260 A.
 - o Rapidez de deposición de 37 a 50 cm/min.
 - o Voltaje entre 23 y 25 V.
- Gas protector:
 - o 80% Argón 20% CO₂.
 - o Flujo de salida de 20 lt/min.

- Electrodo:
 - E 71T-1.
 - E por electrodo.
 - 7 por resistencia mínima a la tracción de 70000 psi (sistema inglés) o 490 MPa (sistema métrico)
 - 1 porque es adecuado para soldar en toda posición, si fuera cero sería adecuado solo para soldar en plano
 - T porque se trata de un alambre tubular con núcleo fundente
 - 1 por características de corriente y polaridad
 - Diámetro 1,6 mm

Posterior a la operación de soldado se le hace una inspección visual a la probeta procurando que no existan grietas y que el punto de soldadura cumpla con la geometría exigida por la ISO 17660. De lo contrario se descarta la probeta.

6.1.1. Probetas de ensayo a tracción

Para este tipo de ensayos se fabrican probetas con 2 o 3 fragmentos soldados (figuras 35 y 36 respectivamente). Las dimensiones son tales que el largo entre mordazas (largo libre) sea de 210 mm. Se disponen adicionalmente probetas sin soldaduras para efectos de poder comparar y ver los efectos de la soldadura. Cada tipo de probeta tiene 2 ejemplares (tabla 3).

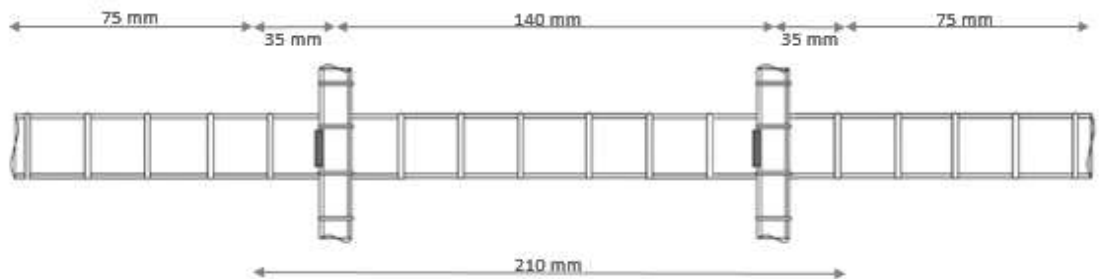


Figura 35: Probeta con 2 fragmentos soldados

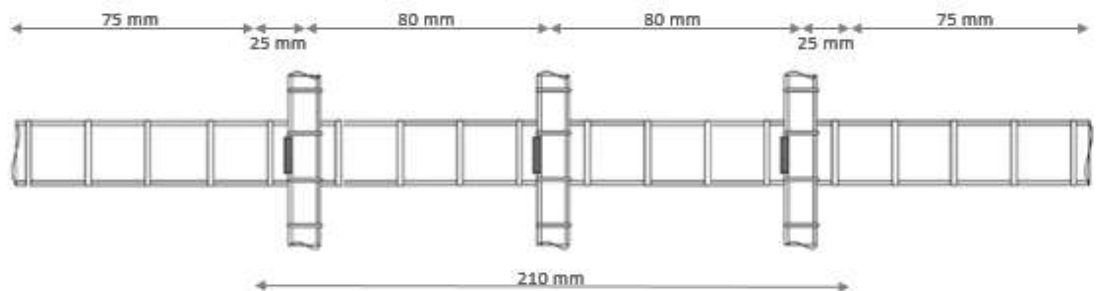


Figura 36: Probeta con 3 fragmentos soldados

Tabla 3: Matriz de ensayos de tracción

Longitudinal	2 fragmentos soldados	3 fragmentos soldados	Sin fragmentos soldados
16 mm	2	2	2
22 mm	2	2	2

Las probetas se identifican según el siguiente código: una primera letra “p” corresponde a probeta. Los dígitos siguientes corresponden al diámetro de la barra ensayada (16 o 22). Si luego sigue una “s” entonces se trata de una probeta con puntos de soldadura. Si sigue una “p” entonces es una probeta lisa que se utiliza como probeta de control. Para las probetas con soldadura el dígito siguiente a la letra “s” corresponde al número de puntos de soldadura (hay probetas con 2 puntos de soldadura o 3). Para estas mismas existe un último dígito que corresponde al número de ensayo (1 o 2). De esta manera y a modo de ejemplo, la probeta “p16s31” es la probeta de diámetro 16 con 3 puntos de soldadura y es la primera de las 2 probetas de diámetro 16 con 3 puntos de soldadura.

6.1.2. Probetas para ensayo cíclico

La configuración de las probetas para los ensayos cíclicos es tal que a la mitad del largo ensayado existe un fragmento de barra soldado. Se dimensionan de manera tal que el largo libre sea igual a 6 veces el diámetro de la probeta ensayada (figuras 37 y 38). Esta relación de aspecto obedece a los requerimientos del ACI 318-14 en cuanto a separación máxima de estribos en vigas y columnas de marcos especiales resistentes a momento y muros estructurales especiales, con el fin de restringir el pandeo del refuerzo longitudinal luego de la pérdida de recubrimiento. Además, y con el fin de contrastar los resultados en probetas soldadas, se dispone de probetas sin crucetas soldadas pero que guardan la misma relación de aspecto. Cada tipo de probeta posee 2 ejemplares (tabla 4).

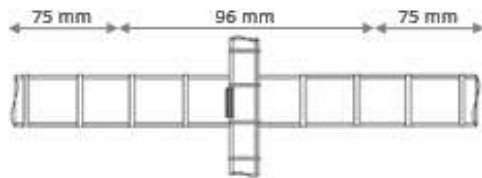


Figura 37: Probeta de 16 mm para ensayo cíclico.

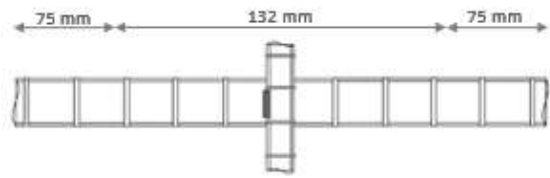


Figura 38: Probeta de 22 mm para ensayo cíclico.

Tabla 4: Matriz de ensayos cíclicos

Longitudinal	cíclico $\pm 2\%$ con soldadura	cíclico $\pm 4\%$ con soldadura	cíclico $\pm 2\%$ sin soldadura	cíclico $\pm 4\%$ sin soldadura
16 mm	2	2	2	2
22 mm	2	2	2	2

No fue posible realizar todos los ensayos de la tabla 4 por un desperfecto técnico que sufrió la Máquina Universal. No se realizó ningún ensayo cíclico en barras de 22 mm. En barras de 16 mm se realizaron los ensayos en los 2 niveles de amplitud de deformación para las barras sin soldadura y a $\pm 4\%$ para las barras con soldadura. Estos 2 últimos ensayos se realizaron de manera diferente. El procedimiento para estos últimos 2 ensayos se detalla en la sección 6.2.2. Ensayos cíclicos, y se le denomina ensayo cíclico no convencional (nc).

Las probetas se identifican según el siguiente código: una primera letra “p” corresponde a probeta. Los siguientes 2 dígitos corresponden al diámetro de la barra ensayada (16). Luego sigue una “a” acompañada de un dígito, que corresponde a la amplitud de deformación que se le impone a la barra. Si después de ese dígito sigue una “s” entonces se trata de una probeta con soldadura. Finalmente, a las probetas que fueron sometidas al ensayo cíclico no convencional se les agrega “nc”. De esta manera y a modo de ejemplo, la probeta “p16a42snc” es la segunda probeta soldada de diámetro 16 sometida a un ensayo cíclico no convencional de amplitud ± 4 .

6.2. Ensayos

6.2.1. Ensayos de tracción

El montaje para los ensayos de tracción se esquematiza en la figura 39. Se instrumenta la probeta con un extensómetro, el cual se quita cuando la probeta alcanza un poco más del 1% de deformación (según la máquina universal).

A continuación, se presenta una gráfica de la tensión en función de la deformación para una probeta de diámetro 16 sin soldadura, según la máquina universal y el extensómetro, desde el inicio del ensayo hasta que se saca el extensómetro.

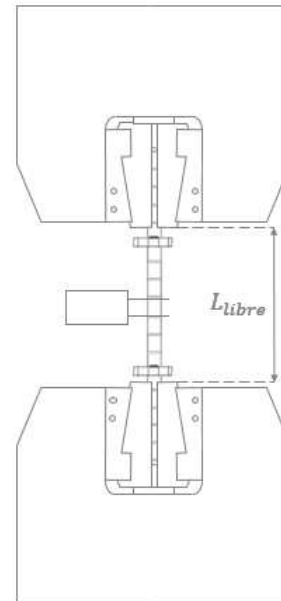


Figura 39: Montaje ensayo a tracción

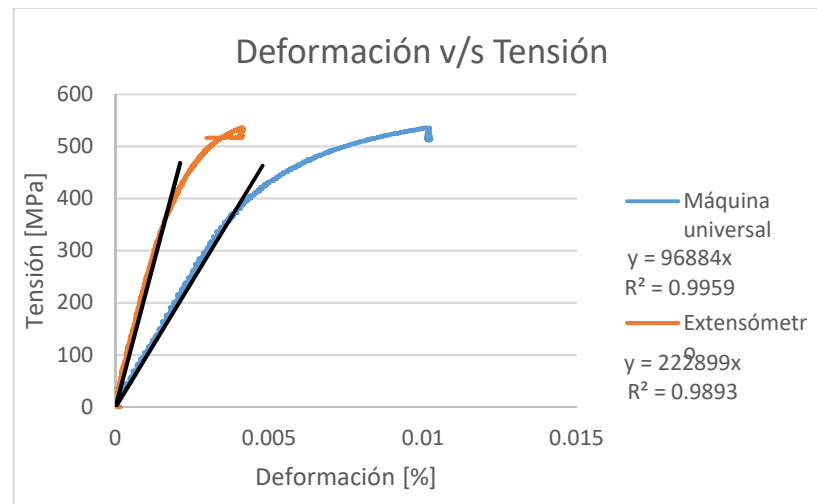


Figura 40: Curva de deformación v/s tensión hasta extracción del extensómetro

Se observan notorias diferencias en las mediciones del extensómetro y la máquina con respecto al módulo de elasticidad de la probeta, por ello es necesario ajustar los valores entregados por la máquina según lo entregado por el extensómetro, dado que éste último aporta mediciones más reales al estar fijado a la misma probeta.

Se ajusta entonces el módulo de elasticidad obtenido con la curva de la máquina universal de manera que éste coincida con el obtenido utilizando el extensómetro, con ello las deformaciones de la máquina son corregidas utilizando la ecuación siguiente:

$$\varepsilon_{real} = \varepsilon_{máquina} - \frac{\sigma \cdot (E_{extensómetro} - E_{máquina})}{E_{extensómetro} \cdot E_{máquina}}$$

Esta ecuación asume una correlación lineal entre la corrección sobre la medición de la máquina universal y la tensión. Esta corrección se asume válida debido a que, en primer lugar, las diferencias observadas en la figura 40 se atribuyen a una deformación en las mordazas producto de la carga aplicada sobre las barras, la cual no es posible detectar únicamente con el uso del extensómetro. Luego es razonable que la corrección esté relacionada con la tensión y no con la deformación que sufra la probeta.

Se efectuó esta corrección por rigidez inicial para todos los ensayos sobre barras de 16 mm y 22 mm, si el extensómetro no fue utilizado durante un ensayo o si el valor entregado por éste refleja problemas de adherencia en él, se utiliza el valor nominal del módulo de elasticidad del acero igual a 200.000 MPa. En general las mediciones obtenidas utilizando el extensómetro tienen una diferencia menor del 11% respecto al valor nominal del módulo de elasticidad, aunque en 3 ensayos las diferencias fueron mucho mayores (hasta 27%). En estos casos se optó por tomar como módulo de elasticidad, el módulo nominal (200.000 MPa).

Dado lo anterior se puede considerar esta metodología como aceptable, ya que el módulo de elasticidad obtenido con extensómetro posee una diferencia porcentual baja con respecto al valor nominal del módulo de elasticidad del acero, teniendo entonces que es una buena aproximación utilizar este último valor para realizar la corrección, para cuando no se dispone del extensómetro o los datos entregados no son consistentes con la realidad.

A continuación, se presentan los resultados de los ensayos de tracción.

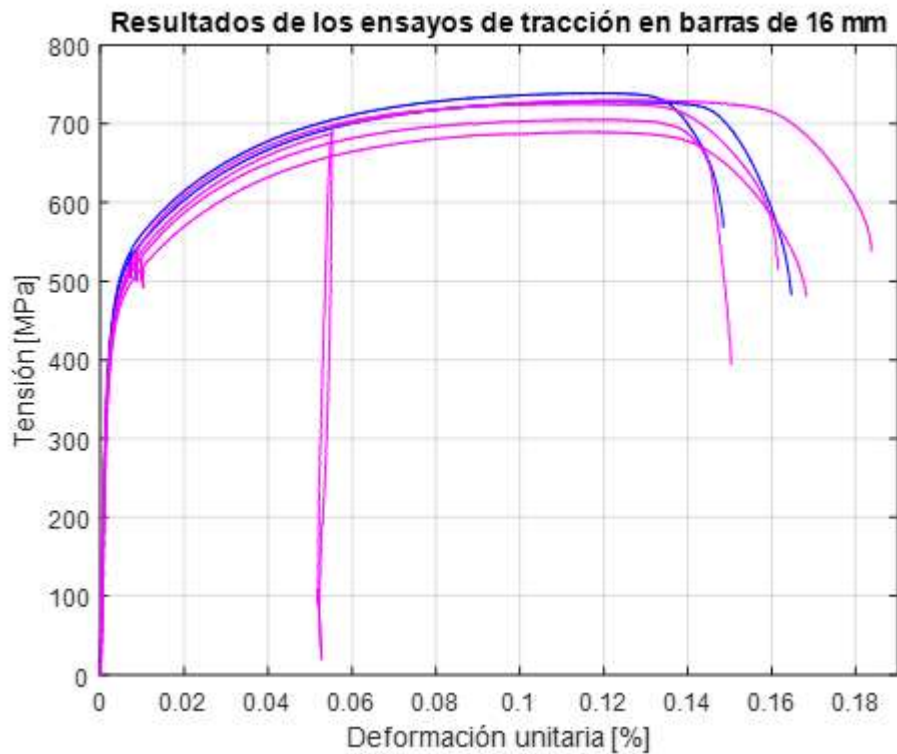


Figura 41: Curvas de tensión v/s deformación para barras de 16 mm.

En la figura 41 se aprecian las curvas de tensión/deformación de los ensayos de tracción en barras de 16 mm. En azul las curvas de barras de control (sin soldadura) y en rosado las curvas de barras con crucetas soldadas. Se puede ver que las curvas no evidencian un *plateau* de fluencia claro. Esto se debe a que al provenir de un rollo y ser posteriormente enderezadas, estas pierden esa característica, aunque sin perder la ductilidad que se requiere para el refuerzo de hormigón armado. Por ello la determinación de la tensión de fluencia (valor R figura 42) se hace con el *Offset Method* según ASTM A370-17. Este indica que la tensión de fluencia corresponde a la ordenada (R figura 42) del punto donde se intersectan (r en la figura 42) la curva de tensión/deformación y la recta con pendiente igual al módulo de elasticidad de la barra (recta mn figura 42) y que pasa por el punto de coordenadas (m , 0). El valor de m corresponde al *Offset* especificado y suele tomarse como 0.002. Adicionalmente se puede ver una caída abrupta de tensión (hasta cero) en una de las curvas. Esto se debe a que para aquel ensayo la máquina sufrió un desperfecto técnico que provocó que el ensayo se detuviera y que el programa desde el cual se controla la máquina se cerrara también de manera repentina. Por lo tanto, hubo que reiniciar el programa para retomar el ensayo desde donde quedó.

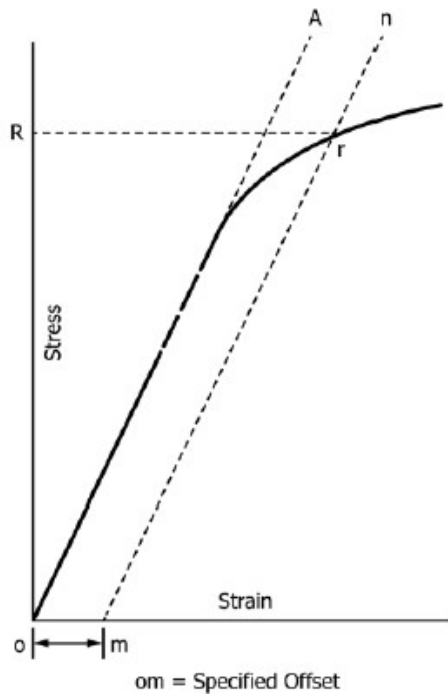


Figura 42: Método Offset

Adicionalmente se presenta una foto donde se puede ver en qué lugar falló cada probeta con soldadura (Figura 43).

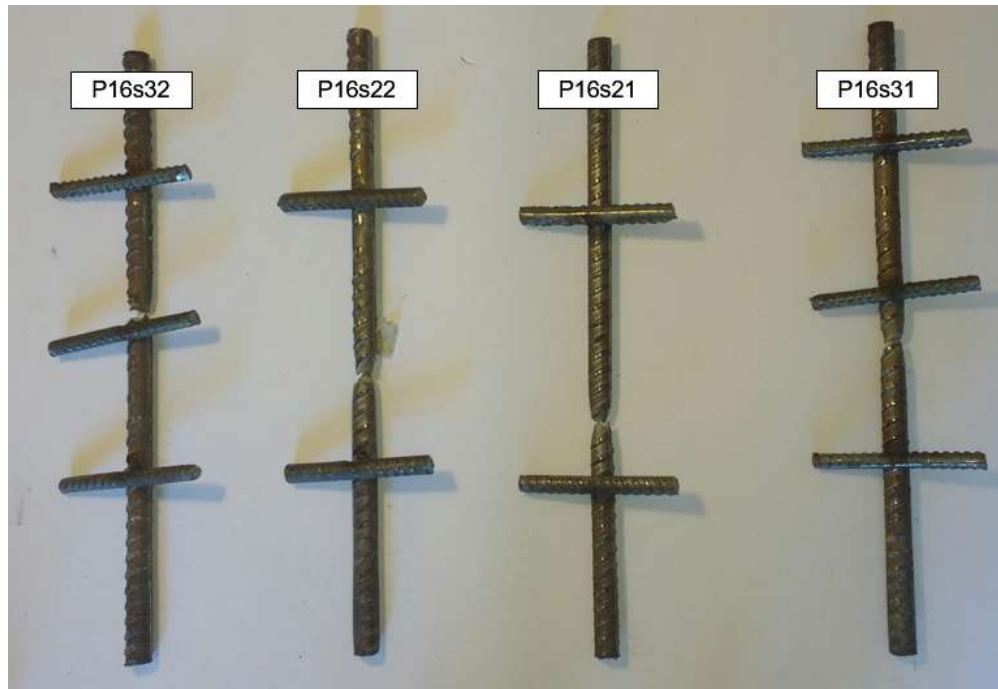


Figura 43: Zona de falla de probetas de 16 mm soldadas.

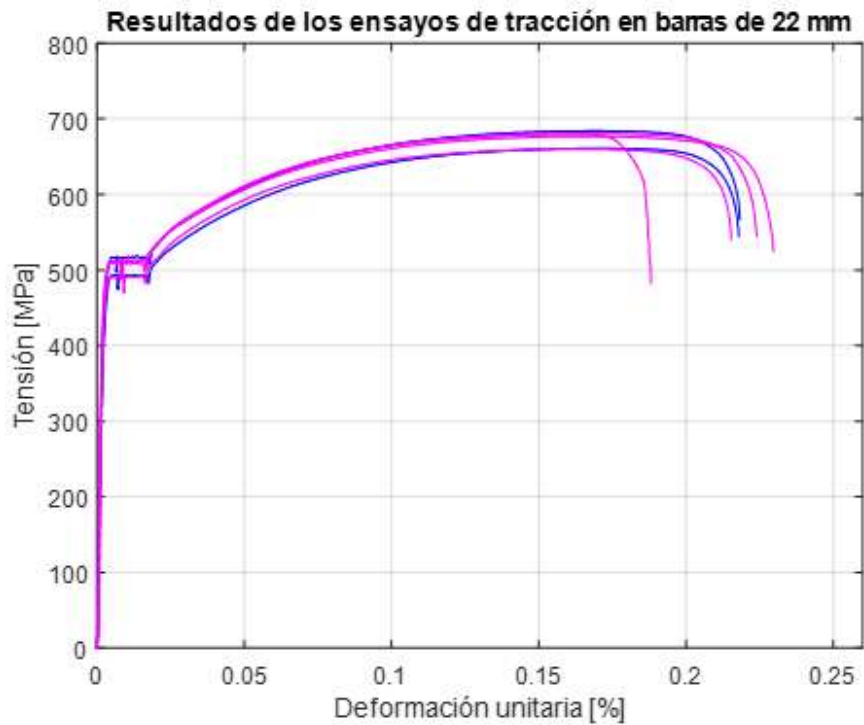


Figura 44: Curvas de tensión v/s deformación para barras de 22 mm.

En la figura 44 se aprecian las curvas de tensión de los ensayos de tracción en barras de 22 mm. En azul las curvas de barras de control (sin soldadura) y en rosado las curvas de barras con crucetas soldadas. Adicionalmente se presenta una foto donde se puede ver en qué lugar falló cada probeta con soldadura (Figura 45).

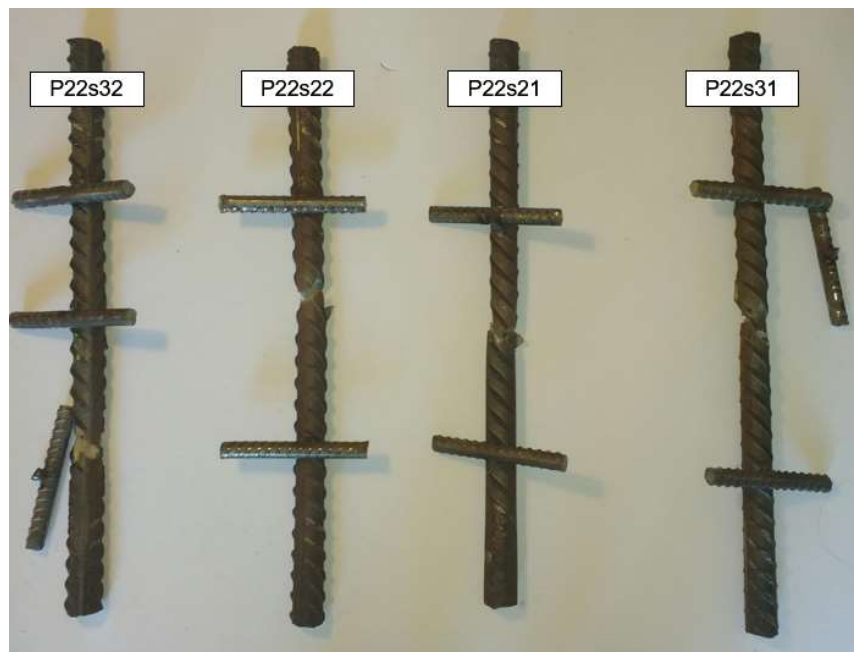


Figura 45: Zona de falla de probetas soldadas de 22 mm.

Finalmente se presenta una tabla resumen notando que la deformación última se obtiene de las curvas de tensión deformación para cuando la tensión cae abruptamente y la probeta falla.

Tabla 5: Resumen ensayos de tracción.

Probeta	Tensión de Fluencia [MPa]	Tensión Última [MPa]	Deformación Última [%]	Zona de fractura
p16p1	493	740	14.85	-
p16p2	487	729	16.47	-
Promedio	490	734	15.66	-
p16s21	456	691	16.82	Entre estribos
p16s22	466	726	16.16	Entre estribos
p16s31	460	731	18.37	Entre estribos
p16s32	461	706	15.04	En soldadura estribo central
p22p1	517	684	21.83	-
p22p1	492	661	21.78	-
Promedio	504.5	673	21.805	-
p22s21	508	678	22.98	Entre estribos
p22s22	489	660	21.52	Entre estribos
p22s31	512	681	22.4	En soldadura estribo central
p22s32	510	680	18.81	En soldadura estribo inferior

6.2.2. Ensayos cíclicos

El montaje para los ensayos cíclicos se esquematiza en la figura 46. En él se incluyen 2 LVDT; uno de cada lado de las mordazas. El vástago se fija en una placa que a su vez está fijada en la parte superior de la mordaza inferior. El cilindro se fija a un costado de la mordaza superior. Adicionalmente se instala una cámara fotográfica de alta resolución con el fin de obtener deformaciones en la misma barra. Para ello se deben marcar las probetas cerca de los extremos del largo libre, de forma que al procesar las fotos sea posible identificar las marcas con la ayuda de una rutina en MATLAB (figura 47).

De manera automática, se toman fotos cada 5 segundos mediante el software controlador de la cámara, iniciándose este proceso antes del comienzo del ensayo y para tener al menos 4 fotos de la probeta sin deformación. Se configura la velocidad de ensayo en 10 mm/min y la pausa en los picos de manera que se tengan al menos 2 fotos de la barra en sus máximas o mínimas deformaciones.

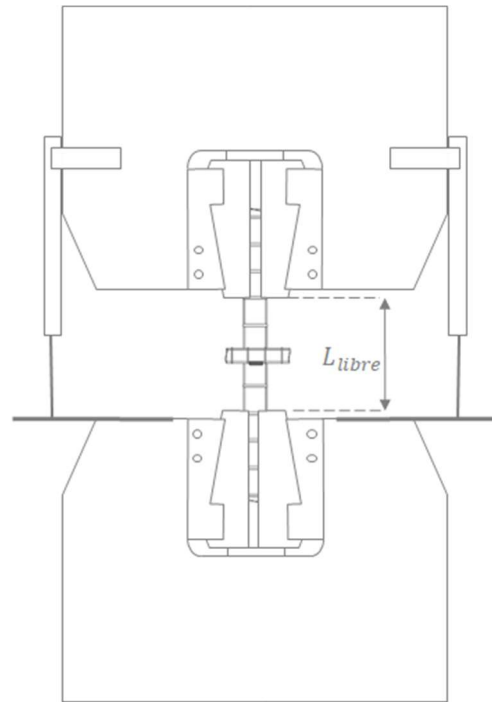


Figura 46: Montaje ensayo cíclico

Si bien en este caso la probeta no tiene adherido un extensómetro, las deformaciones calculadas según las mediciones obtenidas de los LVDT se corrigen por rigidez inicial, tomando como valor del módulo de elasticidad 200.000 MPa.

La idea de obtener deformaciones mediante fotogrametría es poder corregir las deformaciones calculadas con los desplazamientos entregados por los LVDT según los desplazamientos obtenidos del proceso de fotogrametría.

Para cada foto, la rutina en MATLAB identifica los píxeles rosados de cada marca y guardar su coordenada "y". Una vez identificados todos los píxeles y teniendo su coordenada vertical además de la cantidad de píxeles en cada marca, se puede obtener una coordenada promedio de cada marca. Repitiendo este proceso se tiene la posición de las marcas para cada imagen, pudiendo obtener el largo en píxeles de la barra (resta de las coordenadas promedio de cada marca). Luego restándole a ese largo el largo

inicial (obtenido de una de las fotos sacada antes del inicio del ensayo) y dividiendo todo eso por el largo inicial, se tiene la deformación unitaria de la barra para cada foto.

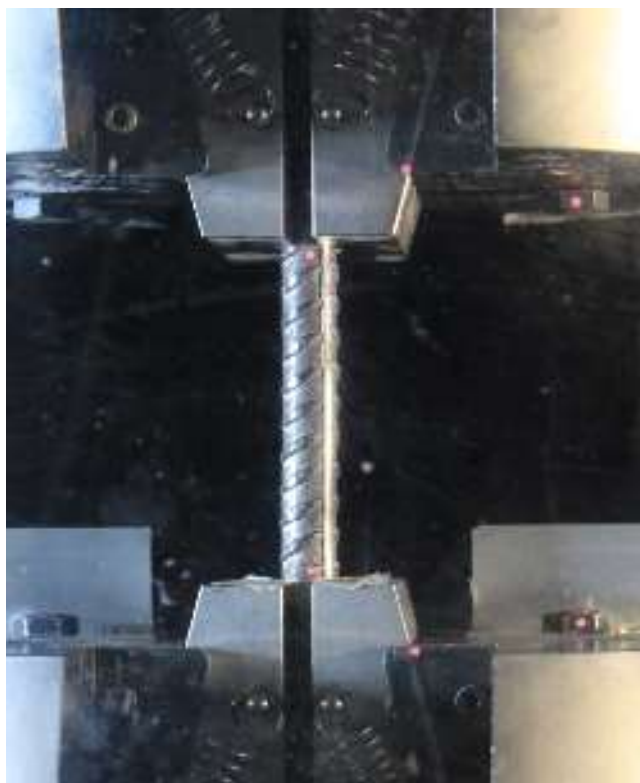


Figura 47: Barra de 16 mm marcada antes de iniciar un ensayo cíclico

En la figura 47 se pueden apreciar (en rosado) las marcas en los extremos de la barra. Adicionalmente se dibujan marcas en otros puntos de las mordazas con el fin de corroborar que las deformaciones obtenidas del proceso de fotogrametría sean reales. En efecto se procesan las fotos de manera de tener las deformaciones entre las marcas en los pernos y entre los puntos en la barra. Los pernos, y por lo tanto las marcas en ellos, se mueven solidariamente con las mordazas al igual que el vástago de los LVDT. Entonces se comparan las deformaciones entre las marcas en los pernos obtenidas según la fotogrametría y las calculadas según los desplazamientos registrados por los LVDT (en particular el del lado derecho); si las curvas tienen pequeñas diferencias, se tiene que lo medido en las fotos refleja la realidad. Así los desplazamientos entre las marcas en la barra obtenidos del procesado de las imágenes entregan las deformaciones reales de la barra durante el ensayo.

El error asociado a este método de cálculo de deformaciones tiene que ver con que la rutina no necesariamente identificara todos o la gran mayoría de los píxeles del punto. Así de una foto a otra la coordenada promedio vertical calculada no estará siempre en el centro de la marca o próxima a ella. En parte esto puede ocurrir porque al moverse los puntos en conjunto con la barra, la luz no los intersecta siempre con el mismo ángulo, pudiendo quedar algún píxel fuera de los rangos establecidos por el filtro. Por otro lado,

conforme avanza el ensayo y producto del pandeo, se va desprendiendo la pintura de las marcas. En los casos más desfavorables esto implicó una sobreestimación o subestimación de la deformación en un 1.5 por mil.

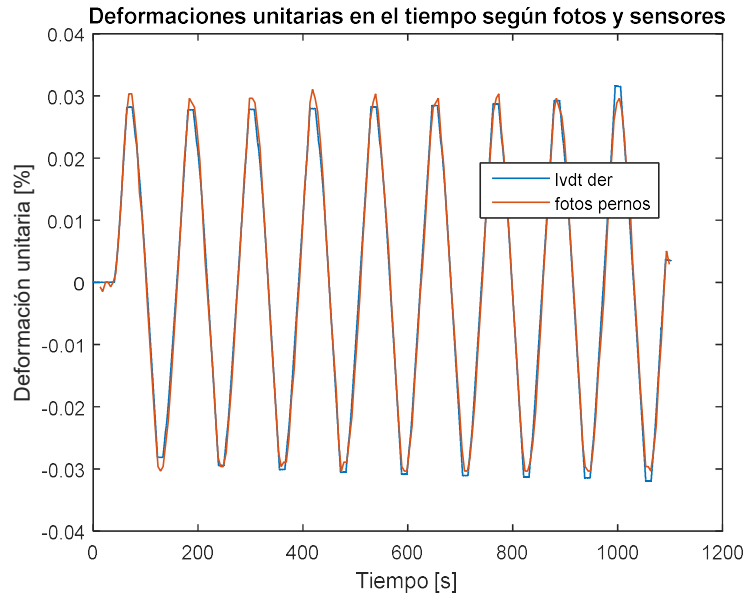


Figura 48: Deformaciones en el tiempo según procesado de fotos para puntos en los pernos y LVDT.

En la figura 48 se aprecia un ejemplo (p16a41) de gráfico de las deformaciones unitarias entre las marcas en los pernos obtenidas del proceso de fotogrametría y del tratamiento de los datos arrojados por el LVDT más cercano a los pernos (derecha). Se puede ver que las diferencias son mínimas, por lo tanto el proceso de fotogrametría entrega resultados consistentes con la realidad.

Por otro lado en la figura 49 se presentan las deformaciones unitarias entre las marcas en la barra obtenidas del proceso de fotogrametría y del tratamiento de los datos arrojados por los LVDT's (se saca un promedio), para la misma probeta p16a41. En este caso se observan las evidentes diferencias entre los resultados de los distintos métodos evidenciándose la necesidad de corregir los resultados calculados según las mediciones del LVDT.

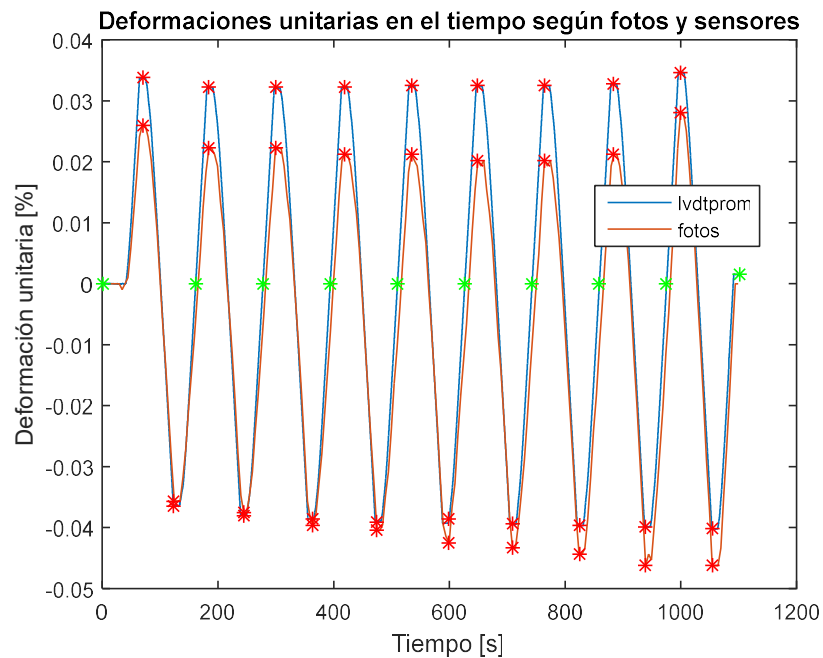


Figura 49: Deformaciones en el tiempo según procesado de fotos para puntos en la barra y LVDT's.

El método de corrección consiste en asumir que la diferencia porcentual entre la deformación máxima en tracción y en compresión, obtenidas con LVDT con respecto al valor de esta mismas deformaciones pero obtenidas con el proceso de imágenes durante cada ciclo, genera una curva de tendencia lineal (como la de la figura 50), mediante la cual es posible corregir según su ecuación las mediciones obtenidas con LVDT, al menos para las mediciones que transcurren entre el estado de deformación máxima en tracción y el estado de deformación máxima en compresión.

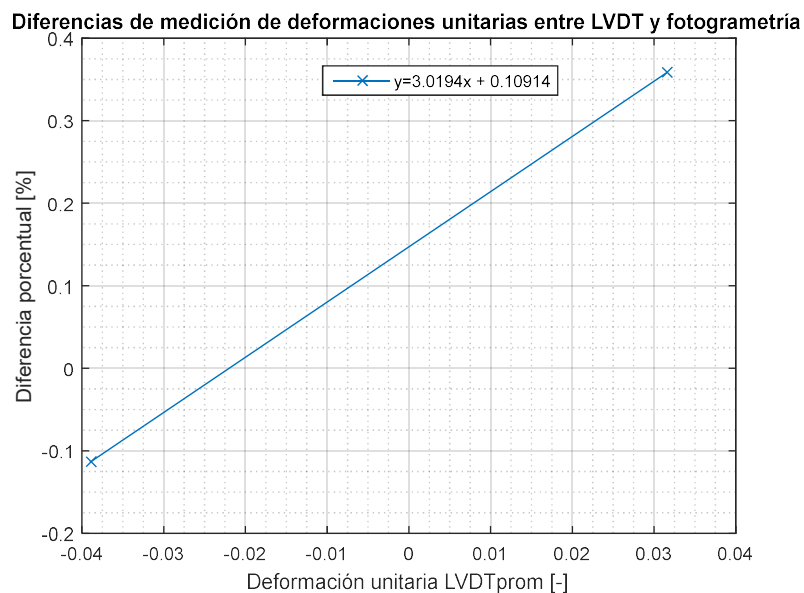


Figura 50: Diferencia porcentual entre métodos de medición de deformaciones.

Con este método se obtiene el siguiente resultado:

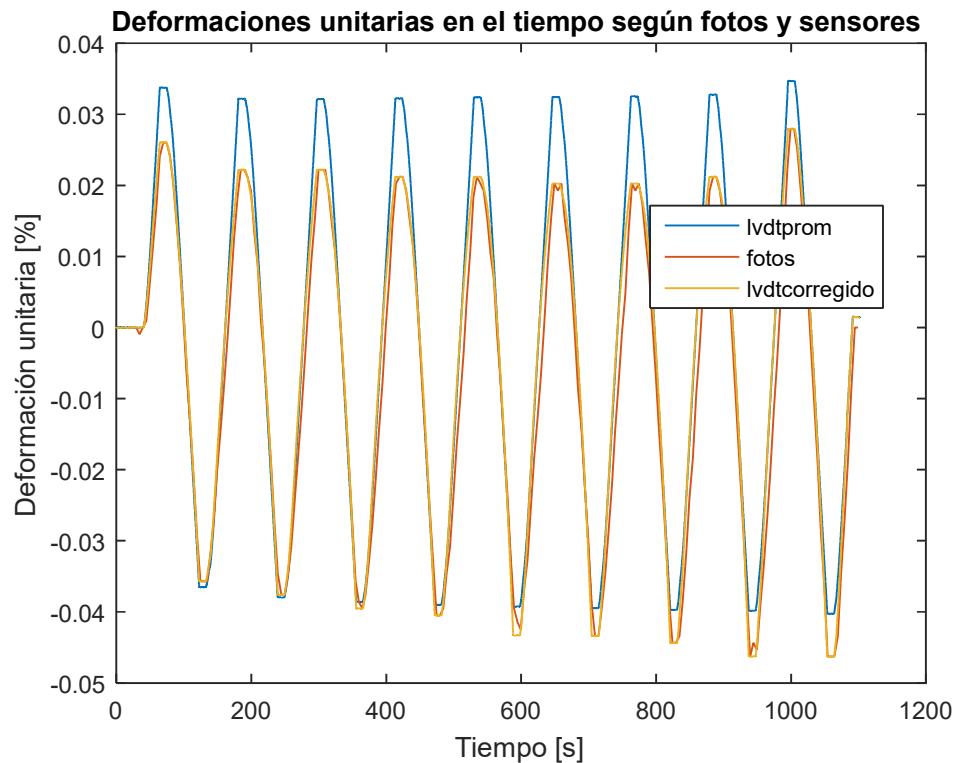


Figura 51: LVDT promedio corregido según fotos

Realizando este proceso para todos los ensayos se obtuvieron los siguientes resultados:

Tabla 6: Resultados ensayos cíclicos convencionales

Probeta	ϵ_a	2Nf	WfT [Mpa]
p16a41	0.0363	16.36	416
p16a42	0.0321	17.8	416
p16a21	0.0146	90.3	829
p16a22	0.0122	162	1287

Se realiza el conteo de los ciclos a la rotura considerando que transcurre un cuarto de ciclo cuando se alcanza la amplitud máxima de deformación desde el instante en que ésta pasa por el origen. El cálculo de energía disipada a la rotura se efectúa integrando numéricamente el área encerrada por las curvas de histéresis.

Ya que al ver las curvas de deformación en función del tiempo no se tiene que las deformaciones máximas y mínimas se mantengan a lo largo del tiempo se procedió a calcular el rango de deformación total, así como la amplitud total de deformación para cada ciclo para ver si estas medidas guardan similitud. Se pudo ver que el rango total de deformación se mantiene casi constante para cada ciclo, y por lo tanto la amplitud total de deformación también. Este fenómeno se observó para todos los ensayos cíclicos.

Entonces la amplitud total de deformación (ϵ_a) para cada ensayo se tomó como el promedio de la amplitud total de deformación para cada ciclo.

Como fue anunciado anteriormente una parte de los ensayos se realizó de manera no convencional por causa del desperfecto técnico de la máquina. El ensayo cíclico no convencional consistió en controlar la máquina de manera manual y no a través del software controlador. El principio fue generar un ensayo cíclico alternando ensayos de tracción y compresión de manera sucesiva hasta que la probeta fallara. Los pasos seguidos fueron los siguientes:

- Paso 1: Tracción de la barra hasta +4% para luego detener el ensayo y que la cámara pudiera tomar al menos 2 fotos.
- Paso 2: Terminar ensayo de tracción, esto es que la máquina vuelve a su cero de desplazamiento. La probeta queda comprimida.
- Paso 3: Compresión de la barra la hasta -4% para luego detener el ensayo y que la cámara pudiera tomar al menos 2 fotos.
- Paso 4: Terminar ensayo de compresión, esto es que la máquina vuelve a su cero de desplazamiento. La probeta queda traccionada.
- Paso 5: Vuelta al Paso 1.

Como no se sabía si este procedimiento entregaría resultados análogos al del ensayo cíclico tradicional también se ensayaron 2 barras sin soldadura de la misma manera que las soldadas. Así en caso de que los resultados no fueran como los del ensayo cíclico tradicional, se tendrían resultados en barras de control para establecer el efecto de la soldadura en la vida a la fatiga de bajos ciclos en barras de refuerzo.

Al intentar este procedimiento en barras de 22 mm la máquina acusaba un problema de capacidad de carga por lo que tampoco fue posible ensayar barras de este diámetro con el procedimiento anterior. Tampoco se ensayaron barras de 16 mm con soldadura a $\pm 2\%$. Esto se explica en el capítulo de análisis.

De manera análoga a los ensayos cíclicos convencionales se toman fotos en estos ensayos para que mediante fotogrametría se puedan obtener deformaciones de manera más acertada en la probeta. Se hace el mismo proceso de comparar las deformaciones obtenidas del LVDT del lado derecho con las deformaciones obtenidas por fotogrametría de las marcas en los pernos de las mordazas.

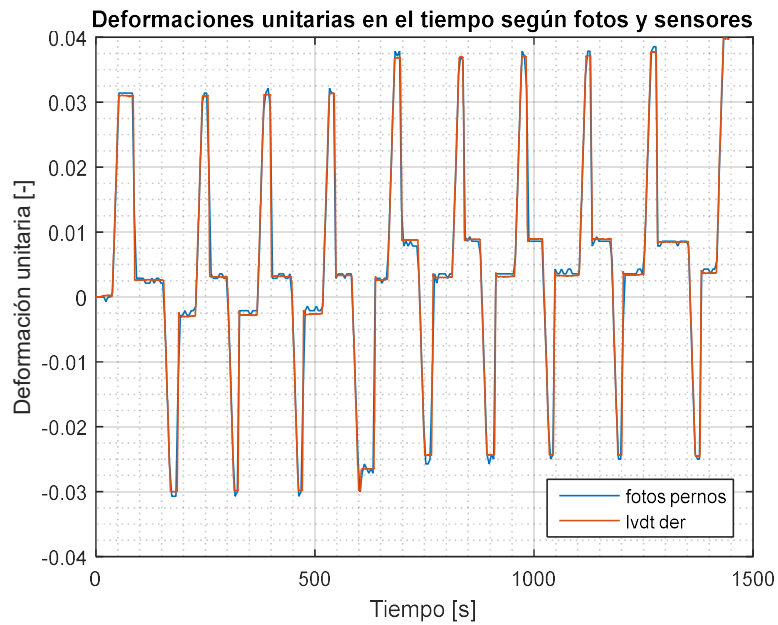


Figura 52: Deformaciones en el tiempo según procesado de fotos para puntos en los pernos y LVDT.

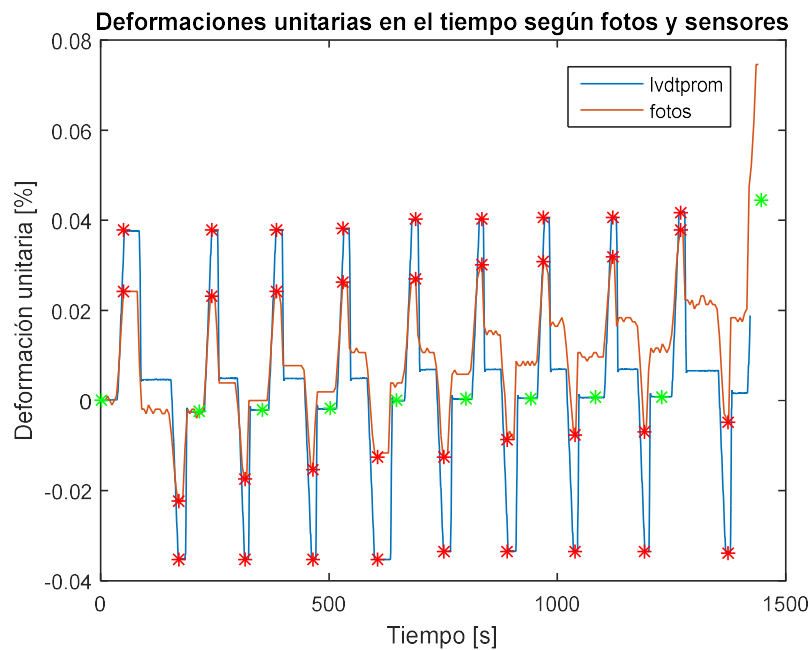


Figura 53: Deformaciones en el tiempo según procesado de fotos para puntos en la barra y LVDT's.

Se efectúa la corrección de las deformaciones obtenidas de los LVDT con las deformaciones obtenidas del proceso de fotogrametría de la misma manera que para los ensayos convencionales. La estimación de la amplitud total de deformación ϵ_a , el conteo de ciclos a la rotura y el cómputo de la energía a la rotura se hace de la misma manera que para los ensayos cíclicos convencionales. Luego se obtienen los siguientes resultados:

Tabla 7: Resumen ensayos cíclicos no convencionales.

Probeta	ϵ_a	2Nf	WfT [Mpa]
p16a41nc	0.0202	18.36	250
p16a42nc	0.0175	16.5	203
p16a41snc	0.0193	20.5	261
p16a41snc	0.0203	20.5	291

Se adjuntan también fotos de las probetas soldadas post-ensayo.



Figura 54: p16a41snc post-ensayo



Figura 55: p16a42snc post-ensayo

7. Análisis de resultados

7.1. Ensayos de tracción

7.1.1. Ensayos de tracción en barras de 16 mm

En la siguiente sección se analizan la variación de la tensión de fluencia, tensión última y deformación última de las barras con crucetas soldadas con respecto a las barras de control. Para ello se generan gráficos para cada una de las propiedades enunciadas anteriormente donde cada probeta se compara con el valor máximo (naranja), mínimo (azul) y promedio (gris) de las probetas de control.

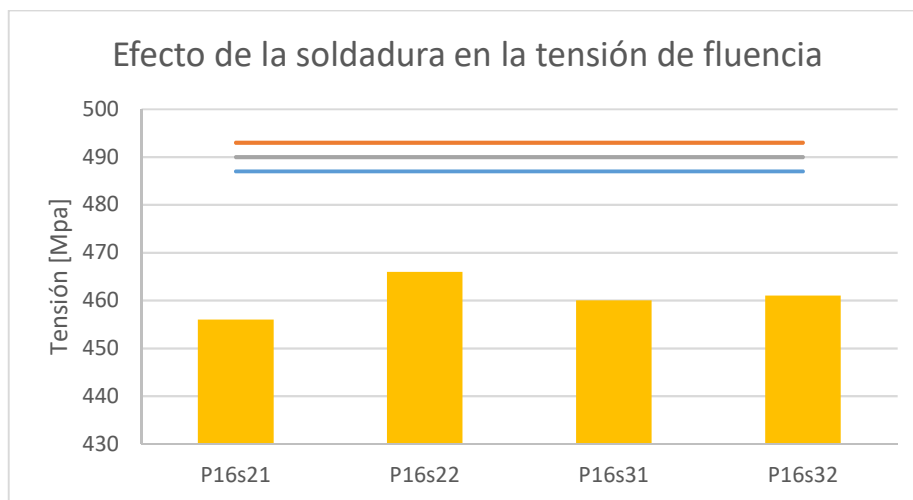


Figura 56: Efecto de la soldadura en la tensión de fluencia para barras de 16 mm.

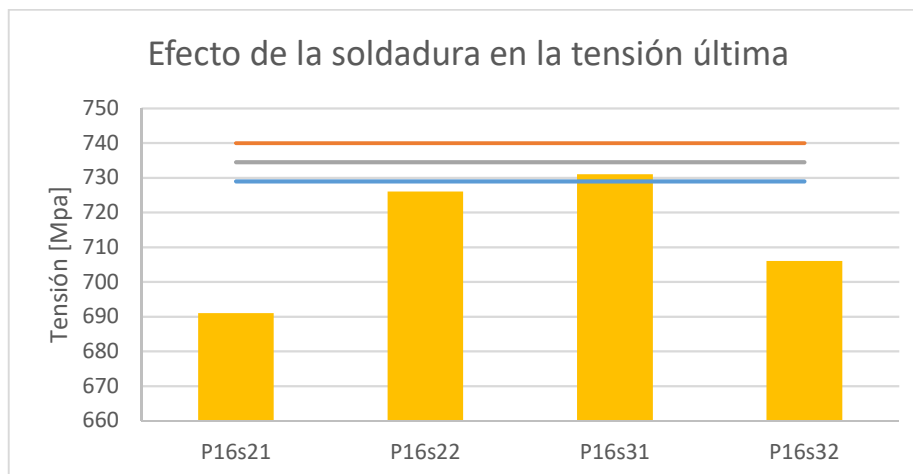


Figura 57: Efecto de la soldadura en la tensión última para barras de 16 mm.

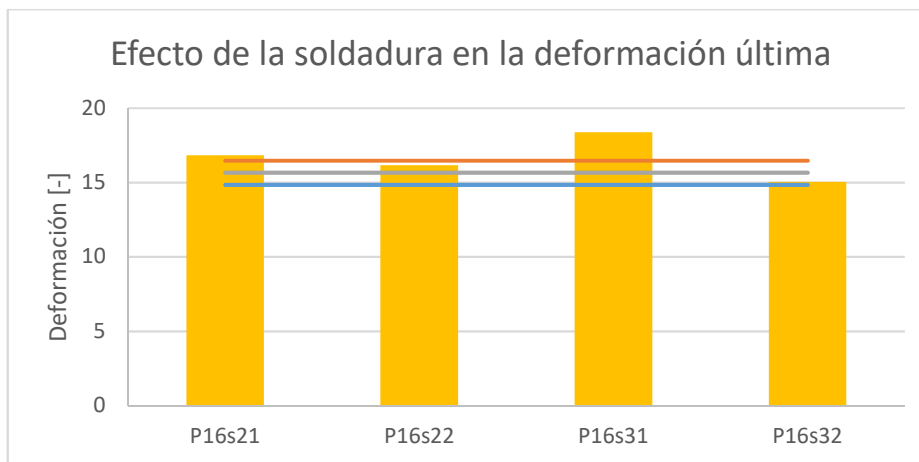


Figura 58: Efecto de la soldadura en la deformación última para barras de 16 mm.

En la figura 55 se observa que todas las probetas soldadas exhibieron tensiones de fluencia levemente menores a las de las barras de control. En efecto la máxima disminución fue de un 6.4% con respecto a la barra de control con menor tensión de fluencia. Fue el caso para p16s21 que falló en la soldadura.

En la figura 56 se puede ver que a excepción de p16s31, todas las probetas desarrollaron tensiones últimas levemente inferiores a las de las barras de control. En el peor de los casos ésta fue de un 5.2% menos que la de la barra con menor tensión última. Esto se dio para p16s21 que falló en la soldadura.

En el caso de la deformación última (figura 57) todas las probetas estuvieron por sobre la probeta de control con menor deformación última.

7.1.2. Ensayos de tracción para barras de 22 mm

El análisis de los ensayos de tracción en barras de 22 mm se hace de la misma manera que el de las barras de 16 mm.

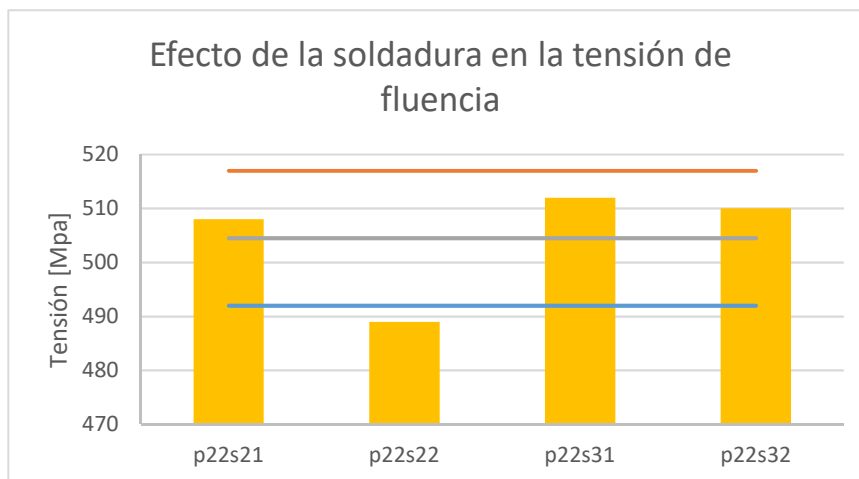


Figura 59: Efecto de la soldadura en la tensión de fluencia para barras de 22 mm.

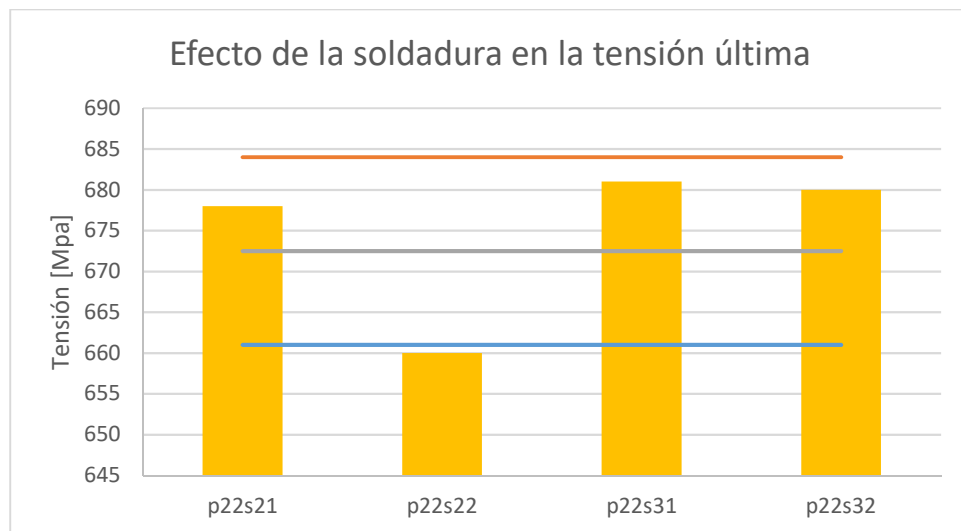


Figura 60: Efecto de la soldadura en la tensión última para barras de 22 mm.

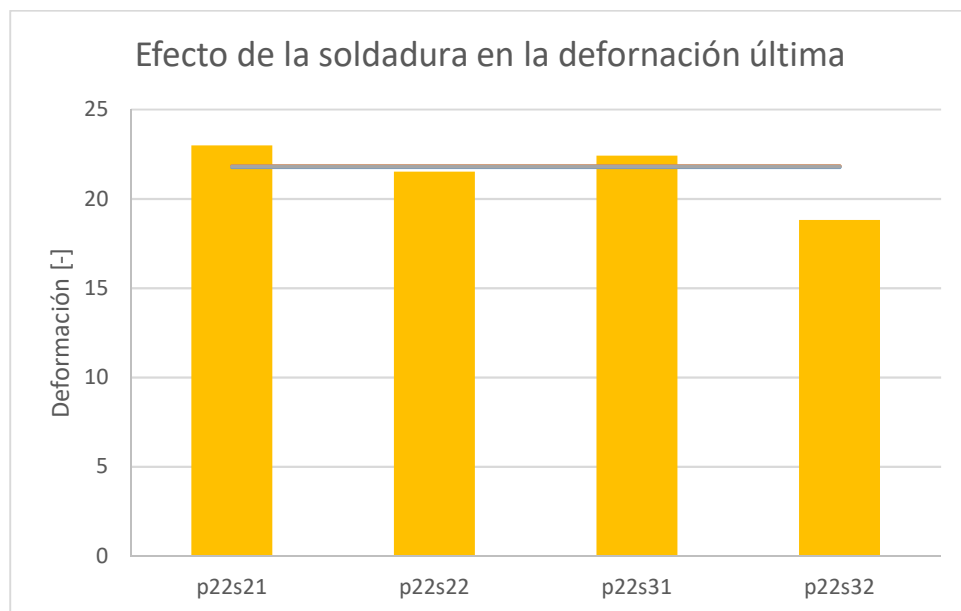


Figura 61: Efecto de la soldadura en la deformación última para barras de 22 mm.

En la figura 58 se observa que salvo p22s22, todas las probetas soldadas exhibieron tensiones de fluencia levemente mayores al promedio de las barras de control. Si bien la tensión de fluencia de p22s22 fue menor que la mínima de las barras de control solo fue un 0.6% menor lo que es algo despreciable.

En la figura 59 se puede ver que a excepción de p22s22, todas las probetas desarrollaron tensiones últimas levemente superiores al promedio de las barras de control. Ahora bien, la tensión última de p22s22 solo fue 1 MPa menor (menos de 0.2% menor) a la tensión última mínima de las barras de control, lo que es algo despreciable.

Las probetas p22s22 y p22s32 desarrollaron deformaciones últimas menores a la deformación última mínima de las probetas de control. La diferencia de la primera con la mínima de las barras de control es despreciable (1.2%) aunque la de la segunda con la mínima de las barras de control fue de un no despreciable 13.6%.

En resumen, la tensión de fluencia y tensión última resultaron ser más sensibles a la soldadura en barras de 16 mm que en las de 22 mm. Sin embargo, al analizar la deformación última resulta ser que está es más sensible a la soldadura en barras de 22 (disminución de hasta un 13.6%) mm que en barras de 16 mm. Dicho lo anterior es importante destacar que el efecto de la soldadura en cualquiera de las propiedades estudiadas no es de alto impacto tomando en cuenta las diferencias que puede haber en las propiedades de barras inalteradas. De hecho y para el caso particular de barras provenientes de rollo, es común encontrar diferencias como las observadas en los ensayos de este trabajo. Resulta, que luego del proceso de laminado en caliente, el enfriamiento no es homogéneo, por lo que una barra de la parte externa del rollo que se enfría más rápido tendrá propiedades distintas a una de la parte central, siendo del mismo rollo (y también misma colada).

7.2. Ensayos cíclicos

Con los resultados de los ensayos cíclicos convencionales se grafican las curvas de vida a la fatiga para compararlas con las curvas de vida a la fatiga de la literatura, presentadas con anterioridad. En primer lugar, se presentan las curvas que relacionan el número de semiciclos a la rotura con la amplitud total de deformación.

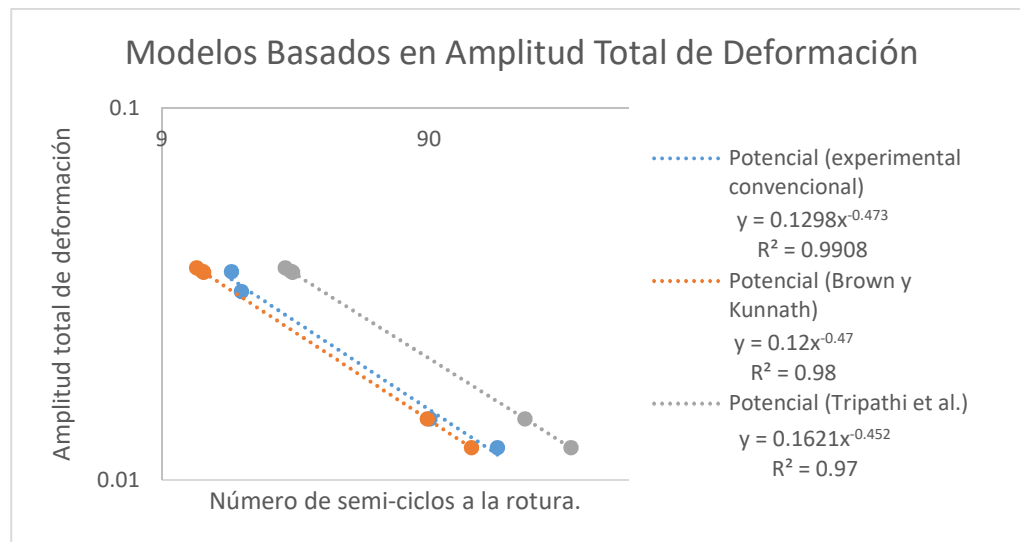


Figura 62: Comparación resultados experimentales con modelos basados en amplitud total de deformación..

En el gráfico anterior se puede ver que la curva obtenida con los datos experimentales se encuentra entre las 2 curvas de la literatura. Es importante señalar que el diámetro más pequeño ensayado por Brown es de 19 mm y Tripathi et al. solo ensayó diámetro 12

mm. Ahora bien, ambos trabajaron con relación de aspecto L/D=6, y ahí radica el motivo de la comparación.

A continuación, se presentan las curvas que relacionan la energía disipada a la rotura con la amplitud total de deformación media.

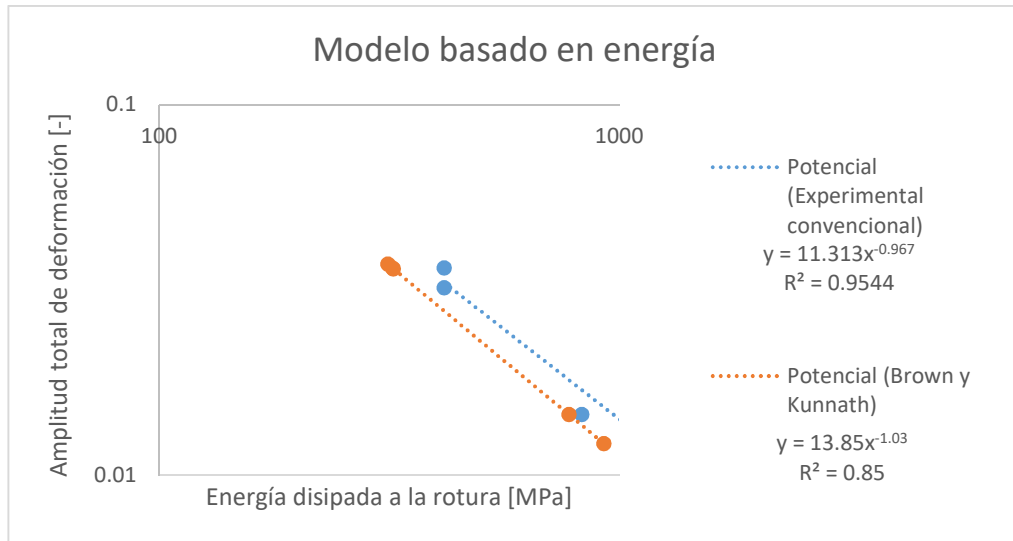


Figura 63: Comparación resultados experimentales con modelo basado en energía de Brown y Kunnath.

Finalmente se presentan las curvas que relacionan la energía disipada a la rotura con el número de semiciclos a la rotura.

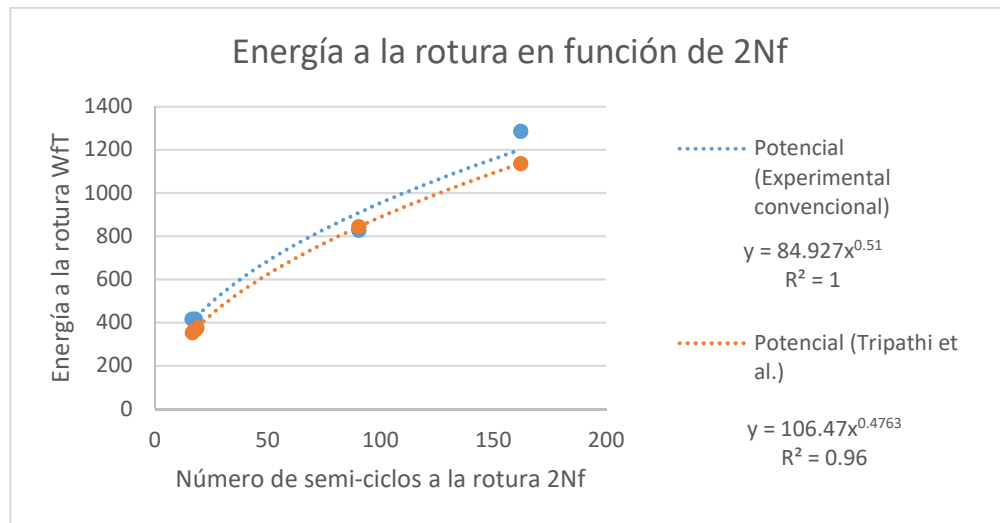


Figura 64: Comparación con el modelo basado en energía de Tripathi et al.

Al observar los 3 últimos gráficos queda de manifiesto que las barras de acero soldable se comportan de manera muy similar a las barras de acero convencional. Por otro lado resulta ser que el modelo basado en energía de Tripathi et al. entrega un valor de R^2 más cercano a uno que el modelo basado en energía de Brown y Kunnath. Con todo, por la poca cantidad de datos no se puede declarar que el modelo de Tripathi et al. sea más fiable que el de Brown y Kunnath para este trabajo al menos.

Al analizar los resultados de los ensayos cíclicos no convencionales se ve que los números de semiciclos a la rotura son muy parecidos a los obtenidos para los ensayos cíclicos convencionales a $\pm 4\%$. Sin embargo, al observar las amplitudes totales de deformación y las energías, éstas no guardan ninguna similitud con las de los ensayos cíclicos convencionales a $\pm 4\%$. Entonces si bien los resultados de los ensayos cíclicos no convencionales no son comparables con los de los de los ensayos convencionales (menos con la literatura) si son comparables entre ellos pues para todos los ensayos realizados de esta manera se vio el mismo fenómeno al calcular deformaciones. Por esta razón se decidió no hacer más ensayos con esta modalidad, ya que los resultados solo se podrían comparar entre sí.

Así los resultados indican que para las condiciones del ensayo cíclico no convencional la soldadura no tiene un impacto negativo en la cantidad de ciclos a la rotura ni en la energía disipada a la rotura para una amplitud de ± 2 . Esto podría significar que en un ensayo cíclico tradicional la soldadura no debería tener un efecto perjudicial en la vida a la fatiga. Sin embargo esto debe confirmarse con ensayos convencionales a diferentes niveles de amplitud.

8. Conclusiones

En busca de mejorar la productividad en obra, la prefabricación de armaduras soldando las barras de acero aparece como alternativa. No obstante lo anterior, las normas chilenas así como el ACI 318-14 no permiten la soldadura de barras como medio de fijación, exceptuándose las mallas electrosoldadas construidas en planta bajo estricto control. Se permiten en aplicaciones, aunque en ningún caso en sistemas especiales sísmicos cuando se requiere que la soldadura resista esfuerzos provenientes de confinamiento, soporte lateral de barras longitudinales, cortante u otras acciones.

En este contexto las investigaciones presentadas en este trabajo dan cuenta de que sería posible utilizar armaduras soldadas en regiones sísmicas.

Por ejemplo, el trabajo experimental de Riva y Franchi concluye que, muros reforzados al corte con parrillas conformadas por barras laminadas en caliente electrosoldadas exhiben comportamientos comparables a muros con refuerzo tradicional al corte cuando se los somete a cargas cíclicas (carga axial más desplazamientos laterales cíclicos). No es el caso de las mallas conformadas con alambres deformados en frío, que dan cuenta de un comportamiento inadecuado y no deseable por la limitada capacidad de distribución del daño.

Por otro lado se ha propuesto y estudiado el comportamiento de pequeñas mallas electrosoldadas como estribos de confinamiento para columnas o elementos de borde de muros sometidos a sollicitaciones sísmicas. Los resultados indican que para que el confinamiento sea efectivo la región soldada debe resistir al menos el esfuerzo de rotura del acero de la malla así como que la misma soldadura permita al menos una elongación del 4% en el acero de la malla (Saatcioglu y Gira (1999)). Este sistema cuenta con aprobación en algunos estados de Estados Unidos y ha sido utilizado en importantes obras en zonas sísmicas.

Otra alternativa presentada en este trabajo tiene que ver con el uso de soldadura con aporte como método de fijación entre refuerzo transversal y refuerzo longitudinal. El trabajo de Mo y Kuo indica que si bien existe una pérdida de ductilidad y resistencia al soldar, ni la una ni la otra son tan importantes, salvo la pérdida de ductilidad para barras #4 (13 mm). Complementando este trabajo Riva, Franchi y Tabeni observan que tanto en ensayos de fatiga de bajos ciclos (2% de amplitud y $L/D=6$), como en ensayos de tracción monotónica, probetas con puntos de soldadura exhiben comportamientos similares al de probetas inalteradas. Es importante señalar que en estos 2 trabajos el acero utilizado es de bajo contenido de carbono y de bajo carbono equivalente, es decir, soldable.

En el mismo marco de lo realizado por Riva, Franchi y Tabeni, el trabajo experimental de esta memoria busca estudiar el comportamiento de barras soldables de diámetro 16 mm y 22 mm con puntos de soldadura en ensayos de tracción y cíclicos de amplitud constante (2% y 4%) y relación de aspecto $L/D=6$.

Los ensayos de tracción mostraron que la tensión de fluencia y tensión última resultaron ser más sensibles a la soldadura en barras de 16 mm que en las de 22 mm.

Sin embargo, al analizar la deformación última resulta ser que está es más sensible a la soldadura en barras de 22 (disminución de hasta un 13.6%) mm que en barras de 16 mm. Dicho lo anterior es importante destacar que el efecto de la soldadura en cualquiera de las propiedades estudiadas no es de alto impacto tomando en cuenta las diferencias que puede haber en las propiedades de barras inalteradas. En efecto en general hay bastante variabilidad en ensayos de material de una misma colada (sin ningún proceso aplicado), por lo que no es posible afirmar a priori que las diferencias en los parámetros se deban exclusivamente al proceso de soldadura.

Los ensayos cíclicos convencionales mostraron que las barras de acero soldable se comportan de la misma manera que las barras de acero convencional. Al comparar con la literatura se vio lo antes mencionado tanto para las relaciones de vida a la fatiga de bajos ciclos entre amplitud total de deformación y número de semiciclos a la rotura (Tripathi et al. (2018) y Brown y Kunnath (2004)), como para las que relacionan la energía disipada a la rotura con, la amplitud total de deformaciones (Brown y Kunnath (2004)), o con el número de semiciclos a la rotura (Tripathi et. al (2018)).

En cuanto a los ensayos cíclicos no convencionales se pudo ver que las probetas soldadas entregaron números de ciclos a la rotura y energías disipadas a la rotura similares a las de las probetas no soldadas indican que para las condiciones del ensayo cíclico no convencional la soldadura no tiene un mayor impacto negativo. Sin embargo, por ser un ensayo no convencional y los resultados diferir de manera importante de los de los ensayos convencionales hay que ser cauteloso al extrapolar conclusiones.

Así entonces para haber podido elaborar un juicio más contundente se tendrían que haber realizado la totalidad de los ensayos pronosticados inicialmente. Luego se podrían haber establecido relaciones de vida a la fatiga para probetas soldadas y compararlas con la literatura.

Además, y como los códigos utilizados en Chile no permiten la soldadura por puntos como medio de fijación sería necesario evaluar otras variables, así como ampliar el espectro de las ya consideradas.

De partida habría que hacer ensayos en barras de mayor y menor diámetro para ver el impacto de la soldadura en distintos diámetros y ver si se desarrolla alguna tendencia.

También se deberían utilizar distintas técnicas de soldadura (dentro de las comunes para el soldado de barras) para ver si existe alguno que minimice el impacto de la soldadura.

Adicionalmente habría que realizar ensayos cíclicos en probetas con relación de aspecto L/D mayor que 6, ya que, si bien esa relación representa de buena manera la separación entre estribos en una zona de posible rótula plástica, se ha visto que el pandeo puede darse a lo largo de más de 2 estribos.

9. Bibliografía

- [1] **Instituto Nacional de Normalización.** NCh 3334:2014 Acero – Barras Laminadas en Caliente Soldables Para Hormigón Armado – Requisitos.
- [2] **S.K. Koh & R.I. Stephens (1991).** Mean Stress Effects on Low Cycle Fatigue for a High Strength Steel. *Fatigue Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 14 N°4, págs. 413-428.
- [3] **Rojas, Pablo (2011).** *Modelamiento de la fatiga de bajo número de ciclos para el refuerzo longitudinal de elementos de hormigón armado susceptible de pandeo* (Tesis de pregrado). Universidad de Chile. Santiago de Chile.
- [4] **Brown & Kunnath (2004).** Low-Cycle Fatigue Failure of Reinforcing Steel Bars. *ACI Materials Journal*, Vol. 101 N°6, págs 457-466.
- [5] **Tripathi, Dhakal, Dashti & Massone (2018).** Low-cycle fatigue behaviour of reinforcing bars including the effect of inelastic buckling. *Construction and Building Materials*, Vol. 190, págs 1226-1235.
- [6] **Weman, K. (2012).** *Welding processes handbook*. Cambridge: Woodhead Publishing.
- [7] **Lancaster, J.F. (1980).** *Metallurgy of welding*. Londres: George Allen & Unwin.
- [8] **Gerdau.** Catálogo Solda-G edición 2017
- [9] **United Kingdom Certification Authority for Reinforcing Steels (UK CARES).** Guide to Reinforcing Steels. Recuperado de: <https://www.ukcares.com/information/guides-to-reinforcing-steel>
- [10] **CAP.** Catálogo CAP-SOL
- [11] **Instituto Nacional de Normalización.** NCh 204 – 2006 Acero – Barras Laminadas en Caliente Para Hormigón Armado.
- [12] **American Concrete Institute.** ACI 318-14: Requisitos de Reglamento para Concreto Estructural.
- [13] **American Welding Society.** D1.4/D1.4M:2011: Structural Welding Code - Reinforcing Steel.

- [14] **California Building Standards Code**. Part 2 – California Building Code. Recuperado de <https://codes.iccsafe.org/public/chapter/content/10028/>
- [15] **International Organization for Standardization**. ISO 17660-1: 2006 Welding – Welding of reinforcing steel – Part 1: Load-bearing welded joints.
- [16] **International Organization for Standardization**. ISO 17660-2: 2006 Welding – Welding of reinforcing steel – Part 2: Non load-bearing welded joints.
- [17] **British Standards Institution**. BS 7123:1989 Specification for Metal arc welding of steel for concrete reinforcement.
- [18] **Mirza y MacGregor (1981)**. Strength and Ductility of Concrete Slabs Reinforced with Welded Wire Fabric. *ACI Journal*, Vol. 78 N°5, págs 374-381.
- [19] **Riva y Franchi (2001)**. Behavior of Reinforced Concrete Walls with Welded Wire Mesh Subjected to Cyclic Loading. *ACI Structural Journal*, Vol. 98 N°3, págs 324-334.
- [20] **Murat Saatcioglu & Mongi Grira (1999)**. Confinement of Reinforced Concrete Columns with Welded Reinforcement Grids. *ACI Structural Journal*, Vol. 96 N°1, págs 29-39.
- [21] **Zafer I. Sakka & R. Ian Gilbert (2017)**. Structural Behavior of Two-Way Slabs Reinforced with Low-Ductility WWF. *Journal of Structural Engineering*, Vol. 143 N°2, págs. 1-9.
- [22] **Y. L. Mo & J. Y. Kuo (1995)**. Effect of Welding on Ductility of Rebars. *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 7 N°4, págs. 283-285.
- [23] **Riva, Franchi & Tabeni (2001)**. Welded Tempcore reinforcement behaviour for seismic applications. *Materials and Structures*, Vol. 34 N°4, págs 240-247.
- [24] **Tae-Sung Eom, Jin-Aha Song, Hong-Gun Park, Hyoung-Seop Kim, & hang-Nam Lee (mayo, 2013)**. Cyclic Loading Test for Beam-Column Connection with Prefabricated Reinforcing Bar Details. *ACI Structural Journal*, Vol. 110 N°3, págs. 403-413.
- [25] **Herrera, Pablo (2014)**. *Estudio experimental del comportamiento de barras de refuerzo en muros de hormigón armado pertenecientes a un edificio dañado durante el terremoto del 2010* (Tesis de pregrado). Universidad de Chile. Santiago de Chile.

[26] **Gustafson, D. P. & Mendoza, J. (2016).** Assembling Bars by Fusion Welding in the Fabrication Shop. Recuperado de <http://resources.crsi.org/resources/assembling-reinforcing-bars-by-fusion-welding-in-the-fabrication-shop/?resourceTypes=all&resources=all&latest=&tag=&pageNo=1&keywords=fusion%20welding&resourceview=grid&shown=12>

Anexo A

A continuación, se presenta la tabla 5.2 de la AWS D1.4/D1.4M:2011, que es el código de soldadura estructural para acero de refuerzo. En ella se establecen las temperaturas de calentamiento e interpase a las cuales se debe someter una barra que será soldada para obtener una soldadura correcta. Como se puede ver depende del diámetro y del carbono equivalente de la barra. En el caso de las barras denominadas soldables ($CE \leq 0.55$), se tiene que hasta para barras de hasta 36 mm de diámetro el precalentamiento es prácticamente nulo, pues correspondería a una temperatura incluso menor a lo que se conoce como temperatura ambiente (20°C).

Table 5.2
Minimum Preheat and Interpass Temperatures^{a, b} (see 5.2.1)

Carbon Equivalent (C.E.) Range, % ^{c, d}	Size of Reinforcing Bar	SMAW with Low-Hydrogen Electrodes, GMAW, or FCAW	
		Minimum Temperature	
		^o F	^o C
Up to 0.40	Up to 11 [36] inclusive	none*	none*
	14 and 18 [43 and 57]	50	10
Over 0.40 to 0.45 inclusive	Up to 11 [36] inclusive	none*	none*
	14 and 18 [43 and 57]	50	10
Over 0.45 to 0.55 inclusive	Up to 6 [19] inclusive	none*	none*
	7 to 11 [22 to 36]	50	10
	14 to 18 [43 to 57]	200	90
Over 0.55 to 0.65 inclusive	Up to 6 [19] inclusive	100	40
	7 to 11 [22 to 36]	200	90
	14 to 18 [43 to 57]	300	150
Over 0.65 to 0.75	Up to 6 [19] inclusive	300	150
	7 to 18 [22 to 57] inclusive	400	200
Over 0.75	Up to 6 [19] inclusive	300	150
	7 to 18 [22 to 57] inclusive	500	260

^a When reinforcing steel is to be welded to structural steel, the preheat requirements of the structural steel shall also be considered (see AWS D1.1, table titled "Prequalified Minimum Preheat and Interpass Temperature.") The minimum preheat requirement to apply in this situation shall be the higher requirement of the two tables. However, extreme caution shall be exercised in the case of welding reinforcing steel to quenched and tempered steels, and such measures shall be taken as to satisfy the preheat requirements for both. If not possible, welding shall not be used to join the two base metals.

^b When the base metal is below the temperature and the size and carbon equivalent range of the bar being welded, it shall be preheated (except as otherwise provided) in such a manner that the cross section of the bar for not less than 6 in. [150 mm] on each side of the joint shall be at or above the specified minimum temperature. Preheat and interpass temperatures shall be sufficient to prevent crack formation. welded, it shall be preheated (except as otherwise provided) in such a manner that the cross section of the bar for not less than 6 in. [150 mm] on each side of the joint shall be at or above the specified minimum temperature. Preheat and interpass temperatures shall be sufficient to prevent crack formation.

^c After welding is complete, bars shall be allowed to cool naturally to ambient temperature. Accelerated cooling is prohibited.

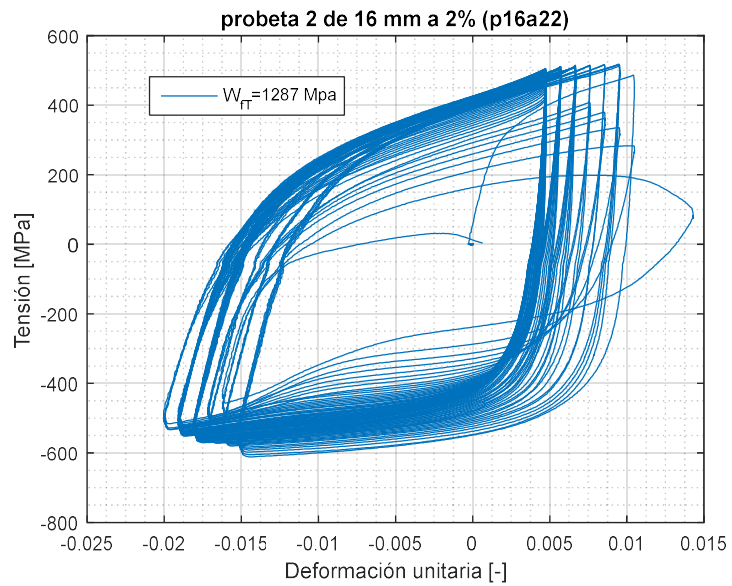
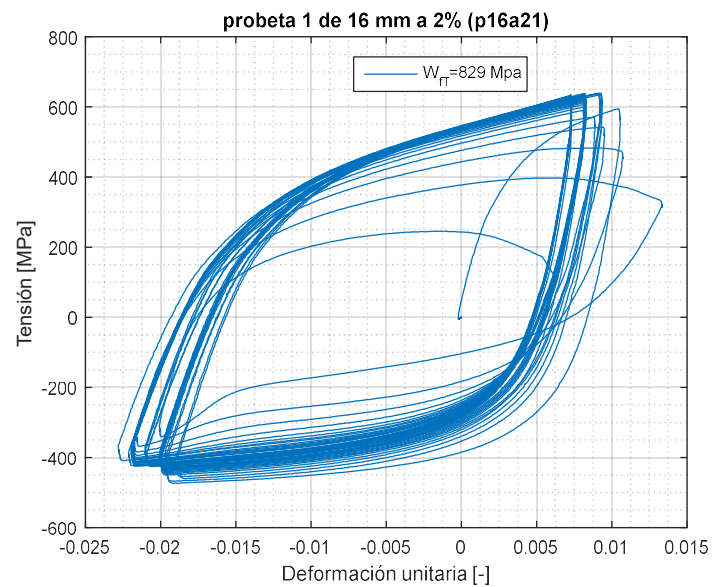
^d When chemistry is not available see 1.3.4.3.

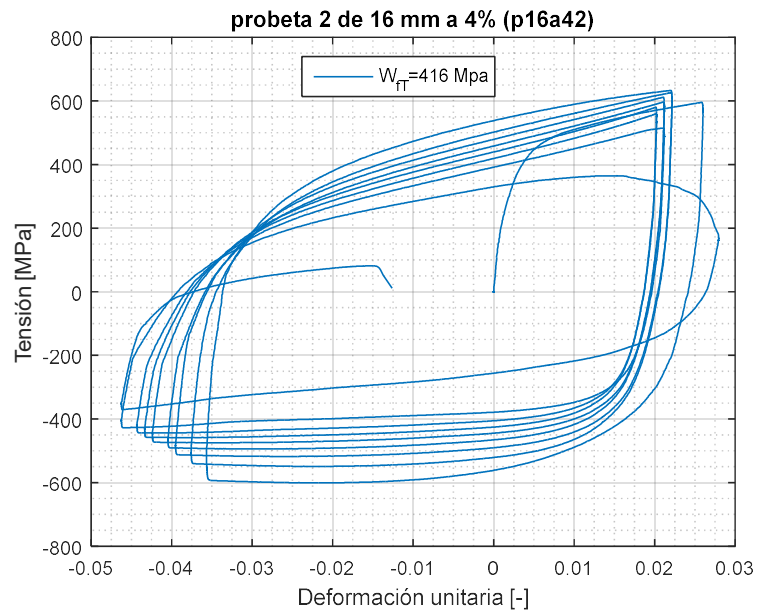
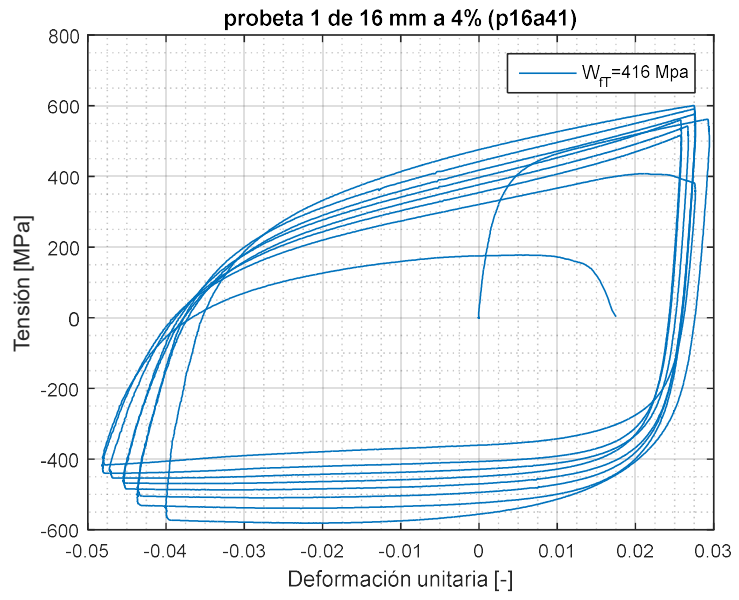
^e When the base metal is below 32°F [0°C], the base metal shall be preheated to at least 70°F [20°C], or above, and maintained at this minimum temperature during welding.

Anexo B

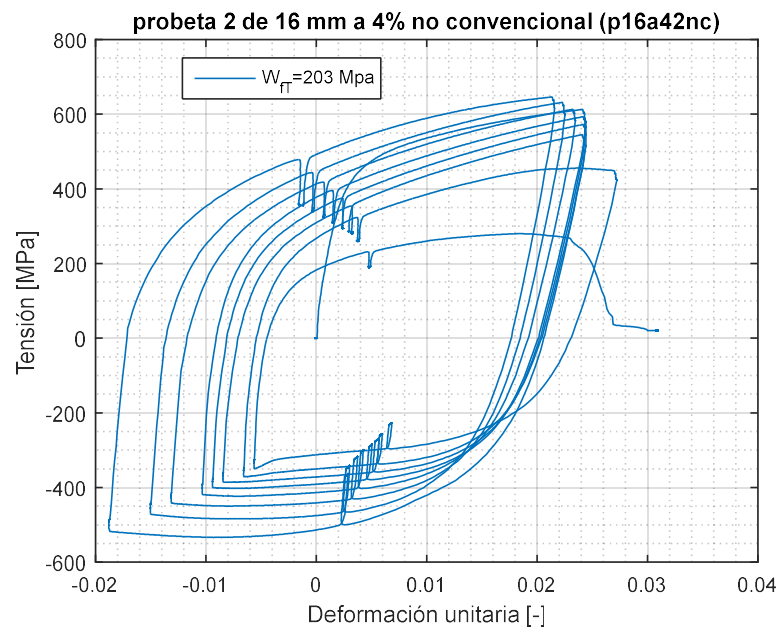
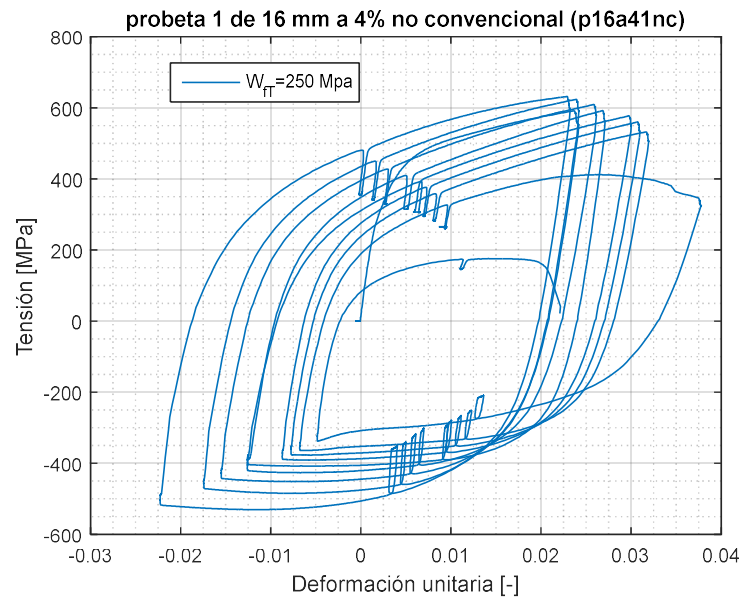
En el siguiente anexo se presenta las curvas de histéresis obtenidas en los distintos ensayos.

Ensayos Convencionales

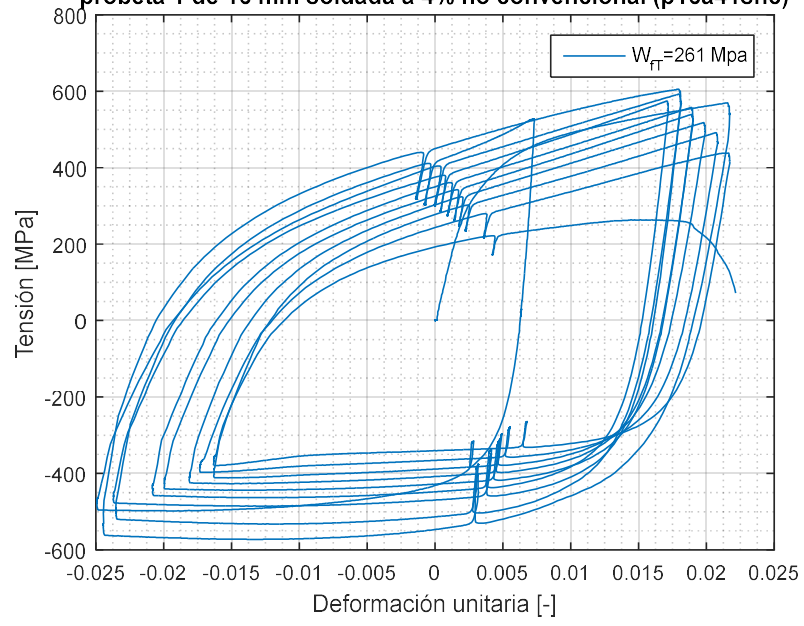




Ensayos No Convencionales



probeta 1 de 16 mm soldada a 4% no convencional (p16a41snc)



probeta 2 de 16 mm soldada a 4% no convencional (p16a42snc)

