



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL

**ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA Y ARQUITECTURA
UNIDAD ZACATENCO**



“DISEÑO DE CONEXIONES CON AISC-LRFD-1999”

T E S I S

QUE PARA OBTENER EL TÍTULO DE:

INGENIERO CIVIL

P R E S E N T A:

OSCAR GUZMÁN SALINAS

ASESOR DE TESIS: *ING. JOSÉ LUIS FLORES RUÍZ.*
México D.F. Septiembre, 2006.

DEDICATORIA

A MIS PADRES: IRMA SALINAS BAZÁN y EMILIO GUZMÁN RIVERA

COMO UNA MUESTRA DE GRATITUD, POR EL APOYO INCONDICIONAL QUE SIEMPRE ME HAN BRINDADO EN MOMENTOS COMPLICADOS Y DE REGOCIJO EN MI VIDA LO CUAL ME AYUDÓ COMO ESTÍMULO PARA LOGRAR MI META. GRACIAS POR DEJARME UNA DE LAS MÁS VALIOSAS HERENCIAS

A MI HERMANO: MAURILIO GUZMÁN SALINAS

POR EL ÁNIMO QUE SIN MEDIDA SIEMPRE ME HA BRINDADO Y COMO ESTÍMULO Y COMPROMISO A SU FORMACIÓN

A LA ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA Y ARQUITECTURA

POR LOS CONOCIMIENTOS ADQUIRIDOS DE PROFESORES Y COMPAÑEROS DURANTE MI ESTANCIA EN SUS INSTALACIONES

OSCAR GUZMÁN SALINAS

AGRADECIMIENTOS

QUIERO EXTENDER MI MÁS SINCEROS AGRADECIMIENTOS A LOS INGENIEROS Y PERSONAL DE OLAGARAY & FLORES, INGENIEROS CONSULTORES, S.A. DE C.V., POR CONTRIBUIR CON SUS CONOCIMIENTOS Y EXPERIENCIA EN MI FORMACIÓN PROFESIONAL.

ING. CARLOS OLAGARAY PALACIOS
ING. JOSÉ LUIS FLORES RUIZ
ING. JUAN GONZÁLEZ ZARAUT

ING. FRANCISCO CRUZ LÓPEZ
SRIA. ROCÍO MEJÍA GUTIÉRREZ

UN AGRADECIMIENTO ESPECIAL A MIS COMPAÑEROS DEL GRUPO M-901, GENERACIÓN 1997-2001, POR SU APOYO Y AMISTAD EN LOS MOMENTOS BUENOS Y COMPLICADOS DURANTE NUESTRA ESTANCIA EN LA ESIA

OSCAR GUZMÁN SALINAS

CONTENIDO

ACTA DE REVISIÓN DE TESIS

DEDICATORIA

AGRADECIMIENTOS

CONTENIDO

PRÓLOGO

CAPÍTULO 1	INTRODUCCIÓN	21
1.0	INTRODUCCIÓN	21
1.1	CONEXIONES	21
CAPÍTULO 2	CONEXIONES ATORNILLADAS	25
2.0	CONEXIONES ATORNILLADAS	25
2.1	CONEXIONES ATORNILLADAS SIMPLES	25
2.1.1	TAMAÑOS DE AGUJEROS PARA TORNILLOS	25
2.1.2	CONEXIONES POR CORTANTE: MODOS DE FALLA	26
2.1.2.1	Falla del sujetador	26
2.1.2.2	Falla de las partes conectadas	27
2.1.3	RESISTENCIA POR APLASTAMIENTO Y REQUISITOS DE ESPACIAMIENTO Y DISTANCIAS A BORDES	28
2.1.3.1	Resistencia por aplastamiento	28
2.1.3.2	Requisitos de separación y distancia a bordes	30
2.1.4	TORNILLOS ORDINARIOS O ESTÁNDAR (A307)	34
2.1.4.1	RESISTENCIA DE DISEÑO POR TENSIÓN EN TORNILLOS ESTÁNDAR	34
2.1.4.2	RESISTENCIA DE DISEÑO POR CORTANTE EN TORNILLOS ESTÁNDAR	35
2.1.5	TORNILLOS DE ALTA RESISTENCIA	38
2.1.5.1	VENTAJAS DE LOS TORNILLOS DE ALTA RESISTENCIA	38
2.1.5.2	RESISTENCIA DE DISEÑO POR TENSIÓN ÚLTIMA DE TORNILLOS DE ALTA RESISTENCIA	39
2.1.5.3	TORNILLOS APRETADOS SIN HOLGURA Y TORNILLOS COMPLETAMENTE TENSADOS	40
2.1.5.4	CONEXIONES TIPO FRICCIÓN Y TIPO APLASTAMIENTO EN TORNILLOS DE ALTA RESISTENCIA	41
2.1.5.4.1	Conexiones tipo fricción	41
2.1.5.4.2	Conexiones tipo aplastamiento	42
2.1.5.5	MÉTODOS PARA TENSAR COMPLETAMENTE LOS TORNILLOS DE ALTA RESISTENCIA	42
2.1.5.6	RESISTENCIA DE DISEÑO POR CORTANTE DE TORNILLOS DE ALTA RESISTENCIA	43
2.1.5.7	CONEXIONES CRÍTICAS AL DESLIZAMIENTO	47
2.1.5.8	TORNILLOS DE ALTA RESISTENCIA EN TENSIÓN	66
2.1.5.8.1	ACCIÓN DE APALANCAMIENTO	69
2.1.5.9	CONECTORES CON CORTANTE Y TENSIÓN COMBINADOS	77
2.2	CONEXIONES EXCÉNTRICAS	83
2.2.1	Ejemplos de conexiones excéntricas atornilladas	83
2.2.2	CONEXIONES EXCÉNTRICAS ATORNILLADAS: SÓLO CORTANTE	84
2.2.2.1	ANÁLISIS ELÁSTICO	85

2.2.2.2 ANÁLISIS POR RESISTENCIA ÚLTIMA	90
2.2.3 CONEXIONES EXCÉNTRICAS ATORNILLADAS: CORTANTE MÁS TENSIÓN	96
CAPÍTULO 3 CONEXIONES SOLDADAS	103
3.0 CONEXIONES SOLDADAS	103
3.1 VENTAJAS DE LA SOLDADURA	103
3.2 PROCESOS DE SOLDADURA	104
3.3 SOLDADURA DE ARCO	104
3.4 TIPOS DE SOLDADURAS	106
3.5 POSICIONES DE SOLDADO	108
3.6 TIPOS DE JUNTAS	108
3.7 SÍMBOLOS DE SOLDADURA	109
3.8 ELEMENTOS DE UN SÍMBOLO DE SOLDADURA	109
3.9 SÍMBOLOS BÁSICOS DE SOLDADURA	120
3.10 MATERIALES CONSUMIBLES DE LA SOLDADURA	123
3.11 METALES DE APORTE	123
3.12 ELECTRODOS PARA SOLDADURA DE ARCO	123
3.13 CLASIFICACIÓN AWS-ASTM DE LOS ELECTRODOS DE ACERO AL CARBONO	124
3.14 USO DE LOS ELECTRODOS DE ACERO AL CARBONO PARA SOLDADURA DE ARCO.	126
3.15 RESISTENCIA DE DISEÑO	129
3.16 DISEÑO DE SOLDADURAS DE FILETE	131
3.16.1 LIMITACIONES PARA SOLDADURAS DE FILETE	135
3.17 DISEÑO DE SOLDADURAS DE RANURA	142
3.17.1 DISEÑO DE SOLDADURAS DE RANURA DE	144
PENETRACIÓN COMPLETA (Cortante en el área efectiva)	
3.17.2 DISEÑO DE SOLDADURAS DE RANURA	144
DE PENETRACIÓN PARCIAL (Cortante paralelo al eje de la soldadura)	
3.18 CONEXIONES EXCÉNTRICAS	146
3.18.1 CONEXIONES EXCÉNTRICAS SOLDADAS: SOLO CORTANTE	146
3.18.1.1 Análisis elástico	146
3.18.1.2 Norma especial para miembros cargados axialmente	150
3.19 CONEXIONES EXCÉNTRICAS SOLDADAS: CORTANTE MÁS TENSIÓN	154
CAPÍTULO 4 CONEXIONES A MOMENTO	163
4.0 CONEXIONES A MOMENTO	163
4.1 ATIESADORES DE COLUMNAS Y OTROS REFUERZOS	173
4.1.1 Requisitos de las Especificaciones AISC	173
4.2 CONEXIONES CON PLACA DE EXTREMO	187
4.2.1 Consideraciones sobre los atiesadores para el alma de la columna	194
4.3 OBSERVACIONES FINALES	195
APÉNDICE A MIEMBROS EN TENSIÓN	199
A.0 MIEMBROS EN TENSIÓN	199
A.1 INTRODUCCIÓN	199
A.2 TIPOS DE MIEMBROS A TENSIÓN	199
A.2.1 Cables y cuerdas de alambre	200
A.2.2 Varillas y barras	200
A.2.3 Barras de ojo y placas conectadas por pasadores	201
A.2.4 Perfiles estructurales y miembros compuestos	202

A.3 RESISTENCIA DE DISEÑO	202
A.4. ÁREAS NETAS	206
A.5. ÁREAS NETAS EFECTIVAS	207
A.6 CASOS ESPECIALES DE CONEXIONES SOLDADAS	210
A.7 TORNILLOS ALTERNADOS	212
A.8 BLOQUE DE CORTANTE	220
A.9 DISEÑO DE MIEMBROS EN TENSIÓN	223
A.10 BARRAS ROSCADAS Y CABLES	232
A.11 MIEMBROS EN TENSIÓN EN ARMADURAS DE TECHO	234
A.12 MIEMBROS CONECTADOS POR PASADORES	241
APÉNDICE B TABLAS Y GRÁFICOS	199
CONCLUSIONES	255
BIBLIOGRAFÍA	255

PRÓLOGO

Se presenta aquí un trabajo relativo a aplicaciones prácticas acerca del diseño de conexiones estructurales de acero, con apego a las especificaciones del AISC-LRFD-1999 y a la información técnica más reciente disponible.

Se incluyen abundantes ejemplos numéricos haciendo uso de los perfiles básicos estructurales más comunes en la fabricación de estructuras de acero para edificios y de las conexiones entre miembros de acero, siendo el propósito fundamental de ésta tesis, proporcionar al estudiante de la carrera de Ingeniero Civil una introducción clara de las aplicaciones de los diferentes tipos de conexiones más comunes en el diseño estructural.

En el tratamiento de los distintos conceptos y en los ejemplos que los ilustran, se emplean en general métodos simplificados de análisis y dimensionamiento; esto se debe en parte al deseo de no sobrecargar la explicación de conceptos básicos con el desarrollo detallado de procedimientos relativos a temas que están fuera del alcance de este trabajo.

El contenido de cada capítulo está organizado en secciones bien definidas. Ciertos grupos de secciones contienen una explicación de aspectos específicos y problemas ilustrativos para ejemplificar. Para una mejor comprensión, este estudio se divide en cuatro capítulos principales y dos apéndices.

En el Capítulo I, a manera de introducción general, se presentan los aspectos fundamentales que deben tomarse en cuenta en el diseño de conexiones metálicas, así como las principales ventajas y desventajas entre conexiones atornilladas y soldadas.

En el Capítulo II, se estudian las conexiones atornilladas (simples y excéntricas) y los diferentes modos de falla relacionados con éstas. Para cada caso se elaboran tablas con valores para simplificar el diseño.

En el Capítulo III, se hace en primer lugar una clasificación de los diferentes tipos de soldaduras y la simbología usadas en el diseño de conexiones para continuar con el análisis y diseño de éstas. De igual manera, se elaboran tablas de diseño.

En el Capítulo IV, se culmina con el estudio de conexiones resistentes a momento en donde además se aplican los métodos utilizados en capítulos anteriores.

En el Apéndice A, se analizan los modos de falla en miembros sometidos a tensión que servirán como complemento en las conexiones tratadas en los capítulos precedentes.

En el Apéndice B, se presentan gráficas de identificación y dimensiones de tornillos estructurales, tablas de ayudas de diseño y tablas de propiedades de secciones.

1.0 INTRODUCCIÓN

1.1 CONEXIONES

El diseño y fabricación de las conexiones es uno de los aspectos trascendentales y más difíciles de resolver en un proyecto resuelto con estructura de acero. Las conexiones deben ser capaces de transmitir cargas axiales, fuerzas cortantes y momentos flexionantes. Algunas veces, las juntas se diseñan para transmitir un solo tipo de acción, mientras que en otras ocasiones, como suele ocurrir en los casos en que se desea establecer continuidad entre los elementos unidos, la junta debe tener capacidad para transmitir una combinación de diferentes efectos, por ejemplo: cortante y momento flexionante.

Del análisis general de la estructura, pueden estimarse los esfuerzos aproximados producidos en los elementos de unión y en los propios elementos estructurales vigas y columnas. Sin embargo, como en las conexiones el trabajo de los materiales es complejo debido a que suele haber concentraciones de esfuerzos importantes, además, resulta siempre difícil conocer el grado de continuidad logrado, no debe confiarse demasiado en el resultado de estimaciones basadas en hipótesis sencillas de diseño, que no sirven más que para dar una idea de orden de magnitud de los esfuerzos.

Debido a varias incertidumbres, al detallar una junta debe procurarse lograr un funcionamiento eficiente en lo que se refiere al montaje y fabricación que por afinar las cantidades de material necesarios. A la fecha, ya se cuenta con procedimientos sofisticados de diseño de juntas, sin embargo, será necesario disponer de mayor información experimental para poder establecer métodos racionales de diseño.

La experiencia de la construcción de estructuras soldadas ha demostrado que las conexiones entre vigas y columnas de sección transversal "I" (laminadas o soldadas), que son secciones abiertas, son más fáciles de hacer que la conexión de una columna tipo cajón y una viga de sección transversal "I". En las secciones "I" se tiene acceso para depositar la soldadura por varios lados, mientras que en las secciones en cajón existe mayor dificultad al tener perfiles completamente cerrados, pero sus propiedades geométricas son más favorables que las de las secciones "I".

Las conexiones atornilladas presentan las siguientes ventajas: proceso en frío, rapidez en el atornillado, menos mano de obra especializada, facilitan la inspección visual y la sustitución de los tornillos que se han dañado o la reposición de estos.

Las conexiones soldadas son sencillas y económicas, debido a que se eliminan elementos de unión, se obtienen estructuras más rígidas o continuas y requieren menos trabajo en taller. Sus desventajas principales son: mayor supervisión en obra, aplicación de calor durante el proceso de soldadura, requieren mano de obra calificada y dificultan la inspección visual.

De lo anterior, se deduce que para reducir el tiempo de construcción de las estructuras de acero se prefiere el empleo de soldadura en taller y el atornillado en campo.

Por otro lado, para que una conexión viga-columna sea confiable debe demostrarse experimentalmente que:

- Debe ser capaz de desarrollar la capacidad a flexión de la trabe aún cuando ésta desarrolle un importante endurecimiento por deformación.
- Debe ser capaz de desarrollar rotaciones plásticas de 0.03 radianes al ser sometidas a varios ciclos de carga reversibles.

- La mayor parte de la rotación plástica ocurre en el extremo de la trabe y no en la conexión o en el alma de la columna, por lo que es deseable que la conexión viga-columna sea lo más rígida posible.
- En el diseño moderno de estructuras de acero en México, se busca tener una alta redundancia de marcos rígidos, con conexiones a momento, para poder compensar las ahora conocidas incertidumbres de posibles fracturas frágiles en la conexión viga-columna tradicional.

Las juntas bien diseñadas deben cumplir adicionalmente con los siguientes requisitos:

1.1.1 Sencillez. Cuando más sencilla es una junta, menos posibilidades existen de que la conexión resulte con defectos, puesto que se tienen menos puntos críticos y zonas potenciales de falla. El hecho de que las juntas sean sencillas, aumenta la rapidez de montaje y hace posible que esto puede efectuarse con un número mínimo de personal especializado. Es necesario procurar no solamente que la junta sea sencilla sino que también las preparaciones, que son necesarias hacer en las piezas, no sean complicadas.

1.1.2 Continuidad. El empleo de juntas que aseguran un grado de continuidad, supone siempre un ahorro de material en los elementos estructurales que forman parte de la estructura debido a la posibilidad de proyectarla como continua.

1.1.3 Economía. El costo de las juntas, puede representar una parte importante del costo total de una estructura de acero, de manera que, es de interés mantenerlo dentro de límites razonables. Por lo tanto, el proyectista debe cuidar minuciosamente los diferentes factores que determinan el costo de una junta. Los principales materiales que integran el costo de las conexiones son:

- Costo de los elementos que forman la junta: soldadura, tornillos, placas o retazos de perfiles laminados (ángulos de asiento o ménsulas, perfiles T, etc.).
- Costo de la mano de obra necesaria para fabricar la junta con las preparaciones que requieran los elementos que la forman.
- El costo del equipo de montaje cuando el tipo de junta obliga a que la pieza sea sostenida mientras se efectúan las uniones en campo.

2.0 CONEXIONES ATORNILLADAS

2.1 CONEXIONES ATORNILLADAS SIMPLES

Durante muchos años el método aceptado para conectar los miembros de una estructura de acero fue el remachado. Sin embargo, en años recientes, el uso de remaches ha declinado rápidamente debido al tremendo incremento experimentado por la soldadura, y más recientemente, por el atornillado con pernos o tornillos de alta resistencia.

El montaje de estructuras de acero por medio de tornillos, es un proceso que además de ser muy rápido requiere mano de obra menos especializada que cuando se trabaja con remaches o con soldadura. Aunque el costo de adquisición de un tornillo de alta resistencia es varias veces mayor que el de un remache, el costo total de la construcción atornillada, es menor que el de la construcción remachada, debido a los menores costos por mano de obra y equipo y al menor número de tornillos requeridos para resistir las mismas cargas.

2.1.1 TAMAÑOS DE AGUJEROS PARA TORNILLOS

Además de los agujeros de tamaño estándar para tornillos y remaches que son 1.6 mm (1/16 plg) de mayor diámetro que los correspondientes tornillos y remaches, hay tres tipos de agujeros agrandados: *sobredimensionados*, *de ranura corta* y *de ranura larga*. Los agujeros holgados en ocasiones son muy útiles para acelerar el proceso de montaje; además permiten ajustes en la plomería de la estructura durante el montaje de ésta. La tabla 2.1, que corresponde a la J3.5 del manual LRFD, proporciona las dimensiones nominales de los diversos tipos de agujeros agrandados permitidos para los diferentes tamaños de conectores.

Tabla 2.1 Dimensiones Nominales de Agujeros

Diámetro del tornillo (plg)	Diámetro del tornillo (mm)	Dimensiones de los agujeros			
		Estándar (ST) (diámetro)	Sobredimensionados (SD) (diámetro)	De ranura corta (AC) (ancho x long)	De ranura larga (AL) (ancho x long)
1/2	12.7	12.7	15.9	14.3 x 17.6	14.3 x 31.8
5/8	15.9	17.5	20.6	17.5 x 22.2	17.5 x 39.7
3/4	19	20.6	23.8	20.6 x 25.4	20.6 x 47.6
7/8	22.2	23.8	27	23.8 x 28.6	23.8 x 55.6
1	25.4	27	31.8	27 x 33.3	27 x 63.5
≥ 1 1/8	≥ 28.5	d + 1.6	d + 7.9	(d+1.6) x (d+9.5)	(d+1.6) x (2.5xd)

Los casos en que pueden usarse los diversos tipos de agujeros agrandados se describen a continuación.

Los agujeros *sobredimensionados* pueden usarse en todas las placas de una conexión siempre que la carga aplicada no exceda a la resistencia permisible al deslizamiento. No deben utilizarse en juntas tipo aplastamiento. Es necesario usar roldanas endurecidas sobre estos agujeros holgados en las placas exteriores.

Los agujeros *de ranura corta* pueden usarse independientemente de la dirección de la carga aplicada si la resistencia permisible por deslizamiento es mayor que la fuerza aplicada. Si la carga se aplica en una dirección aproximadamente normal (entre 80° y 100°) a la ranura, estos agujeros pueden usarse en algunas o todas las capas de las conexiones por aplastamiento. Es necesario

usar roldanas (endurecidas si se usan tornillos de alta resistencia) sobre los agujeros de ranura corta en las capas exteriores.

Los agujeros de ranura larga pueden usarse en cualquiera, pero sólo en una de las partes conectadas y en cualquier superficie de contacto en conexiones tipo fricción o tipo aplastamiento. En las juntas tipo fricción estos agujeros pueden usarse en cualquier dirección, pero en las juntas de tipo aplastamiento las cargas deben ser normales (entre 80° y 100°) a los ejes de los agujeros. Si se usan los agujeros de ranura larga en una capa exterior es necesario cubrirlos con roldanas o con una barra continua. En conexiones con tornillos de alta resistencia, las roldanas o la barra no tienen que ser endurecidas, pero deben ser de material estructural y no deben ser menores de 5/16 plg (7.9 mm) en su espesor.

2.1.2 CONEXIONES POR CORTANTE: MODOS DE FALLA

Hay dos amplias categorías de fallas: la falla del sujetador y la de las partes conectadas.

2.1.2.1 Falla del sujetador

Considerando la junta traslapada de la figura 2.1a, puede suponerse que la falla del sujetador ocurre como se muestra. El esfuerzo cortante promedio en este caso será

$$f_v = \frac{P}{A} = \frac{P}{\pi \frac{d^2}{4}} \quad [\text{Ec 2.1}]$$

donde P es la carga que actúa sobre un sujetador y d es su diámetro. La carga puede entonces escribirse como

$$P = f_v A \quad [\text{Ec 2.2}]$$

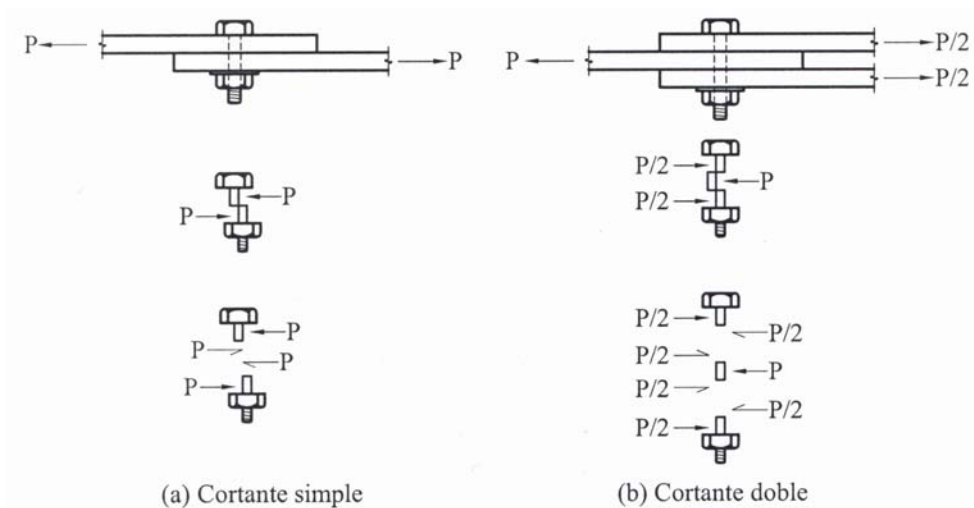


Figura 2.1

Aunque la carga en este caso no es perfectamente concéntrica, la excentricidad es pequeña y puede despreciarse. La conexión de la figura 2.1b es similar, pero un análisis de los diagramas de cuerpo libre de porciones del vástago del sujetador, muestra que cada área transversal está sometida a la mitad de la carga total, o equivalente; dos secciones transversales son efectivas para resistir la carga total. En cualquier caso la carga es $P = 2 f_v A$ y esta condición se le llama *cortante doble*. La carga en el tornillo, en la conexión de la figura 1a, con solo un plano de corte, se le conoce como cortante simple. La adición de material al espesor de la conexión, incrementará el número de los planos de corte y reducirá la carga sobre cada plano. Sin embargo, eso también incrementará la longitud del sujetador y podría someterlo a flexión.

2.1.2.2 Falla de las partes conectadas

Otros modos de falla en las conexiones de cortante, implican la falla de las partes conectadas y caen en dos categorías generales:

1. **Falla que resulta de la tensión, cortante o flexión excesivas en las partes conectadas.** Cuando se conecta un miembro en tensión, las tensiones en el área total y en el área neta efectiva deben investigarse. Al depender de la configuración de la conexión, el bloque de cortante también tendría que ser considerado. El bloque de cortante también debe examinarse en las conexiones de viga a columna en las que el patín superior de la viga está despatinado. Al depender de los tipos de conexión y carga, los elementos de la conexión como placas de nudo y ángulos pueden requerir de un análisis por cortante, tensión, flexión o bloque de cortante. El diseño de una conexión de un miembro en tensión se hace, por lo regular, en paralelo con el diseño del miembro mismo, ya que los dos procesos son interdependientes.
2. **Falla en la parte conectada debido al aplastamiento ejercido por los sujetadores.** Si el agujero es ligeramente más grande que el sujetador y este se supone colocado sueltamente en el agujero, el contacto entre el sujetador y la parte conectada existirá sobre aproximadamente, la mitad de la circunferencia del sujetador cuando se aplique una carga. Esta condición se ilustra en la figura 2.2. El esfuerzo variará desde un máximo en A acero en B; por simplicidad, se emplea un esfuerzo promedio, calculado como la fuerza aplicada dividida entre el área proyectada de contacto.

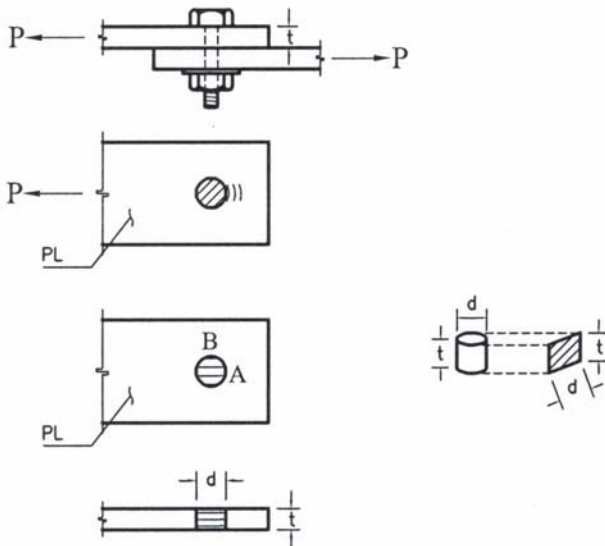


Figura 2.2

El esfuerzo de aplastamiento se calcula, entonces, como $f_p = \frac{P}{d t}$, donde P es la fuerza aplicada al sujetador, d es el diámetro del sujetador y t es el espesor de la parte sometida al aplastamiento. La carga de aplastamiento es, por lo tanto, $P = f_p d t$.

El problema de aplastamiento puede complicarse por la presencia de un tornillo cercano a la proximidad de un borde en la dirección de la carga, como se muestra en la figura 2.3. La separación entre los tornillos y las distancias de los bordes tendrá un efecto sobre la resistencia por aplastamiento.

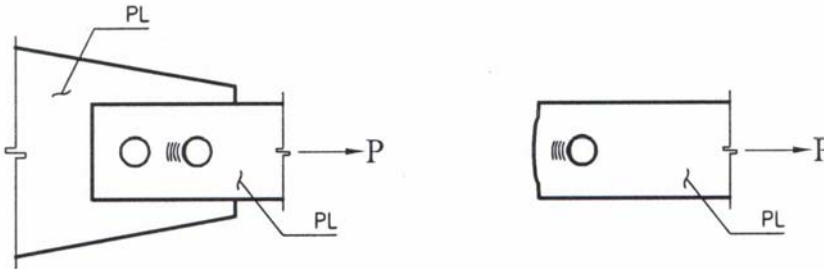


Figura 2.3

2.1.3 RESISTENCIA POR APLASTAMIENTO Y REQUISITOS DE ESPACIAMIENTO Y DISTANCIAS A BORDES

2.1.3.1 Resistencia por aplastamiento

La resistencia por aplastamiento es independiente del tipo de sujetador, porque el esfuerzo en consideración es sobre la parte conectada y no sobre el sujetador. Por esta razón, la resistencia por aplastamiento, así como los requisitos por espaciamento o separación, que son también independientes del tipo de sujetador, serán considerados antes que la resistencia por cortante y tensión de los tornillos.

La resistencia por aplastamiento deberá ser revisada para ambos tipos de conexiones por aplastamiento y por deslizamiento crítico. El uso de agujeros sobredimensionados, alargados cortos y alargados largos que sean paralelos a la línea de fuerza estarán restringidos en las conexiones a deslizamiento crítico por la Sección J3.2 del AISC.

La resistencia por aplastamiento de los agujeros de tornillos es ϕR_n donde:

$$\phi = 0.75$$

y R_n es la resistencia nominal al aplastamiento determinada como sigue:

- (a) Para un tornillo en una conexión hecha con agujeros estándar, agujeros alargados cortos y largos independientes de la dirección de la carga, o con un agujero alargado largo que tenga la ranura paralela a la dirección de la fuerza de aplastamiento:

Cuando la deformación en el agujero del tornillo es causada por la carga de servicio y es una consideración de diseño:

$$R_n = 1.2 L_c t F_u \leq 2.4 d t F_u \quad [\text{Ec 2.3 o LRFD J3-2a}]$$

Cuando la deformación en el agujero del tornillo es causada por la carga de servicio y no es una consideración de diseño:

$$R_n = 1.5 L_c t F_u \leq 3.0 d t F_u \quad [\text{Ec 2.4 o LRFD J3-2b}]$$

- (b) Para un tornillo en una conexión hecha con agujeros alargados largos que tenga la ranura perpendicular a la dirección de la fuerza:

$$R_n = 1.0 L_c t F_u \leq 2.0 d t F_u \quad [\text{Ec 2.5 o LRFD J3-2c}]$$

donde:

R_n = Resistencia nominal de aplastamiento del material conectado (kg)
 F_u = Resistencia de tensión mínima especificada en la parte crítica (kg/cm^2)
 L_c = Distancia libre en la dirección de la fuerza, entre el borde del agujero y el borde del agujero adyacente o del borde del material (cm)
 d = Diámetro del tornillo (cm)
 t = Espesor del material conectado (cm)

En las conexiones, la resistencia por aplastamiento deberá ser tomada como la sumatoria de las resistencias por aplastamiento de los tornillos individuales.

Para prevenir un alargamiento excesivo del agujero, se fija un límite superior a la carga de aplastamiento dada por las ecuaciones 2.3, 2.4 y 2.5. Este límite superior es proporcional al esfuerzo de fractura multiplicado por el área proyectada de aplastamiento, o

$$R_n = C x F_u x \text{área de aplastamiento} = C F_u d t$$

donde:

C = Una constante
 d = Diámetro del tornillo
 t = Espesor de la parte conectada

Si la deformación es de cuidado, como usualmente lo es, C se iguala a 2.4. Si la deformación no es de importancia, la constante C puede igualarse a 3.0. En esta tesis consideramos que la deformación es una consideración de diseño. La resistencia por aplastamiento para un solo tornillo se calculará con la ecuación 2.3.

La ecuación 2.3 es válida para los agujeros estándar, extragrandes, ovalados cortos y ovalados largos con la ranura paralela a la carga. En ésta tesis sólo usaremos agujeros estándar (agujeros 1.6 mm mayores que el diámetro del tornillo)

La figura 2.4 ilustra la distancia L_c . Al calcular la resistencia por aplastamiento de un tornillo, considere la distancia de ese tornillo al tornillo adyacente o borde en la dirección de la carga de aplastamiento sobre la parte conectada. Para el caso mostrado, la cara de aplastamiento está sobre el lado izquierdo de cada agujero. La resistencia para el tornillo 1 se calcula entonces con L_c medida al borde del tornillo 2 y la resistencia del tornillo 2 se calcula con L_c , medida al borde de la parte conectada.

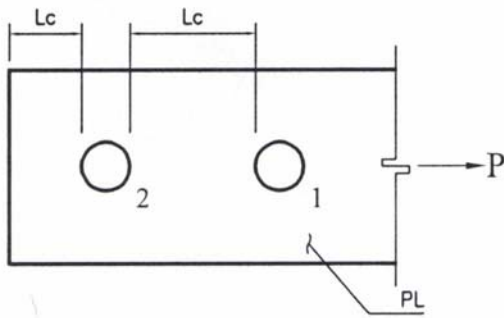


Figura 2.4

Al calcular la distancia L_c , se utilizará el diámetro real del agujero y no agregar el 1.6 mm (1/16 plg) como lo requiere la sección B.2 del AISC para calcular el área neta de un miembro en tensión. En otras palabras, usar un diámetro de agujero de $d + 1.6 \text{ mm}$ ($d + 1/16 \text{ plg}$), y no $d + 3.0 \text{ mm}$ ($d + 1/8 \text{ plg}$). Si h denota el diámetro del agujero, entonces

$$h = d + 1.6 \text{ mm} \quad \left(h = d + \frac{1}{16} \text{ plg} \right) \quad [\text{Ec 2.6}]$$

El cálculo de la resistencia por aplastamiento, a partir de la ecuación 2.3, puede simplificarse en algo con la forma siguiente. El Límite superior será efectivo cuando

$$1.2 L_c t F_u = 2.4 d t F_u$$

o bien

$$L_c = 2d$$

Esta relación se utiliza para determinar cuándo gobierna el límite superior de $2.4 d t F_u$:

$$\text{Si } L_c \leq 2d, \quad \text{usar } R_n = 1.2 L_c t F_u \quad [\text{Ec 2.7}]$$

$$\text{Si } L_c > 2d, \quad \text{usar } R_n = 2.4 d t F_u \quad [\text{Ec 2.8}]$$

2.1.3.2 Requisitos de separación y distancia a bordes

Para mantener ciertas distancias libres entre las tuercas de los tornillos y proporcionar espacio para las llaves de su instalación, la sección J3.3 del AISC requiere que la separación centro a centro de los sujetadores (en cualquier dirección) sea no menor que $2\frac{2}{3}d$ y de preferencia no menor que $3d$, donde d es el diámetro del sujetador.

Las distancias mínimas a bordes (en cualquier dirección), medidas desde el centro del agujero, están en la Tabla 2.2 que es una reproducción de la Tabla J3.4 del LRFD como función del tamaño del tornillo y del tipo de borde (cortado con cizalla, laminado o cortado con gas). La separación y la distancia al borde, denotadas por s y L_e están ilustradas en la figura 2.5.

Tabla 2.2 Distancia Mínima al Borde ^[a] plg mm del centro del agujero estándar ^[b] al borde de la parte conectada

DIÁMETRO NOMINAL DEL TORNILLO O REMACHE		A BORDES CIZALLADOS		A BORDES LAMINADOS DE PLACAS, PERFILES O BARRAS, O BORDES CORTADOS CON GAS ^[c]	
(plg)	(mm)	(plg)	(mm)	(plg)	(mm)
1/2	13	7/8	22	3/4	19
5/8	16	1 1/8	29	7/8	22
3/4	19	1 1/4	32	1	25
7/8	22	1 1/2 ^[d]	38 ^[d]	1 1/8	29
1	25	1 3/4 ^[d]	44 ^[d]	1 1/4	32
1 1/8	29	2	51	1 1/2	38
1 1/4	32	2 1/4	57	1 5/8	41
Más de 1 1/4	Más de 32	1 3/4 x diámetro	1.75 x diámetro	1 1/4 x diámetro	1.25 x diámetro

[a] Son permitidas distancias menores al borde si son usadas las ecuaciones de la sección J3.10 según se apliquen y satisfagan.
 [b] Para agujeros sobredimensionados o alargados, ver tabla J3.6.
 [c] Todas las distancias a los bordes en esta columna podrán reducirse en 1/8 plg (3 mm) cuando el agujero se encuentre en un punto donde el esfuerzo no exceda el 25% de la resistencia de diseño del elemento.
 [d] Éstos son permitidos de 1 1/4 (32 mm) en los extremos de vigas conectadas con ángulos y placas de cortante en extremos.

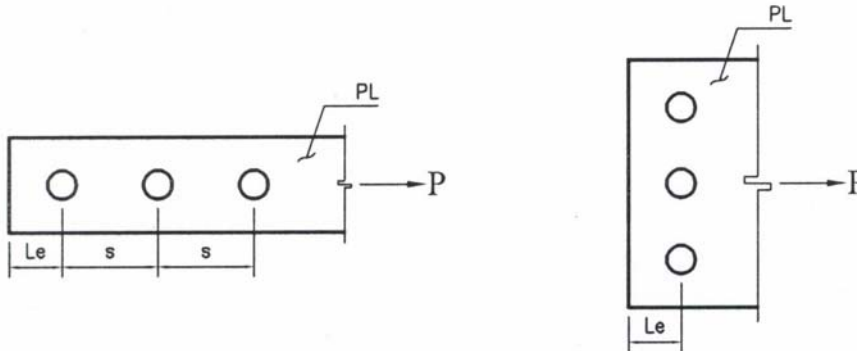


Figura 2.5

EJEMPLO 2.1

Revisar el aplastamiento, la separación entre los tornillos y las distancias a bordes para la conexión mostrada en la figura 2.6.

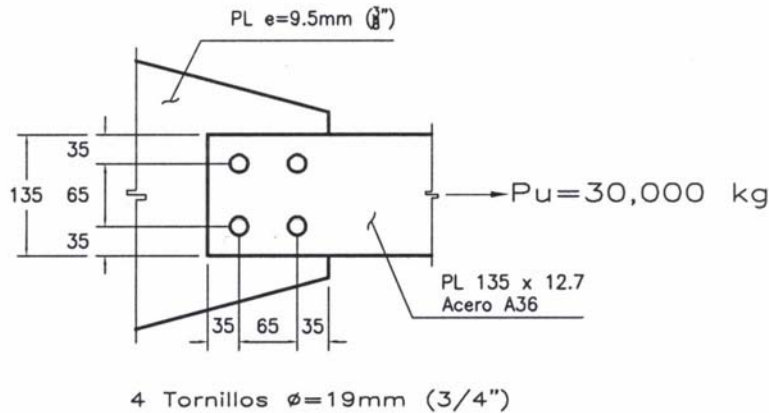


Figura 2.6

SOLUCIÓN

De la sección J3.3 del AISC, la separación mínima en cualquier dirección es:

$$2\frac{2}{3}d = 2.667(19) = 51\text{mm}$$

separación real = 65 mm > 51 mm (satisfactorio)

La distancia mínima al borde en cualquier dirección se obtiene de la Tabla 2.2.

Si suponemos bordes cortados con cizalla (el peor caso), la distancia mínima al borde es 32 mm, por lo que,

Distancia real al borde = 35 mm > 32 mm (satisfactorio)

Para el cálculo de la resistencia por aplastamiento, se usará un diámetro de agujero de,

$$h = d + 1.6\text{ mm} = 19 + 1.6 = 21\text{ mm}$$

A) Aplastamiento para el miembro en tensión

Para los agujeros más cercanos al borde del miembro

$$L_c = L_e - \frac{h}{2} = 35 - \frac{20.6}{2} = 25\text{mm}$$

$$\phi R_n = \phi (1.2 L_c t F_u) \leq \phi (2.4 d t F_u)$$

$$\phi (1.2 L_c t F_u) = 0.75 (1.2 \times 2.5 \times 1.27 \times 4\ 080) = 11\ 658\text{ kg}$$

$$\phi (2.4 d t F_u) = 0.75 (2.4 \times 1.9 \times 1.27 \times 4\ 080) = 17\ 720\text{ kg}$$

Usar $\phi R_n = 11\ 658\text{ kg}$

Para los otros agujeros

$$L_c = s - h = 65 - 20 = 45\text{mm}$$

$$\phi R_n = \phi (1.2 L_c t F_u) \leq \phi (2.4 d t F_u)$$

$$\phi (1.2 L_c t F_u) = 0.75 (1.2 \times 4.5 \times 1.27 \times 4\ 080) = 20\ 985\text{ kg}$$

$$\phi (2.4 d t F_u) = 0.75 (2.4 \times 1.9 \times 1.27 \times 4\ 080) = 17\ 720\text{ kg}$$

Usar $\phi R_n = 17\ 720\text{ kg}$

La resistencia por aplastamiento para el miembro en tensión es

$$\phi R_n = 2(11\ 658\text{ kg}) + 2(17\ 720\text{ kg}) \quad ; \quad \phi R_n = 58\ 756\text{ kg}$$

B) Aplastamiento para la placa de nudo

Para los agujeros más cercanos al borde del miembro

$$L_c = L_e - \frac{h}{2} = 35 - \frac{20.6}{2} = 25 \text{ mm}$$

$$\phi R_n = \phi (1.2 L_c t F_u) \leq \phi (2.4 d t F_u)$$

$$\phi (1.2 L_c t F_u) = 0.75 (1.2 \times 2.5 \times 0.95 \times 4080) = 8720 \text{ kg}$$

$$\phi (2.4 d t F_u) = 0.75 (2.4 \times 1.9 \times 0.95 \times 4080) = 13255 \text{ kg}$$

Usar $\phi R_n = 8720 \text{ kg}$

Para los otros agujeros

$$L_c = s - h = 65 - 20 = 45 \text{ mm}$$

$$\phi R_n = \phi (1.2 L_c t F_u) \leq \phi (2.4 d t F_u)$$

$$\phi (1.2 L_c t F_u) = 0.75 (1.2 \times 4.5 \times 0.95 \times 4080) = 15700 \text{ kg}$$

$$\phi (2.4 d t F_u) = 0.75 (2.4 \times 1.9 \times 0.95 \times 4080) = 13255 \text{ kg}$$

Usar $\phi R_n = 13255 \text{ kg}$

La resistencia por aplastamiento para la placa de nudo es

$$\phi R_n = 2(8720 \text{ kg}) + 2(13255 \text{ kg})$$

$$\phi R_n = 43950 \text{ kg}$$

La placa de nudo gobierna, por lo tanto, la resistencia por aplastamiento para la conexión es

$$\phi R_n = 43950 \text{ kg} > P_u = 30000 \text{ kg} \quad \therefore \text{E. B.}$$

2.1.4 TORNILLOS ORDINARIOS O ESTÁNDAR (A307)

Estos tornillos, también conocidos como tornillos no acabados son designados como ASTM A307 y se fabrican con aceros al carbono con características de esfuerzos y deformaciones muy parecidas al del acero A36. Están disponibles en diámetros que van de 3/8 plg (9.5 mm) hasta 1 1/2 plg (38 mm) en incrementos de 1/8 plg (3 mm).

Los tornillos A307 tienen relativamente grandes tolerancias en el vástago y en las dimensiones de la cuerda. Se usan principalmente en estructuras ligeras sujetas a cargas estáticas y en miembros secundarios (largueros, correas, riostras, plataformas, armaduras pequeñas, etc.). En edificaciones no son utilizadas.

Este tipo de tornillos difieren de los tornillos de alta resistencia no solo en las propiedades materiales, sino también en que no tomamos en cuenta la fuerza de apriete resultante del apriete de los tornillos.

2.1.4.1 RESISTENCIA DE DISEÑO POR TENSIÓN EN TORNILLOS ESTÁNDAR

La resistencia de diseño a tensión de los tornillos A307 es ϕR_n donde el factor de resistencia ϕ es 0.75 y la resistencia nominal por tensión es:

$$R_n = F_t A_t \quad [\text{Ec 2.9}]$$

donde

F_t = esfuerzo de tensión último

A_t = área transversal de la parte no roscada del tornillo (también conocida como área nominal del tornillo)

El esfuerzo por tensión último está dado en la Tabla J3.2 del AISC como 3 165 kg/cm², lo que da una resistencia nominal de

$$R_n = F_t A_t = 3165 A_t \quad [\text{Ec 2.10}]$$

EJEMPLO 2.2

Determinar la resistencia a tensión última de un tornillo A307 de 9.5 mm de diámetro (3/8").

SOLUCIÓN

Para un tornillo con $d = 0.95$ cm, $A = 0.71$ cm²

$$\phi R_n = \phi F_t A_t = 0.75 \times 3165 \times 0.71 = 1685 \text{ kg}$$

Calculando la capacidad a tensión última de un tornillo A307 para diferentes diámetros, se obtiene la siguiente tabla:

Tabla 2.3 Resistencia a Tensión Última para Tornillos Estándar (A-307)

DIÁMETRO COMERCIAL (pulg)	d (mm)	ÁREA (cm ²)	RESISTENCIA ϕR_n
			A307 (kg)
3/8	9.50	0.71	1685
1/2	12.70	1.27	3015
5/8	15.90	1.99	4724
3/4	19.10	2.87	6813
7/8	22.20	3.87	9186
1	25.40	5.07	12035
1 1/8	28.60	6.42	15239
1 1/4	31.80	7.94	18848
1 3/8	34.90	9.57	22717
1 1/2	38.10	11.40	27061

2.1.4.2 RESISTENCIA DE DISEÑO POR CORTANTE EN TORNILLOS ESTÁNDAR

La resistencia de diseño por cortante de los tornillos A307 es ϕR_n donde el factor de resistencia ϕ es 0.75 y la resistencia nominal por cortante es:

$$R_n = F_v A_v \quad [\text{Ec 2.11}]$$

donde

F_v = esfuerzo cortante último

A_v = área transversal de la parte no roscada del tornillo (también conocida como área nominal del tornillo)

El esfuerzo cortante último está dado en la Tabla J3.2 del AISC como 1690 kg/cm², lo que da una resistencia nominal de

$$R_n = F_v A_v = 1690 A_v \quad [\text{Ec 2.12}]$$

Calculando la resistencia por cortante última de un tornillo A307 para diferentes diámetros, se obtiene la siguiente tabla:

Tabla 2.4 Resistencia a Corte Simple para Tornillos Estándar

DIÁMETRO COMERCIAL (pulg)	d (cm)	ÁREA (cm ²)	RESISTENCIA (kg)
3/8	0.95	0.71	900
1/2	1.27	1.27	1610
5/8	1.59	1.99	2522
3/4	1.91	2.87	3638
7/8	2.22	3.87	4905
1	2.54	5.07	6426
1 1/8	2.86	6.42	8137
1 1/4	3.18	7.94	10064
1 3/8	3.49	9.57	12130
1 1/2	3.81	11.40	14450

EJEMPLO 2.3

Determinar la resistencia de diseño de la conexión mostrada en la figura 2.7 con base en el cortante y el aplastamiento.

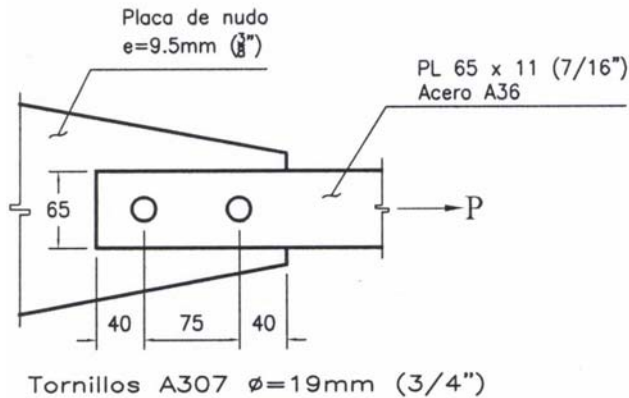


Figura 2.7

SOLUCIÓN

La conexión se clasifica como simple y se considera que cada sujetador resiste una porción igual de carga.

Será conveniente, en la mayoría de los casos, determinar la resistencia correspondiente a un sujetador y luego multiplicarla por el número total de sujetadores.

A) Resistencia por cortante

Este es un caso de cortante simple y la resistencia de diseño por cortante de un tornillo es;

$$\phi R_n = 3\,638 \text{ kg} \quad (\text{Tabla 2.4})$$

B) Resistencia por aplastamiento

Como las distancias a bordes son las mismas para el miembro en tensión, y para la placa de nudo, la resistencia por aplastamiento de la placa de nudo gobernará, por ser más delgada que el miembro en tensión. Para el cálculo de la resistencia por aplastamiento se usará un diámetro de agujero de:

$$h = d + 1.6 \text{ mm} = 19 + 1.6 = 21 \text{ mm}$$

Para el agujero más cercano al borde de la placa de nudo,

$$L_c = L_e - \frac{h}{2} = 40 - \frac{21}{2} = 29.5 \text{ mm}$$

$$2d = 2(19) = 38 \text{ mm}$$

$$L_c < 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (1.2 L_c t F_u) = 0.75(1.2 \times 29.5 \times 0.95 \times 4\,080) = 10\,290 \text{ kg}$$

Para el otro agujero,

$$L_c = s - h = 75 - 21 = 54 \text{ mm}$$

$$L_c > 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (2.4 d t F_u) = 0.75(2.4 \times 1.9 \times 0.95 \times 4080) = 13\,256 \text{ kg}$$

La resistencia por aplastamiento de la conexión es,

$$\phi R_n = 10\,290 + 13\,256 = 22\,546 \text{ kg}$$

Esta resistencia es mayor que la resistencia por cortante de 7 256 kg, por lo que gobierna el cortante y la resistencia de la conexión es,

$$\phi R_n = 7\,276 \text{ kg}$$

NOTA.-

Todos los requisitos de separación y distancias a bordes se satisfacen. Para un borde cortado con cizalla, la distancia mínima al borde requerida por la tabla 2.2 (LRFD J3.4) es de 32 mm (1 ¼") y este requisito se satisface en las direcciones longitudinal y transversal.

La separación entre tornillos s es de 75 mm que es mayor que $2 \frac{2}{3}d = 2.67(19) = 50$ mm.

RESPUESTA.- Con base en el cortante y el aplastamiento, la resistencia de diseño $\phi R_n = 7\,276$ kg (Notar que algún otro estado límite que no ha sido revisado, como la tensión sobre el área neta de la barra, puede de hecho gobernar la resistencia de diseño).

EJEMPLO 2.4

Una barra de 100 x 9.5 mm (3/8") se usa como miembro en tensión para resistir una carga muerta de servicio de 3 650 kg y otra viva de servicio de 10 000 kg. Este miembro se diseñó al suponer que se usaría una sola línea de tornillos A307 de $\phi = 19$ mm (3/4") para conectar el miembro a una placa de nudo de $\phi = 19$ mm. Se utiliza acero A36 para el miembro en tensión y para la placa de nudo. ¿Cuántos tornillos se requieren?

SOLUCIÓN

$$P_u = 1.5(CM + CV) = 1.5(3\,650 + 10\,000) = 20\,475 \text{ kg}$$

De la tabla 2.4, la resistencia de un tornillo de $\phi = 19$ mm es $\phi R_n = 3\,638$ kg/tornillo.

Para la resistencia por aplastamiento, la separación y las distancia a bordes no se conocen. Suponemos que el límite superior de $\phi (2.4 d t F_u)$ gobernará, al dar una resistencia por aplastamiento de

$$\phi R_n = 0.75(2.4 \times 1.9 \times 0.95 \times 4080) = 13\,256 \text{ kg}$$

La resistencia real por aplastamiento dependerá del valor de L_c para cada tornillo. Cuando este valor haya sido determinado en el diseño final, la resistencia por aplastamiento debe volverse a revisar, pero es probable que el cortante gobierne aún.

El número de tornillos es

$$n = \frac{20\,475}{3\,638} = 5.63 \text{ tornillos}$$

RESPUESTA.- Usar seis tornillos A307 $\phi = 19$ mm.

2.1.5 TORNILLOS DE ALTA RESISTENCIA

Los tornillos de alta resistencia, para juntas estructurales, se tienen en dos grados: ASTM A325 y ASTM A490. Estos tornillos se fabrican a base de acero al carbono tratado térmicamente y aceros aleados, tienen resistencias a la tensión de dos o más veces la de los tornillos ordinarios.

Los tornillos de alta resistencia se usan para todo tipo de estructuras, desde pequeños edificios hasta rascacielos y puentes monumentales. Los tornillos A490 son más caros que los tornillos A325, pero, por lo regular, se requiere un número menor de ellos.

2.1.5.1 VENTAJAS DE LOS TORNILLOS DE ALTA RESISTENCIA

Entre las muchas ventajas de los tornillos de alta resistencia, que en parte explican su gran éxito, están las siguientes:

1. Las cuadrillas de hombres necesarias para atornillar, son menores que las que se necesitan para remachar. Dos parejas de atornilladores pueden fácilmente colocar el doble de tornillos en un día, que el número de remaches colocados por una cuadrilla normal de cuatro remachadores, resultando un montaje de acero estructural más rápido.
2. En comparación con los remaches, se requiere menor número de tornillos para proporcionar la misma resistencia.
3. Unas buenas juntas atornilladas pueden realizarlas hombres con mucho menor entrenamiento y experiencia que los necesarios para producir conexiones soldadas o remachadas de calidad semejante. La instalación apropiada de tornillos de alta resistencia puede aprenderse en cuestión de horas.
4. No se requieren pernos de montaje que deben removerse después (dependiendo de las especificaciones) como en las juntas soldadas.
5. Resulta menos ruidoso en comparación con el remachado.
6. Se requiere equipo más barato para realizar conexiones atornilladas.
7. No existe riesgo de fuego ni peligro por el lanzamiento de los remaches calientes.
8. Las pruebas hechas en juntas remachadas, y en juntas atornilladas, bajo condiciones idénticas, muestran definitivamente que las juntas atornilladas tienen una mayor resistencia a la fatiga. Su resistencia a la fatiga es igual o mayor que la obtenida con juntas soldadas equivalentes.
9. Donde las estructuras se alteran o desensamblan posteriormente, los cambios en las conexiones son muy sencillos por la facilidad para quitar los tornillos.

2.1.5.2 RESISTENCIA DE DISEÑO POR TENSIÓN ÚLTIMA DE TORNILLOS DE ALTA RESISTENCIA

La resistencia de diseño por tensión de los tornillos A325 y A490 es ϕR_n , donde el factor de resistencia ϕ es 0.75. igual que para los tornillos comunes, la resistencia nominal por tensión de los tornillos de alta resistencia está dada por el esfuerzo de tensión último multiplicado por el área nominal del tornillo.

La Tabla 2.5 corresponde a la Tabla J3.2 del manual LRFD, llamada Esfuerzo de Diseño de Sujetadores.

Tabla 2.5 Esfuerzo de Diseño de Sujetadores a Tensión Última

DESCRIPCIÓN DEL SUJETADOR	ESFUERZO DE TENSIÓN	
	Factor de Resistencia ϕ	Esfuerzo nominal kg/cm^2
Tornillos A325 o A325M	0.75	6 330 [d]
Tornillos A490 o A490M		7 945 [d]

[d] Para tornillos A325 o A325M y A490 sujetos a cargas por tensión por fatiga.

EJEMPLO 2.5

Determinar la resistencia a tensión última de un tornillo A325 de 1.27 cm de diámetro (1/2").

SOLUCIÓN

Para un tornillo con $d = 1.27 \text{ cm}$, $A = 1.27 \text{ cm}^2$

$$\phi R_n = \phi F_t A_t = 0.75 \times 6\,330 \times 1.27 = 6\,029 \text{ kg}$$

Calculando la capacidad a tensión última para tornillos A325 y A490 para diferentes diámetros, se obtiene la siguiente tabla:

Tabla 2.6 Resistencia de Diseño a Tensión Última de Tornillos de Alta Resistencia

DIÁMETRO COMERCIAL (plg)	d (mm)	ÁREA (cm^2)	RESISTENCIA ϕR_n	
			A325 (kg)	A490 (kg)
3/8	9.50	0.71	-----	-----
1/2	12.70	1.27	6029	7568
5/8	15.90	1.99	9448	11858
3/4	19.10	2.87	13625	17102
7/8	22.20	3.87	18373	23060
1	25.40	5.07	24070	30211
1 1/8	28.60	6.42	30479	38255
1 1/4	31.80	7.94	37695	47312
1 3/8	34.90	9.57	45434	57025
1 1/2	38.10	11.40	54122	67930

2.1.5.3 TORNILLOS APRETADOS SIN HOLGURA Y TORNILLOS COMPLETAMENTE TENSADOS

Según el LRFD, no todos los tornillos de alta resistencia tienen que tensarse completamente, dicho proceso es caro así como su inspección.

Algunos tornillos requieren apretarse sólo hasta quedar con apriete ajustado (snug-tight). Esto se logra cuando todos los paños de una conexión están en contacto firme entre sí. En general se obtiene con el esfuerzo total realizado por un operario con una llave manual o el apretado que se efectúa después de unos pocos golpes con una llave de impacto.

Los tornillos estándar son aceptables en conexiones de tensión (como en colgantes) para cargas estáticas y su resistencia a tensión está tabulada en la tabla 2.3.

Los tornillos de alta resistencia quedan sometidos a fuertes esfuerzos de tensión en el vástago, desarrollando así una confiable presión de apriete. El esfuerzo cortante es transferido por fricción bajo carga de trabajo.

Los tornillos de alta resistencia son preferidos como sujetadores en conexiones de campo, en situaciones donde se tienen inversiones de esfuerzos con la posibilidad de que se generen problemas de fatiga, bajo cargas de impacto y en otras aplicaciones donde no es conveniente tener deslizamiento en la junta.

En una conexión tipo fricción o crítica al deslizamiento, los pernos no están realmente sometidos a cortante ni aplastamiento, ya que no ocurre ningún desplazamiento bajo cargas de servicio. Sin embargo, se especifica por conveniencia un esfuerzo cortante.

Una lista completa de los valores mínimos de tensión para aquellas conexiones en que se requiere una tensión mínima, está dada en la Tabla 2.7, que corresponde a la Tabla J3.1 del manual LRFD, llamada Tensión Mínima en Tornillos de Alta resistencia. Cada valor es igual a 70% de la resistencia mínima por tensión del tornillo.

Tabla 2.7 Tensión Mínima en Tornillos de Alta Resistencia (Kg)*

Diámetro del tornillo (pulg)	Diámetro del tornillo (mm)	Tornillos A325	Tornillos A490
1/2	13	5 430	6 800
5/8	16	8 620	10 900
3/4	19	12 700	15 900
7/8	22	17 650	22 250
1	25	23 150	29 100
1 1/8	29	25 400	36 300
1 1/4	32	32 200	46 300
1 3/8	35	39 600	55 000
1 1/2	38	46 800	67 100

* Igual a 0.7 de la resistencia mínima a la tensión de los tornillos, redondeadas a toneladas como se determina en las Especificaciones ASTM para tornillos A325 y A490 con arandelas UNC

Las especificaciones LRFD requieren que los tornillos que deban tensarse en forma completa, se identifiquen claramente en los planos. Estos son los tornillos usados en las conexiones tipo fricción y en las conexiones sujetas a tensión directa.

2.1.5.4 CONEXIONES TIPO FRICCIÓN Y TIPO APLASTAMIENTO EN TORNILLOS DE ALTA RESISTENCIA

2.1.5.4.1 Conexiones tipo fricción

Como se mencionó anteriormente, los tornillos de alta resistencia pueden apretarse hasta que se alcanzan esfuerzos extremadamente altos de tensión, de manera que las partes conectadas quedan fuertemente afianzadas entre la tuerca del tornillo y su cabeza; se tiene entonces una considerable resistencia al deslizamiento en la superficie de contacto. Esta resistencia es igual a la fuerza al apretar multiplicada por el coeficiente de fricción.

El propósito de una fuerza de tensión tan grande es el de alcanzar la fuerza de apriete ilustrada en la figura 2.8. Se dice que tales tornillos están plenamente tensionados.

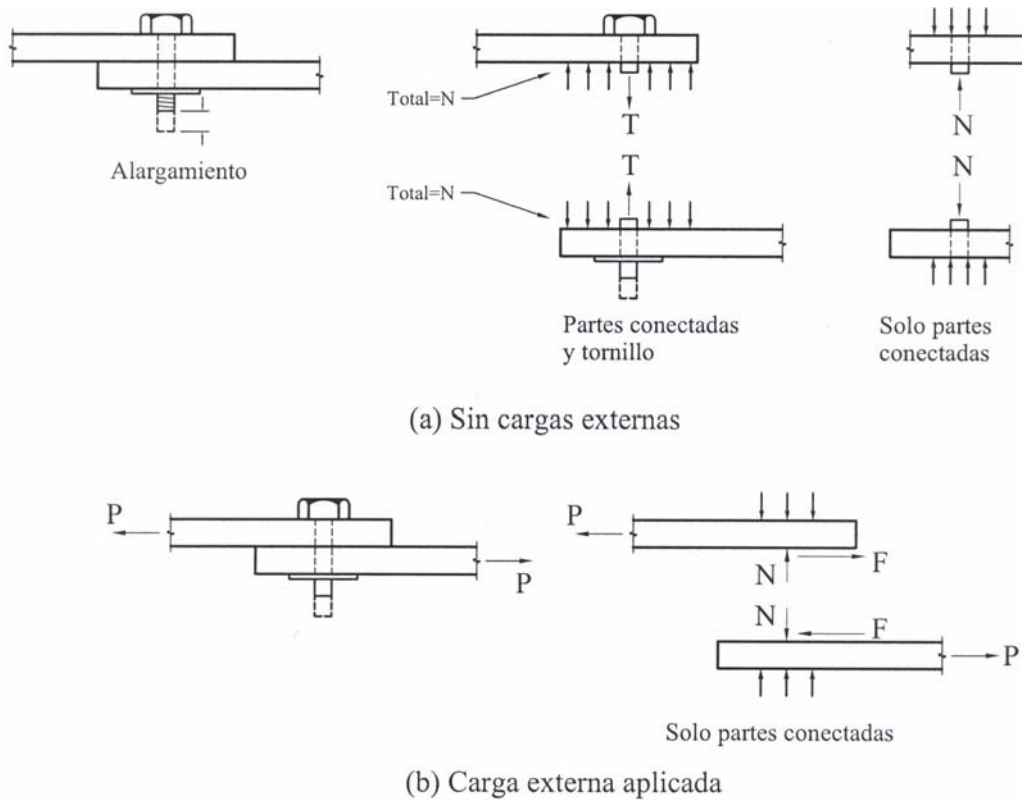


Figura 2.8

Cuando una tuerca gira y avanza a lo largo de las roscas de un tornillo, las partes conectadas sufren compresión y el tornillo se alarga. Los diagramas de cuerpo libre en las figuras 2.8a muestran que la fuerza total de compresión que actúa sobre la parte conectada es numéricamente igual a la tensión en el tornillo. Si se aplica una fuerza P externa, se desarrolla una fuerza de fricción entre las partes conectadas. El valor máximo posible de esta fuerza es

$$F = \mu N$$

[Ec 2.13]

donde μ es el coeficiente de fricción estática entre las partes conectadas y N es la fuerza normal de compresión que actúa sobre las superficies internas. El valor de μ depende de la condición de la superficie del acero, por ejemplo, si está pintada u oxidada. Cada tornillo en la conexión es, entonces, capaz de resistir una carga $P = F$, aún si el vástago del tornillo no se apoya sobre la

parte conectada. En tanto que esta fuerza de fricción no se exceda, no habrá aplastamiento o cortante. Si P es mayor que F y se presenta el deslizamiento, se tendrá entonces a la fuerza cortante y al aplastamiento que afectarán a la capacidad de la conexión.

2.1.5.4.2 Conexiones tipo aplastamiento

Si la fuerza cortante es menor que la resistencia permisible por fricción, la conexión se denomina tipo fricción. Si la carga excede a la resistencia por fricción, habrá un deslizamiento entre los miembros con un posible degollamiento de los tornillos y al mismo tiempo las partes conectadas empujarán sobre los tornillos.

2.1.5.5 MÉTODOS PARA TENSAR COMPLETAMENTE LOS TORNILLOS DE ALTA RESISTENCIA

Ya se ha comentado acerca de cuánto apretar los tornillos para producir una tensión inicial mínima, pero ¿cómo alcanzar esa alta tensión en los tornillos plenamente tensionados? Existen varios métodos para apretarlos. Éstos métodos, incluido el método del giro de la tuerca, el de la llave calibrada y el uso de tornillos de diseño alternativo, así como los indicadores directos de tensión, los permite sin preferencia las especificaciones LRFD.

Método del giro de la tuerca. Los tornillos se aprietan ajustados y luego se les da un giro de $1/3$ o de una vuelta completa, dependiendo de la longitud de éstos y de la inclinación de las superficies entre sus cabezas y tuercas. (La magnitud del giro puede controlarse fácilmente marcando la posición apretada sin holgura con pintura o crayón)

Método de la llave calibrada. En éste método los tornillos se aprietan con una llave de impacto ajustada para detenerse cuando se alcanza el par necesario para lograr la tensión deseada de acuerdo con el diámetro y la clasificación de la ASTM del tornillo. Es necesario que las llaves se calibren diariamente y que se usen rondanas endurecidas. Deben protegerse los tornillos del polvo y de la humedad en la obra.

Indicador directo de tensión. El indicador directo de tensión consiste en una rondana endurecida con protuberancias en una de sus caras en forma de pequeños arcos. Los arcos se aplanan conforme se aprieta el tornillo. La magnitud de la abertura en cualquier momento es una medida de la tensión en el tornillo. En los tornillos completamente tensados las aberturas deben medir 0.4 mm o menos.

Tornillos de diseño alternativo. Además de los métodos anteriores existen algunos tornillos de diseño alternativo que pueden tensarse satisfactoriamente. Los tornillos con extremos rasurados que se extienden más allá de la porción roscada son un ejemplo. Se usan boquillas especiales en las llaves para apretar las tuercas hasta que se degollan los extremos rasurados.

Para ninguno de los métodos de apretar mencionados antes se especifica una tensión máxima para el tornillo. Esto implica que el tornillo puede apretarse a la carga más alta que no lo rompa y que aún así trabaje con eficiencia. Debe notarse que las tuercas son más fuertes que el tornillo y que este se romperá antes de que la tuerca se fracture.

En situaciones de fatiga, donde los miembros están sujetos a fluctuaciones constantes de las cargas, es muy conveniente la conexión tipo fricción. Si la fuerza que debe soportar es menor que la resistencia a la fricción, por lo que ninguna fuerza queda aplicada a los tornillos, ¿cómo sería posible entonces tener una falla por fatiga? La conexión tipo fricción es un estado límite de servicio, ya que se basa en cargas de trabajo; en una conexión así no se permite que las cargas de trabajo excedan a la resistencia permisible por fricción.

Otros casos en que es muy conveniente utilizar las conexiones tipo fricción son: juntas en la que los tornillos se usan con agujeros sobredimensionados, juntas en los que los tornillos se usan con agujeros acanalados con las cargas aplicadas paralelamente a la dirección del acanalamiento, juntas sujetas a considerables inversiones de la fuerza y juntas en las que los tornillos, junto con las soldaduras, resisten el cortante sobre la superficie de contacto común de las partes conectadas.

Las superficies de las juntas, incluidas las adyacentes a las roldanas, deben estar libres de escamas, polvo, rebabas y otros defectos que puedan impedir un contacto pleno entre las partes. Es necesario que las superficies de las partes conectadas tengan pendientes no mayores de 1 en 20 con respecto a las cabezas y tuercas de los tornillos a menos que se usen roldanas biseladas. En juntas tipo fricción las superficies de contacto también deben de estar libres de aceite, pintura y lacas.

2.1.5.6 RESISTENCIA DE DISEÑO POR CORTANTE DE TORNILLOS DE ALTA RESISTENCIA

La resistencia de diseño por cortante de los tornillos A325 y A490 es ϕR_n , donde el factor de resistencia ϕ es 0.75 igual que para los tornillos comunes, la resistencia nominal por cortante de los tornillos de alta resistencia está dada por el esfuerzo cortante último multiplicado por el área nominal del tornillo. Sin embargo, a diferencia de los tornillos A307, la resistencia por cortante de los A325 y A490 depende de si las roscas están en un plano de corte o no. En vez de usar un área transversal reducida cuando la porción roscada está sometida al cortante, el esfuerzo cortante último se multiplica por un factor de 0.75, que es la razón aproximada del área roscada al área no roscada. Las resistencias están dadas en la Tabla J3.2 del AISC y se resumen en la Tabla 2.8. La Tabla J3.2 del AISC se refiere a las roscas en un plano de cortante como “no excluidas en los planos de corte” y se alude a las roscas no en un plano de corte, como “excluidas de los planos de corte”. La primera categoría, roscas incluidas en el plano de corte, se denomina conexión tipo “N”, y un tornillo A325 de este tipo puede denotarse como tornillo A325-N. La designación “X” se emplea para indicar que las roscas están excluidas del plano de corte, por ejemplo un tornillo A325-X.

Tabla 2.8 Esfuerzo de Diseño de Sujetadores de Alta Resistencia

DESCRIPCIÓN DEL SUJETADOR	ESFUERZO CORTANTE EN CONEXIONES TIPO POR APLASTAMIENTO	
	Factor de Resistencia Φ	Esfuerzo nominal kg/cm^2
Tornillos A325 o A325M cuando las roscas no están excluidas del plano de corte (N)	0.75	3 375 ^[e]
Tornillos A325 o A325M cuando las roscas están excluidas del plano de corte (X)		4 220 ^[e]
Tornillos A490 o A490M cuando las roscas no están excluidas del plano de corte (N)		4 220 ^[e]
Tornillos A490 o A490M cuando las roscas están excluidas del plano de corte (X)		5 275 ^[e]
[e] Cuando conexiones de tipo aplastamiento se usan para unir miembros a tensión que tienen un diseño de sujetadores cuya longitud, medida paralelamente a la línea de la fuerza., excede 50 plg (1 270 mm), los valores tabulados deben ser reducidos un 20 por ciento.		

Calculando la capacidad a corte simple para tornillos A325 y A490 para diferentes diámetros, se obtiene la siguiente tabla:

Tabla 2.9 Resistencia a Corte Simple para Tornillos de Alta Resistencia

DIÁMETRO COMERCIAL (plg)	d (mm)	ÁREA (cm ²)	RESISTENCIA			
			A325-X (kg)	A325-N (kg)	A490-X (kg)	A490-N (kg)
3/8	9.50	0.71	-----	-----	-----	-----
1/2	12.70	1.27	4020	3215	5024	4020
5/8	15.90	1.99	6298	5037	7873	6298
3/4	19.10	2.87	9084	7265	11354	9084
7/8	22.20	3.87	12249	9796	15311	12249
1	25.40	5.07	16047	12833	20058	16047
1 1/8	28.60	6.42	20319	16251	25399	20319
1 1/4	31.80	7.94	25130	20098	31413	25130
1 3/8	34.90	9.57	30289	24224	37861	30289
1 1/2	38.10	11.40	36081	28856	45101	36081

EJEMPLO 2.6

Determinar la resistencia de diseño de la conexión mostrada en la figura 2.9. Investigar las resistencias por cortante de los tornillos, por aplastamiento y por tensión del miembro. Los tornillos son A325 de $\phi = 22$ mm con las roscas NO en el plano de corte. Se emplea acero A572 grado 50.

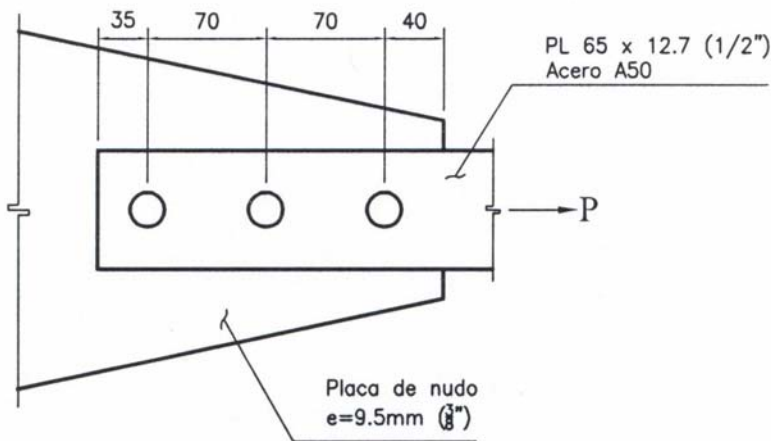


Figura 2.9

SOLUCIÓN

A) Resistencia por cortante

De la tabla 2.9, la resistencia de diseño para un tornillo de $\phi = 22$ mm es $\phi R_n = 12\,249$ kg.

Para tres tornillos $\phi R_n = 36\,747$ kg.

B) Resistencia por aplastamiento

Para el cálculo de la resistencia por aplastamiento, usar un diámetro de agujero de

$$h = d + 1.6 \text{ mm} = 22 + 1.6 = 23.6 \text{ mm}$$

Revisando el aplastamiento en el miembro en tensión y en la placa de nudo

Para el miembro en tensión y el agujero más cercano al borde del miembro,

$$L_c = L_e - \frac{h}{2} = 35 - \frac{23.6}{2} = 23.2 \text{ mm}$$

$$2d = 2(22) = 44$$

$$L_c < 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (1.2 L_c t F_u) = 0.75 (1.2 \times 23.2 \times 1.27 \times 4575)$$

$$\phi R_n = 12130 \text{ kg}$$

Para los otros agujeros,

$$L_c = s - h = 70 - 23.6 = 46.4 \text{ mm}$$

$$L_c > 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (2.4 d t F_u) = 0.75 (2.4 \times 22 \times 1.27 \times 4575)$$

$$\phi R_n = 23010 \text{ kg}$$

La resistencia por aplastamiento para el miembro en tensión es,

$$\phi R_n = 12130 + 2(23010)$$

$$\phi R_n = 58150 \text{ kg}$$

Calculando la resistencia por aplastamiento de la placa de nudo,

Para el agujero más cercano al borde de la placa de nudo,

$$L_c = L_e - \frac{h}{2} = 40 - \frac{23.6}{2} = 28.2 \text{ mm}$$

$$L_c < 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (1.2 L_c t F_u) = 0.75 (1.2 \times 28.2 \times 0.95 \times 4575)$$

$$\phi R_n = 11\,030 \text{ kg}$$

Para los otros agujeros,

$$L_c = s - h = 70 - 23.6 = 46.4 \text{ mm}$$

$$L_c > 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (2.4 d t F_u) = 0.75 (2.4 \times 2.2 \times 0.95 \times 4\,575)$$

$$\phi R_n = 17\,211 \text{ kg}$$

La resistencia por aplastamiento para la placa de nudo es,

$$\phi R_n = 11\,030 + 2(17\,211)$$

$$\phi R_n = 45\,452 \text{ kg} \quad (\text{GOBIERNA})$$

La placa de nudo gobierna. Entonces la resistencia por aplastamiento de la conexión es,

$$\phi R_n = 45\,452 \text{ kg}$$

C) Resistencia por tensión (Ver apéndice A)

- Tensión sobre el área total

$$\phi_t P_n = \phi_t F_y A_g = 0.9 \times 35\,18 \times 6.5 \times 1.27 = 26\,136 \text{ kg}$$

- Tensión sobre el área neta

Todos los elementos de la sección transversal están conectados, por lo que no se tiene retraso de cortante y $A_e = A_n$. Para diámetro de agujero, usar lo siguiente,

$$h = d + 3 \text{ mm} = 22 + 3 = 25 \text{ mm}$$

La resistencia de diseño es:

$$\phi_t P_n = \phi_t F_u A_e = \phi_t F_u t (w_g - \sum h) = 0.75 \times 45\,75 \times 1.27 \times [6.5 - 1(2.5)]$$

$$\phi_t P_n = 17\,430 \text{ kg} \quad (\text{GOBIERNA})$$

La tensión sobre la sección neta gobierna

RESPUESTA.- La resistencia de diseño de la conexión es,

$$\phi_t P_n = 17\,430 \text{ kg}$$

2.1.5.7 CONEXIONES CRÍTICAS AL DESLIZAMIENTO

Una conexión con tornillos de alta resistencia se clasifica como conexión crítica al deslizamiento o bien como conexión tipo aplastamiento. Una conexión crítica al desplazamiento es una en la que no se permite el deslizamiento, es decir, la fuerza de fricción no debe ser excedida. En una conexión tipo aplastamiento, el deslizamiento es aceptable y, realmente, ocurren acciones de cortante y de aplastamiento. En algunos tipos de estructuras, sobre todo en los puentes, la carga sobre las conexiones pueden sufrir muchos ciclos de inversión de esfuerzos. En tales casos, la fatiga de los sujetadores puede volverse crítica si se permite que la conexión se deslice con cada inversión y es, entonces, aconsejable usar una conexión crítica al deslizamiento. Sin embargo, en la mayoría de las estructuras, el deslizamiento es perfectamente aceptable y una conexión tipo aplastamiento es adecuada (los tornillos A307 se utilizan solo en las conexiones tipo aplastamiento). Una instalación apropiada y la aplicación de la tensión inicial prescrita, son necesarios en las conexiones de deslizamiento crítico. Las situaciones específicas, en que los tornillos de alta resistencia deben ser plenamente tensionados, están dadas en la sección J1.11 del AISC. En las conexiones tipo aplastamiento, el único requisito práctico para la instalación de los tornillos es que éstos sean tensionados lo suficiente, de manera que las superficies de contacto en la conexión se apoyen firmemente entre sí. Esta instalación produce la condición de apriete ajustado, mencionada con anterioridad en el análisis del método del giro de la tuerca.

Aunque las conexiones críticas al deslizamiento, teóricamente, no están sometidas al cortante y al desplazamiento, dichas conexiones deben tener suficiente resistencia por cortante y aplastamiento, en el caso que una sobrecarga pueda generar un deslizamiento.

Para impedir el deslizamiento, la carga debe limitarse, lo que puede lograrse al limitar la carga de servicio o la carga factorizada. Aunque impedir el deslizamiento es, esencialmente un requisito de servicio, las Especificaciones AISC permiten que la resistencia por el deslizamiento crítico se base en las cargas de servicio o en las cargas factorizadas. Por uniformidad, es más conveniente usar cargas factorizadas y es lo que haremos en esta tesis.

Como se vio antes, la resistencia al deslizamiento será una función del producto del coeficiente de fricción estática y la fuerza normal entre las partes conectadas.

La resistencia de diseño por deslizamiento crítico de una conexión para cada tornillo está dada por ϕR_{str} , que deberá ser mayor o igual a la fuerza requerida de cada tornillo debida a cargas factorizadas es

$$\phi R_{str} = \phi 1.13 \mu T_m N_s \quad [\text{Ec 2.14 o LRFD J3-1}]$$

donde:

$\phi = 1.0$ para agujeros estándar

$\phi = 0.85$ para agujeros sobredimensionados y alargado corto

$\phi = 0.70$ para agujeros alargados largos transversales a la dirección de la carga

$\phi = 0.60$ para agujeros alargados largos paralelos a la dirección de la carga.

μ = coeficiente de deslizamiento clases A, B o C, según se apliquen o como se establezca según las pruebas.

Se enlistan a continuación las tres condiciones de superficie que establece el AISC:

CLASE	μ
CLASE A Superficies de acero sin pintar o limpias de escamas de laminación o superficies con revestimiento sobre el acero libre de agujeros.	0.33
CLASE B Superficies de acero sin pintura libre de agujeros debidamente cepilladas o superficies de acero cepilladas y con revestimiento.	0.50
CLASE C Superficies galvanizadas por inmersión en caliente y superficies rugosas.	0.35

T_m = tensión mínima en el sujetador de la Tabla 2.7

N_s = número de planos de deslizamiento (planos de corte)

Si las superficies de contacto están galvanizadas, el factor de deslizamiento se reducirá a casi la mitad del valor correspondiente a las superficies limpias de costras de laminación.

El factor de deslizamiento puede mejorarse bastante si las superficies se sujetan aun cepillado manual o a un sopleteado con arena. Sin embargo, estos tratamientos no incrementan la resistencia al deslizamiento frente a cargas permanentes donde aparentemente se manifiesta un comportamiento de escurrimiento plástico.

Las especificaciones AASHTO de 1983 permiten la galvanización si las superficies así tratadas se rayan con cepillos de alambre o se someten a un sopleteado con arena después de la galvanización y antes del montaje.

Las especificaciones ASTM permiten la galvanización de los tornillos A325 pero no la de los A490. Existe el peligro de que este acero de alta resistencia se vuelva frágil por la posibilidad de que le penetre hidrógeno durante el proceso de galvanización.

Si se logran condiciones especiales en la superficie de contacto (superficies sopleteadas o superficies sopleteadas y después recubiertas con capas especiales resistentes al deslizamiento) para aumentar la resistencia al deslizamiento, el proyectista puede incrementar los valores usados aquí hasta alcanzar los dados por el Research Council on Structural Joints (Consejo de Investigación de Juntas Estructurales) en la sexta parte del manual LRFD.

EJEMPLO 2.7

La conexión mostrada en la figura 2.10 emplea tornillos A325 de $\phi = 19 \text{ mm}$ ($3/4''$) de diámetro con las roscas en el plano de corte (N). No se permite deslizamiento. El miembro en tensión y la placa de nudo son de acero A36. Determinar la resistencia de diseño.

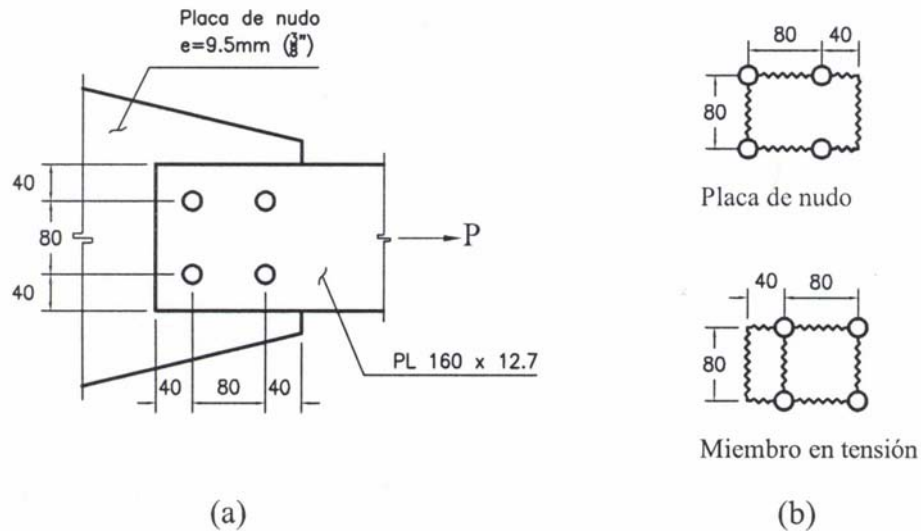


Figura 2.10

A) Resistencia por cortante

De la tabla 2.9, la resistencia de diseño para un tornillo A325-N de $\phi = 19 \text{ mm}$ es $\phi R_n = 7\,265 \text{ kg}$

Para cuatro tornillos $\phi R_n = 29\,060 \text{ kg}$

B) Resistencia por deslizamiento crítico

Como no se permite desplazamiento, esta conexión se clasifica como crítica al deslizamiento. De la tabla 2.7 (J3.1 del manual LRFD), la tensión mínima en el tornillo es,

$$T_m = 12\,700 \text{ kg.}$$

De la ecuación 2.14,

$$\phi R_{str} = \phi 1.13 \mu T_b N_s$$

Considerando que la superficie es clase A, $\mu = 0.33$

Para un tornillo,

$$\phi R_{str} = 1 \times 1.13 \times 0.33 \times 12700 \times 1$$

$$\phi R_{str} = 4\,735 \text{ kg}$$

Para cuatro tornillos,

$$\phi R_{str} = 18\,940 \text{ kg}$$

C) Resistencia por aplastamiento:

Como ambas distancias al borde son iguales y la placa de nudo es más delgada que la barra, se empleará el espesor de la placa de nudo de $t = 9.5 \text{ mm}$. Para el cálculo de la resistencia por aplastamiento, se utilizará un diámetro de agujero de

$$h = d + 1.6 \text{ mm} = 19 + 1.6 = 20.6 \text{ mm}$$

Para los agujeros más cercanos al borde de la placa de nudo,

$$L_c = L_e - \frac{h}{2} = 40 - \frac{20.6}{2} = 29.7 \text{ mm}$$

$$2d = 2(19) = 38 \text{ mm}$$

$$L_c < 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (1.2 L_c t F_u) = 0.75 (1.2 \times 29.7 \times 0.95 \times 4080)$$

$$\phi R_n = 10\,360 \text{ kg}$$

Para los otros agujeros,

$$L_c = s - h = 80 - 20.6 = 59.4 \text{ mm}$$

$$L_c > 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (2.4 d t F_u) = 0.75 (2.4 \times 19 \times 0.95 \times 4080)$$

$$\phi R_n = 13\,255 \text{ kg}$$

La resistencia por aplastamiento para la conexión es,

$$\phi R_n = 2(10\,360) + 2(13\,255)$$

$$\phi R_n = 47\,230 \text{ kg}$$

D) Resistencia por tensión del miembro en tensión (Ver apéndice A)

- Tensión sobre el área total

$$\phi_t P_n = \phi_t F_y A_g = 0.9(2530)(16 \times 1.27) = 46\,268 \text{ kg}$$

- Tensión sobre el área neta

Todos los elementos de la sección transversal están conectados por lo que no hay retraso de cortante y $A_e = A_n$. Para diámetro de agujero usar,

$$h = d + 3 \text{ mm} = 19 + 3 = 22 \text{ mm}$$

La resistencia de diseño es:

$$\phi_t P_n = \phi_t F_u A_e = \phi_t F_u t(w_g - \sum h)$$

$$\phi_t P_n = 0.75 \times 4\,080 \times 1.27 [16 - 2(2.2)]$$

$$\phi_t P_n = 45\,080 \text{ kg}$$

E) Resistencia por bloque de cortante (Ver apéndice A)

El bloque de falla tiene las mismas dimensiones que el bloque para el miembro en tensión excepto por el espesor (figura 2.10b). La placa, de nudo que es el elemento más delgado, gobernará.

- Hay dos planos potenciales de falla por cortante:

$$A_{gv} = 2 \times 0.95 \times (8 + 4) = 22.8 \text{ cm}^2$$

y como hay 1.5 diámetros de agujero por línea horizontal de tornillos,

$$A_{nv} = 2 \times 0.95 \times [(8 + 4) - 1.5(2.2)] = 16.53 \text{ cm}^2$$

- Para las áreas de tensión,

$$A_{gt} = 0.95 (8) = 7.6 \text{ cm}^2$$

$$A_{nt} = 0.95 [8 - 2.2] = 5.51 \text{ cm}^2$$

La ecuación J4-3a del AISC da

$$\phi R_n = \phi [0.6 F_y A_{gv} + F_u A_{nt}] = 0.75 [(0.6 \times 2530 \times 22.8) + (4\,080 \times 5.51)]$$

$$\phi R_n = 0.75 [34\,610 + 22\,480] = 42\,818 \text{ kg}$$

La ecuación J4-3b del AISC da

$$\phi R_n = \phi [0.6 F_u A_{nv} + F_y A_{gt}] = 0.75 [(0.6 \times 4\,080 \times 16.53) + (2\,530 \times 7.6)]$$

$$\phi R_n = 0.75 [40\,465 + 19\,228] = 44\,770 \text{ kg}$$

El término de fractura (el que contiene a F_u) en la segunda ecuación es mayor que el de la primera ecuación; por lo tanto, la ecuación J4-3b de AISC gobierna.

Resistencia de diseño de bloque cortante, $\phi R_n = 44\,770$ kg.

De todos los estados límite investigados, la resistencia correspondiente al deslizamiento es la más pequeña.

RESPUESTA.- La resistencia de diseño es de 18940 kg.

EJEMPLO 2.8

Un miembro en tensión de 16 mm (5/8") de espesor está conectado a dos placas de empalme de 6.35 mm (1/4"), como se muestra en la figura 2.11. Las cargas mostradas son de servicio. Se utilizan acero A36 y tornillos A325- N de $\phi = 16$ mm (5/8"). Si el deslizamiento es permitido, ¿Cuántos tornillos se requieren? Cada línea central de tornillos mostrada representa una fila de tornillos en la dirección del ancho de las placas.

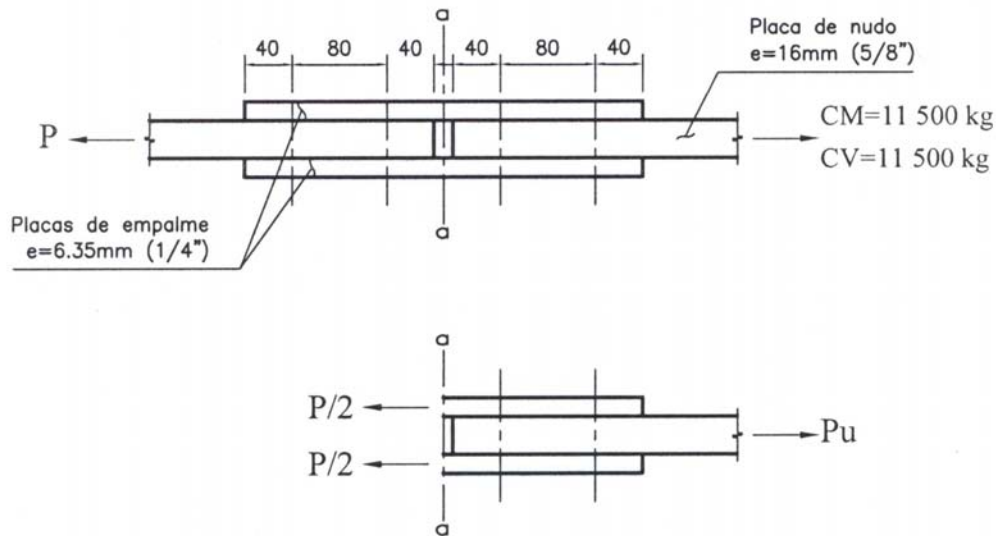


Figura 2.11

SOLUCIÓN

A) Resistencia por cortante

De la tabla 9, la resistencia para un tornillo A325-N de $\phi = 16$ mm (5/8") es,

$$\phi R_n = 5\,073 \times 2 \text{ planos de corte}$$

$$\phi R_n = 10\,075 \text{ kg / tornillo}$$

B) Resistencia por aplastamiento

La fuerza de aplastamiento sobre el miembro en tensión de 16 mm será dos veces la fuerza de aplastamiento sobre cada una de las placas de empalme de 6.35 mm. Como la carga total sobre las placas de empalme es la misma que la carga sobre el miembro en tensión, para que las placas de empalme sean críticas, el espesor total de las placas de empalme debe ser menor que el espesor del miembro en tensión, y lo es. Utilizar un diámetro de agujero de

$$h = d + 1.6 \text{ mm} = 16 + 1.6 = 17.6 \text{ mm}$$

Para los agujeros más cercanos al borde de la placa,

$$L_c = L_e - \frac{h}{2} = 40 - \frac{17.6}{2} = 31.2 \text{ mm}$$

$$2d = 2(16) = 32 \text{ mm}$$

$$L_c < 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (1.2 L_c t F_u) = 0.75 [1.2 \times 31.2 \times (0.635 + 0.635) \times 4080]$$

$$\phi R_n = 14\,550 \text{ kg / tornillo}$$

Para los otros agujeros,

$$L_c = s - h = 80 - 17.6 = 62.4 \text{ mm}$$

$$L_c > 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (2.4 d t F_u) = 0.75 [2.4 \times 16 \times (0.635 + 0.635) \times 4080]$$

$$\phi R_n = 14\,923 \text{ kg / tornillo}$$

La resistencia por cortante y por tornillo es menor que la de ambos valores por aplastamiento y, por lo tanto gobierna

La carga factorizada es:

$$P_u = 1.5(CM + CV) = 1.5(11500 + 11500) = 34\,500 \text{ kg}$$

Número de tornillos requeridos:

$$N_t = \frac{\text{carga total}}{\text{carga por tornillo}} = \frac{34\,500}{10\,075} = 3.42 \text{ tornillos}$$

RESPUESTA.- Emplear cuatro tornillos, dos por línea, a cada lado del empalme. Se requieren un total de ocho tornillos para la conexión.

EJEMPLO 2.9

El perfil CE 152 x 19.35 (6x13) que se muestra en la figura 2.12 ha sido seleccionada para resistir una carga factorizada de tensión de 50 Tn. Este perfil estará unido a una placa de nudo de 9.5 mm con tornillo A325-N, $\phi = 22$ mm (7/8"). Suponer que el deslizamiento de la conexión es permitido. Determinar el número y la distribución de los tornillos para que la longitud h de la conexión sea mínima. Se usará acero A36.

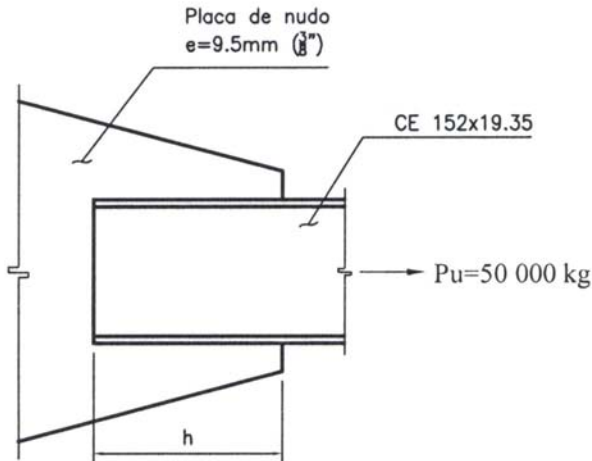


Figura 2.12

SOLUCION

Determinando la capacidad para un solo tornillo

A) Resistencia por cortante

De la tabla 2.9, la resistencia de diseño por cortante para un tornillo A325-N de $\phi = 22$ mm (7/8") es,

$$\phi R_n = 9\,796 \text{ kg / tornillo}$$

B) Resistencia por aplastamiento

La placa de nudo es más delgada que el alma de la canal y gobernará. Suponiendo que a lo largo de una línea paralela a la fuerza, la longitud L_c es mayor que $2d$ para todos los tornillos. Entonces,

$$\phi R_n = \phi (2.4 d t F_u) = 0.75 [2.4 \times 2.2 \times 0.95 \times 4\,080]$$

$$\phi R_n = 15\,350 \text{ kg / tornillo}$$

Gobierna el cortante. Por consiguiente, el número requerido de tornillos es

$$N_t = \frac{50\,000}{9\,796} = 5.1 \text{ tornillos}$$

Aunque cinco tornillos proporcionarían suficiente capacidad, se ensayarán seis tornillos para tener un patrón simétrico con dos líneas de gramil de tres tornillos en cada una, como se muestra en la figura 2.13 (se usan dos líneas de gramil para minimizar la longitud de la conexión). No sabemos si el diseño de este miembro en tensión se basó en una línea o en dos de sujetadores; debe revisarse la capacidad por tensión de la canal con dos líneas de tornillos antes de seguir adelante.

C) Resistencia de diseño por tensión (Ver apéndice A)

- Tensión sobre el área total

$$\phi_t P_n = \phi_t F_y A_g = 0.9(2\,530)(24.58) = 55\,968 \text{ kg}$$

- Tensión sobre el área neta efectiva

$$A_n = 24.58 - 2(2.5)(1.11) = 19.03 \text{ cm}^2$$

La longitud exacta de la conexión no se conoce aún, por lo que debemos utilizar el valor promedio de U dado por los comentarios.

$$A_e = UA_n = 0.85(19.3) = 16.18 \text{ cm}^2$$

La resistencia de diseño es:

$$\phi_t P_n = \phi_t F_u A_e = 0.75 \times 4\,080 \times 16.18$$

$$\phi_t P_n = 49\,510 \text{ kg} \quad (\text{GOBIERNA})$$

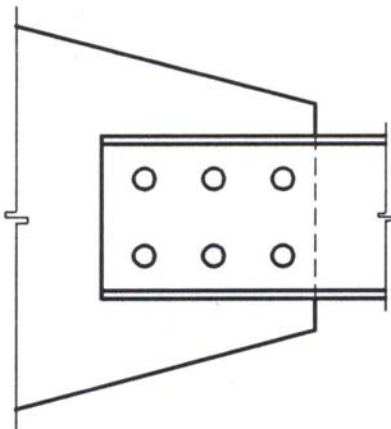


Figura 2.13

La capacidad del miembro se basa, entonces, en dos líneas de gramil de tornillos.

Revisando la separación y la distancia al borde transversal a la carga,

De la Sección J3.3 del AISC,

$$\text{Separación mínima} = 2.67(22) = 58.74 \text{ mm}$$

De la Tabla 2.2 (Tabla J3.4 del AISC) para bordes laminados de placas de perfiles y barras,
Distancia mínima al borde = 29 mm

Se usará una separación de 72 mm y una distancia al borde de 40 mm, transversal a la carga.

La longitud mínima de la conexión puede establecerse al emplear la separación mínima permisible y las distancias al borde mínimas en la dirección longitudinal. La separación mínima en cualquier dirección es de $2\frac{2}{3}d = 58.74$ mm. Ensayar 65 mm. La distancia mínima al borde en cualquier dirección es de 29 mm. Ensayar 30 mm. Esas distancias mínimas se usarán ahora para revisar la resistencia por aplastamiento de la conexión.

D) Resistencia por aplastamiento

Para el cálculo de la resistencia por aplastamiento, se utilizará un diámetro de

$$h = d + 1.6 \text{ mm} = 22 + 1.6 = 23.6 \text{ mm}$$

Para los agujeros más cercanos al borde de la placa de nudo

$$L_c = L_e - \frac{h}{2} = 30 - \frac{23.6}{2} = 18.2 \text{ mm}$$

$$2d = 2(22) = 44 \text{ mm}$$

$$L_c < 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (1.2 L_c t F_u) = 0.75(1.2 \times 18.2 \times 0.95 \times 4080)$$

$$\phi R_n = 6348 \text{ kg / tornillo}$$

Para los otros agujeros,

$$L_c = s - h = 65 - 23.6 = 41.4 \text{ mm}$$

$$L_c < 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (1.2 L_c t F_u) = 0.75(1.2 \times 41.4 \times 0.95 \times 4080)$$

$$\phi R_n = 14440 \text{ kg / tornillo}$$

La resistencia total de la conexión por aplastamiento es

$$\phi R_n = 2(6348) + 4(14440)$$

$$\phi R_n = 70456 \text{ kg} > Pu = 50000 \text{ kg} \quad (\text{E.B})$$

E) Resistencia por bloque de cortante (Ver apéndice A)

El diseño tentativo de la conexión se muestra en la figura 2.14 y será ahora revisado por el bloque de cortante en la placa de nudo (la geometría del bloque de falla en la canal es idéntico, pero la placa de nudo es más delgada).

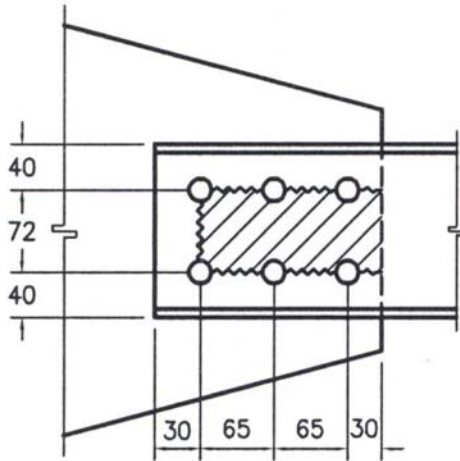


Figura 2.14

- Áreas de cortante

$$A_{gv} = 0.95(6.5 + 6.5 + 3)(2) = 30.4 \text{ cm}^2$$

y como hay $2\frac{1}{2}$ diámetros de agujeros a lo largo de cada una de las superficies de corte,

$$A_{nv} = 0.95[16 - 2.5(2.5)](2) = 18.53 \text{ cm}^2$$

- Áreas de tensión

$$A_{gt} = 0.95(7.2) = 6.84 \text{ cm}^2$$

$$A_{nt} = (7.2 - 2.5) = 4.7 \text{ cm}^2$$

Revisión de la fluencia en tensión y fractura cortante con la Ecuación J4-3a del AISC

$$\phi R_n = \phi[0.6F_y A_{gv} + F_u A_{nt}] = 0.75[(0.6 \times 2530 \times 30.4) + (4080 \times 4.7)]$$

$$\phi R_n = 0.75[46147 + 19176] = 48993 \text{ kg}$$

Revisión de la fractura en tensión y fluencia cortante con la Ecuación J4-3b del AISC

$$\phi R_n = \phi[0.6F_u A_{nv} + F_y A_{gt}] = 0.75[(0.6 \times 4080 \times 18.53) + (2530 \times 6.84)]$$

$$\phi R_n = 0.75[45361 + 17305] = 47000 \text{ kg}$$

El término de fractura (el que contiene a F_u) en la segunda ecuación es mayor que el de la primera ecuación; por lo tanto, la ecuación J4-3b de AISC gobierna.

La resistencia de diseño de bloque cortante es,

$$\phi R_n = 47\,000 < P_u = 50\,000 \text{ kg} \quad (\text{NO SATISFACTORIA})$$

La manera más simple de incrementar la resistencia por bloque de cortante para esta conexión, es la de aumentar las áreas de cortante, al incrementar la separación entre los tornillos. Si la separación se incrementa, la Ecuación J4-3b del AISC aún gobernará. Aunque la separación requerida puede determinarse por tanteos, ella puede encontrarse directamente tal como lo haremos aquí. En la Ecuación J4-3b del AISC hacemos lo siguiente:

$$0.75[(0.6 \times 4\,080 \times A_{nv}) + (2\,530 \times 6.84)] = 50\,000 \text{ kg}$$

$$0.75[2\,448A_{nv} + 17\,305.2] = 50\,000 \text{ kg}$$

$$1836A_{nv} + 12\,978.9 = 50\,000 \text{ kg}$$

$$A_{nv} = \frac{50\,000 - 12\,978.9}{1\,836} \quad ; \quad A_{nv} = 20.16 \text{ cm}^2$$

$$A_{nv} = 0.95[2s + 3 - 2.5(2.5)](2) = 20.16 \text{ cm}^2$$

$$A_{nv} = 0.95[2s - 3.25](2) = 20.16 \text{ cm}^2$$

$$A_{nv} = 1.9[2s - 3.25] = 20.16 \text{ cm}^2$$

$$A_{nv} = 3.8s - 6.175 = 20.16 \text{ cm}^2$$

$$s = \frac{20.16 + 6.175}{3.8} \quad ; \quad s = 6.93 \text{ cm}$$

Usar $s = 8 \text{ cm}$

Con una separación de 80 mm, el área neta de cortante es,

$$A_{nv} = 0.95[8 + 8 + 3 - 2.5(2.5)](2) = 24.23 \text{ cm}^2$$

La resistencia por bloque de cortante según la Ecuación J4-3b del AISC es

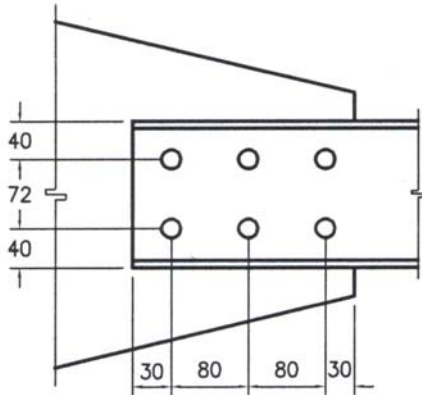
$$\phi R_n = \phi[0.6F_u A_{nv} + F_y A_{gt}] = 0.75[(0.6 \times 4\,080 \times 24.23) + (2\,530 \times 6.84)]$$

$$\phi R_n = 0.75[59\,315 + 17\,305] = 57\,465 \text{ kg} > P_u = 50\,000 \text{ kg} \quad (\text{ACEPTABLE})$$

Al usar la separación y las distancias a bordes determinadas, la longitud mínima es por tanto

$$\begin{aligned} h &= 30 \text{ mm en el extremo de la canal} \\ &+ 2 \text{ espacios @ } 80 \text{ mm} \\ &+ 30 \text{ mm en el extremo de la placa de nudo} \\ &= 220 \text{ mm} \end{aligned}$$

RESPUESTA.- Utilizar el detalle de la conexión mostrada en la figura 2.15.



Tornillos A325-N $\phi=22\text{mm}$ (7/8")
Acero A36

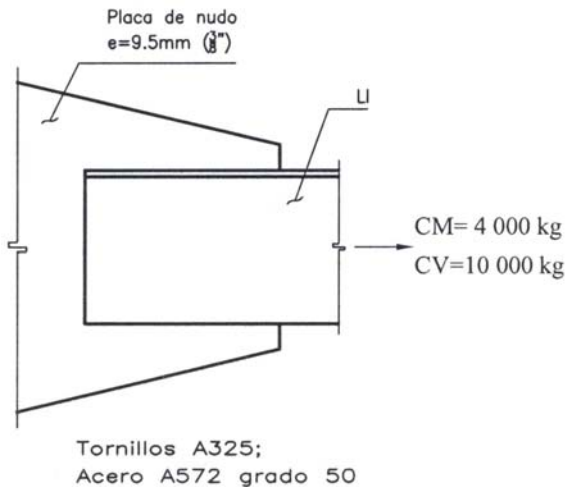
Figura 2.15

COMENTARIO

El patrón de tornillos es simétrico con respecto al eje centroidal longitudinal del miembro. En consecuencia, la fuerza resistente resultante proporcionada por los sujetadores actúa también a lo largo de esta línea y la geometría es consistente con la definición de una conexión simple. Si se hubiese requerido un número impar de tornillos y se hubiesen utilizado dos filas, no se habría tenido simetría, y la conexión sería excéntrica. En tales casos, el ingeniero tiene varias opciones: (1) ignorar la excentricidad, al suponer que los efectos son despreciables; (2) tomar en cuenta la excentricidad; (3) emplear un patrón alternado de sujetadores que preserve la simetría o (4) agregar un tornillo adicional que cancele la excentricidad.

EJEMPLO 2.10

Un miembro en tensión de 4 m de longitud y su conexión deben diseñarse para una carga muerta de servicio de 4 000 kg y una carga viva de servicio de 12 000 kg. No se permite el deslizamiento de la conexión. La conexión será una placa de nudo de 9.5 mm (3/8") de espesor, como se muestra en la figura 2.16. Utilizar un solo ángulo para el miembro en tensión. Usar tornillos A325 y acero grado 50 para el miembro y para la placa.

**Figura 2.16****SOLUCIÓN**

La carga factorizada por resistirse es:

$$P_u = 1.5(CM + CV) = 1.5(4\,000 + 10\,000)$$

$$P_u = 21\,000 \text{ kg}$$

Como el tamaño y la distribución de los tornillos afectarán al área neta del miembro en tensión, comenzaremos con la selección de los tornillos. La estrategia será elegir un tamaño de prueba, determinar el número requerido y luego, ensayar un tamaño diferente si el número es muy grande o demasiado pequeño.

Ensayando tornillos de $\phi = 16 \text{ mm}$ (5/8"),

A) Resistencia por cortante

De la tabla 2.9, la resistencia por cortante para un tornillo A325 de $\phi = 16 \text{ mm}$ (5/8") es,

$$\phi R_n = 5\,307 \text{ kg} \text{ (al suponer que las roscas están en el plano de corte)}$$

B) Resistencia crítica al deslizamiento

No se permite el deslizamiento, por lo que esta conexión es crítica al deslizamiento. Supondremos superficies clase A y para un tornillo A325 de $\phi = 16 \text{ mm}$ (5/8").

De la Tabla 2.7, la tensión mínima es,

$$T_m = 8\,620 \text{ kg}$$

De la Ecuación 2.14, la resistencia crítica al deslizamiento para un tornillo es,

$$\phi R_{str} = \phi(1.13\mu T_m N_s) = 1.0(1.13)(0.33)(8\,620)(1)$$

$$\phi R_{str} = 3\,214 \text{ kg / tornillo}$$

La resistencia crítica al deslizamiento gobierna. Determinaremos el número de tornillos en base a esta resistencia y revisaremos el aplastamiento después de seleccionar el miembro (porque la resistencia por aplastamiento no puede calcularse hasta que el espesor del número sea conocido). Por consiguiente, el número de tornillos es,

$$N_t = \frac{\text{carga total}}{\text{carga por tornillo}} = \frac{21\,000}{3\,214} = 6.5 \text{ tornillos}$$

Se requerirán siete tornillos. Si se emplean dos filas, podría añadirse un tornillo adicional para mantener la simetría. La figura 2.17 muestra varios patrones potenciales para los tornillos. Aunque cualquiera de esos podría utilizarse, la longitud de la conexión puede disminuirse al usar un tornillo de mayor tamaño y menos de estos.

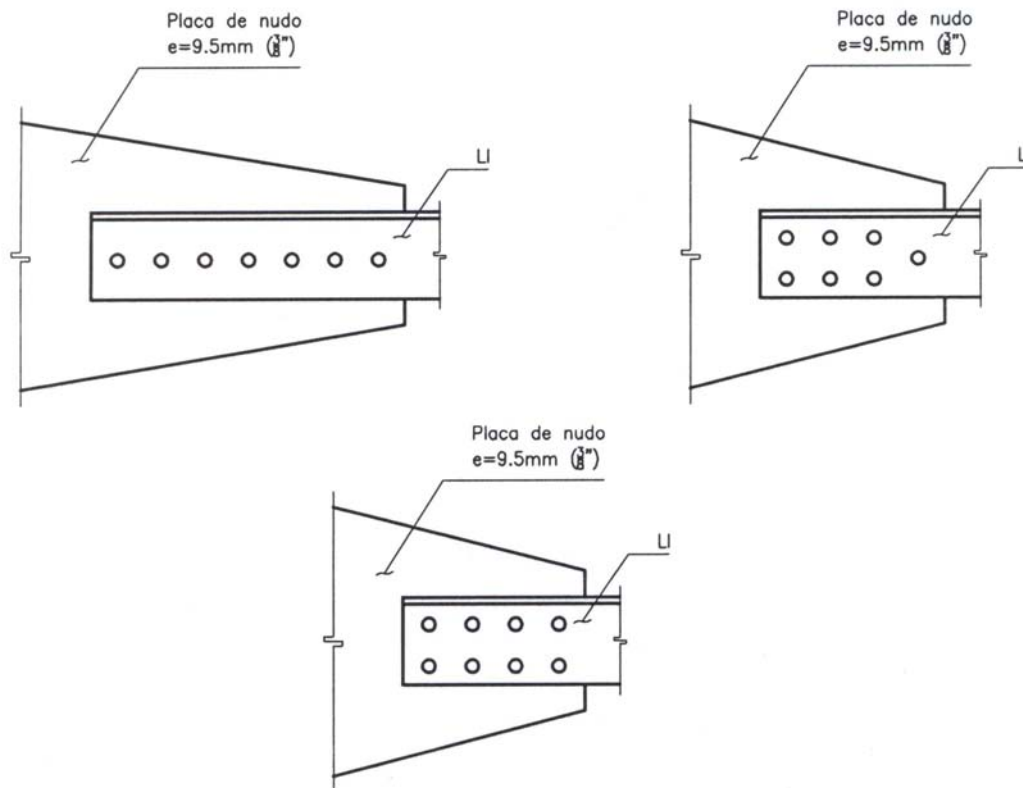


Figura 2.17

Ensayando un tornillo de $\phi = 22 \text{ mm}$ (7/8")

De la tabla 2.9, la resistencia de diseño por cortante para un tornillo es,

$$\phi R_n = 9\,796 \text{ kg / tornillo}$$

De la Tabla 2.7, la tensión mínima para un tornillo A325 de $\phi = 22 \text{ mm}$ (7/8") es $T_m = 17\,650 \text{ kg}$, por lo que la resistencia crítica al deslizamiento es

$$\phi R_{str} = \phi(1.13 \mu T_m N_s) = 1.0(1.13)(0.33)(17\,650)(1)$$

$$\phi R_{str} = 6\,582 \text{ kg / tornillo}$$

El número requerido de tornillos de $\phi = 22 \text{ mm}$ (7/8") es

$$N_t = \frac{21\,000}{6\,582} = 3.19 \text{ tornillos}$$

Se emplearán cuatro tornillos A325 de $\phi = 22 \text{ mm}$ (7/8").

De la sección J3.3 del AISC, la separación mínima es

$$s = 2.667 d = 2.667(2.2) = 5.87 \text{ cm}$$

ó preferiblemente

$$s = 3 d = 3(2.2) = 6.6 \text{ cm}$$

De la Tabla 2.2, la distancia mínima al borde es,

$$L_e = 38 \text{ mm}$$

Ensayar el patrón mostrado en la figura 2.18 y seleccionar un miembro en tensión.

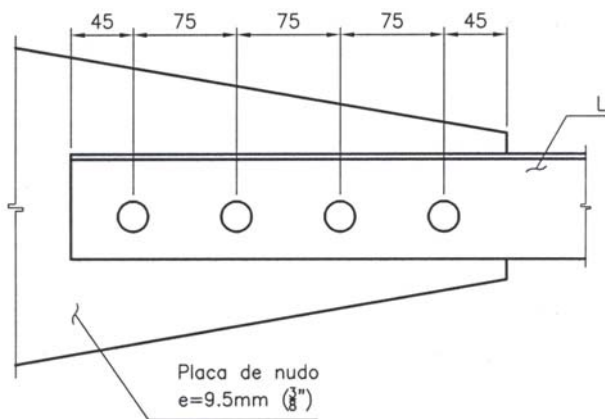


Figura 2.18

C) Diseño por tensión

El área total requerida es

$$A_g \geq \frac{P_u}{0.9 F_y} = \frac{21\,000}{(0.9)(3\,518)} = 6.63 \text{ cm}^2 \quad (\text{Ver Apéndice A})$$

El área neta efectiva requerida es

$$A_e \geq \frac{P_u}{0.75 F_u} = \frac{21\,000}{(0.75)(4\,575)} = 6.12 \text{ cm}^2 \quad (\text{Ver Apéndice A})$$

Como el área neta efectiva es $A_e = UA_n$, el área neta requerida es

$$A_n \geq \frac{A_e \text{ requerida}}{U}$$

Para el patrón mostrado en la figura 2.18, con más de dos tornillos en la línea de fuerza, el valor promedio de U dado por los comentarios a las Especificaciones del AISC es de 0.85 (una vez seleccionado un miembro, U puede calcularse con la Ecuación B3-2 del AISC).

Por lo tanto

$$A_n \geq \frac{6.12}{0.85} = 7.2 \text{ cm}^2$$

Notar que este valor es mayor que el área total requerida.

El radio de giro mínimo es,

$$r_{\min} = \frac{L}{300} = \frac{400}{300} = 1.33 \text{ cm}$$

Ensayar un LI 79x6 (3x1/4")

$$A_g = 9.29 \text{ cm}^2 > 6.63 \text{ cm}^2 \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

$$r_{\min} = 1.49 \text{ cm} > 1.33 \text{ cm} \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

Para el cálculo del área neta, usar un diámetro de agujero de $22 + 3 = 25 \text{ mm}$

$$A_n = A_g - A_{\text{agujeros}} = 9.29 - 2.5(0.635) = 7.70 \text{ cm}^2$$

$$A_n = 7.70 \text{ cm}^2 > 7.2 \text{ cm}^2 \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

Calculando U con la Ecuación B3-2 del AISC, (Ver Apéndice A)

$$U = 1 - \frac{x}{L} \leq 0.9$$

$$U = 1 - \frac{2.13}{22.5} = 0.905$$

Este valor es mayor que 0.9, por lo que debe emplearse $U = 0.9$

El área neta efectiva es

$$A_e = UA_n = 0.9(7.7) = 6.93 \text{ cm}^2 > 6.12 \text{ cm}^2 \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

D) Resistencia por aplastamiento

Ahora, revisando la resistencia por aplastamiento. La distancia al borde para éste ángulo es la misma que la distancia al borde para la placa de nudo y el ángulo es más delgado que la placa, por lo que el espesor del ángulo de 6.35 mm (1/4") será usado.

Para el cálculo de la resistencia por aplastamiento, se utilizará un diámetro de

$$h = d + 1.6 \text{ mm} = 22 + 1.6 = 23.6 \text{ mm}$$

Para el agujero más cercano al borde del miembro,

$$L_c = L_e - \frac{h}{2} = 45 - \frac{23.6}{2} = 33.2 \text{ mm}$$

$$2d = 2(22) = 44 \text{ mm}$$

$$L_c < 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (1.2 L_c t F_u) = 0.75(1.2 \times 33.2 \times 0.635 \times 4575)$$

$$\phi R_n = 13\,670 \text{ kg / tornillo}$$

Para los otros agujeros,

$$L_c = s - h = 75 - 23.6 = 51.4 \text{ mm}$$

$$L_c > 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (2.4 d t F_u) = 0.75(2.4 \times 22 \times 0.635 \times 4575)$$

$$\phi R_n = 11\,505 \text{ kg / tornillo}$$

La resistencia total de la conexión por aplastamiento es,

$$\phi R_n = 1(13\,670) + 3(11\,505)$$

$$\phi R_n = 48\,185 \text{ kg} > Pu = 21\,000 \text{ kg} \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

E) Resistencia por bloque de cortante (Ver Apéndice A)

Ahora revisando el bloque de cortante. Con los tornillos colocados en el lado largo a la distancia usual de gramil (ver el Manual IMCA), el bloque de falla es como se muestra en la figura 2.19.

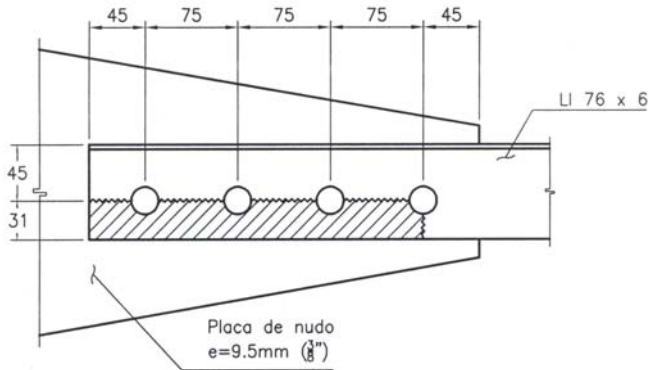


Figura 2.19

Las áreas de cortante son:

$$A_{gv} = 0.635(4.5 + 22.5) = 17.15 \text{ cm}^2$$

$$A_{nv} = 0.635[4.5 + 22.5 - 3.5(2.5)] = 12.38 \text{ cm} \quad (3.5 \text{ diámetros de agujero})$$

Las áreas de tensión son:

$$A_{gt} = 0.635(3.1) = 1.97 \text{ cm}^2$$

$$A_{nt} = 0.635[3.1 - 0.5(2.5)] = 1.18 \text{ cm}^2 \quad (0.5 \text{ diámetros de agujero})$$

La ecuación J4-3a del AISC da

$$\phi R_n = \phi[0.6F_y A_{gv} + F_u A_{nt}] = 0.75[(0.6 \times 3518 \times 17.15) + (4575 \times 1.18)]$$

$$\phi R_n = 0.75[36200.2 + 5398.5] = 41598.7 \text{ kg}$$

La ecuación J4-3b del AISC da

$$\phi R_n = \phi[0.6F_u A_{nv} + F_y A_{gt}] = 0.75[(0.6 \times 4575 \times 12.38) + (3518 \times 1.97)]$$

$$\phi R_n = 0.75[33983.1 + 9012.8] = 32246.9 \text{ kg}$$

La Ecuación J4-3b tiene el término de fractura más grande, por lo que es la que gobierna.

La resistencia por bloque de cortante es entonces,

$$\phi R_n = 32246.9 \text{ kg} > P_u = 21000 \text{ kg} \quad (\text{SATISFACTORIA})$$

RESPUESTA

Usar un LI 76 x 6 (3 x 1/4"). Utilizar cuatro tornillos A325 de $\phi = 22$ mm (7/8"), como se muestra en la figura 2.20.

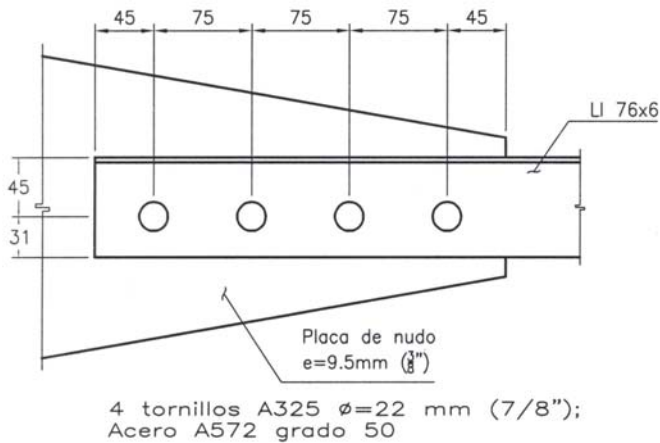


Figura 2.20

2.1.5.8 TORNILLOS DE ALTA RESISTENCIA EN TENSIÓN

Cuando se aplica una carga de tensión a un tornillo sin tensión inicial, la fuerza de tensión en el tornillo es igual a la carga aplicada. Sin embargo, si el tornillo es pretensionado, una gran parte de la carga aplicada se empleará para aliviar la compresión o la fuerza de apriete sobre las partes conectadas, según ha sido determinada por Kula, Fisher y Struik (1987) y será mostrado aquí. La figura 2.21 presenta la conexión de un colgante que consiste en un perfil estructural T atornillado al patín inferior de un perfil W y sometido a una carga de tensión. Un solo tornillo y una porción de las partes conectadas serán aisladas y examinadas antes y después de la aplicación de la carga.

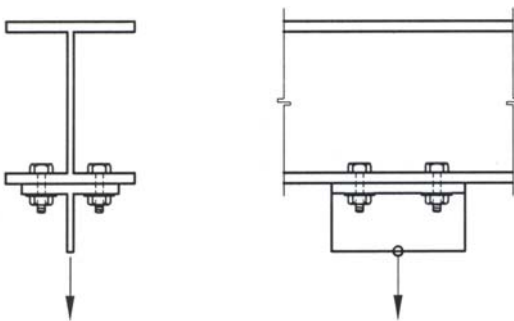


Figura 2.21

Antes de la aplicación de la carga, todas las fuerzas son internas y un diagrama de cuerpo libre del conjunto es como se muestra en la figura 2.22a. Por simplicidad, se supondrá que todas las fuerzas son simétricas con respecto al eje del tornillo y cualquier excentricidad será despreciada. Si las partes conectadas son consideradas como cuerpos libres separados, las fuerzas consisten de la tensión T_0 en el tornillo y en la fuerza normal N_0 de apriete, mostrada aquí como uniformemente distribuida. Por equilibrio se requiere que T_0 y N_0 sean iguales. Cuando se aplica la carga externa de tensión, las fuerzas en el conjunto son como se presenta en la figura 2.22b, con F representando la fuerza total de tensión aplicada a un tornillo (de nuevo, la distribución real de la fuerza aplicada por el tornillo ha sido idealizada por simplicidad). La figura 2.22c muestra las

fuerzas que actúan sobre un diagrama de cuerpo libre del segmento del patín de la T estructural y el segmento correspondiente del tornillo. Al sumar las fuerzas en la dirección el eje del tornillo da,

$$T = F + N \quad [\text{Ec 2.15}]$$

La aplicación de la fuerza F incrementará la tensión en el tornillo y ocasionará que éste se alargue una cantidad δ_b . La compresión en el patín de la T se reducirá, resultando una distorsión δ_{ft} en el mismo sentido que δ_b . Una relación entre la fuerza aplicada y el cambio en la tensión del tornillo puede expresarse como sigue:

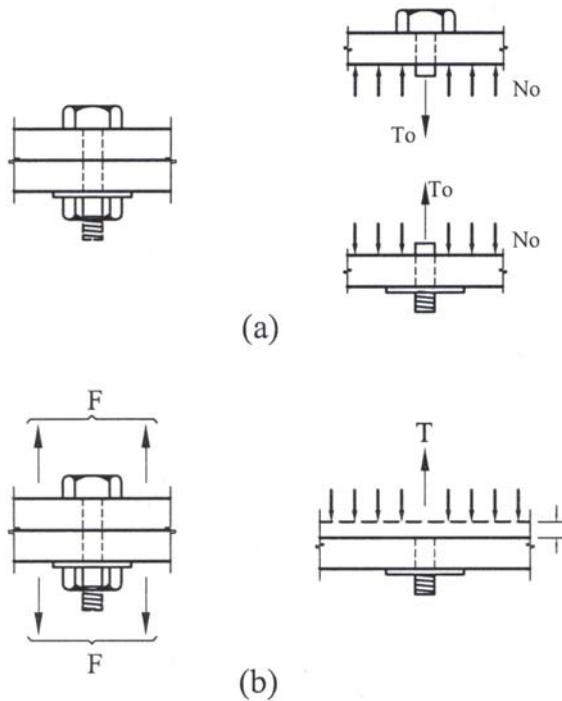


Figura 2.22

Según la mecánica elemental de materiales, la deformación axial de un miembro con carga axial uniforme es

$$\delta = \frac{PL}{AE} \quad [\text{Ec 2.16}]$$

donde:

- P = fuerza axial aplicada
- L = longitud original (no deformada)
- A = área de la sección transversal
- E = módulo de elasticidad

De la ecuación 2.16 puede despejarse la carga:

$$P = \frac{AE\delta}{L} \quad [\text{Ec 2.17}]$$

El cambio en la fuerza del tornillo correspondiente a un desplazamiento δ_b axial dado es, por lo tanto,

$$\Delta T = \frac{A_b E_b \delta_b}{L_b} \quad [\text{Ec } 2.18]$$

donde el subíndice indica una propiedad o dimensión del tornillo. La aplicación de la Ecuación 2.17 al patín de compresión requiere una interpretación algo más liberal de la distribución de la carga, según la cual N debe tratarse como si estuviera uniformemente aplicada sobre un área A_{ft} . El cambio en la fuerza N se obtiene, entonces, de la ecuación 2.17 como:

$$\Delta N = \frac{A_{ft} E_{ft} \delta_{ft}}{L_{ft}} \quad [\text{Ec } 2.19]$$

donde L_{ft} es el espesor del patín. En tanto que las partes conectadas (los dos patines) permanezcan en contacto, la deformación δ_b del tornillo y la deformación δ_{ft} del patín, serán iguales. Como E_{ft} es aproximadamente igual a E_b (Bickford, 1981) y A_{ft} es mucho mayor que A_b ,

$$\frac{A_{ft} E_{ft} \delta_{ft}}{L_{ft}} \geq \frac{A_b E_b \delta_b}{L_b}$$

y, por lo tanto,

$$\Delta N \geq \Delta T$$

La razón de ΔT a ΔN está en el rango de 0.05 a 0.1 (Kula y Struik, 1987). En consecuencia, ΔT no será menor que $0.1\Delta N$, al demostrar que la mayor parte de la carga aplicada se dedica a aliviar la compresión de las partes conectadas. Para estimar la magnitud de la carga requerida para vencer totalmente el efecto de apriete y ocasionar que las partes se separen, considere el diagrama de cuerpo libre en la figura 2.23. Cuando las partes se han separado,

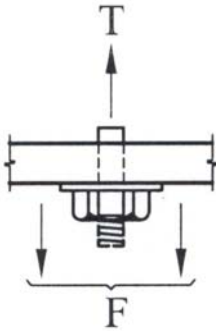


Figura 2.23

$$\begin{aligned} T &= F \\ \text{o} \\ T_o + \Delta T &= F \end{aligned} \quad [\text{Ec } 2.20]$$

Cuando la separación está a punto de ocurrir, el alargamiento del tornillo y la descompresión de la placa son iguales, y

$$\Delta T = \frac{A_b E_b}{L_b} \delta_b = \frac{A_b E_b}{L_b} \delta_{ft} \quad [\text{Ec } 2.21]$$

donde δ_{ft} es el alargamiento correspondiente a la liberación de la fuerza inicial de compresión N_o . De la ecuación 2.16,

$$\delta_{ft} = \frac{N_o L_{ft}}{A_{ft} E_{ft}}$$

Al sustituir en la ecuación 2.21, resulta

$$\Delta T = \left(\frac{A_b E_b}{L_b} \right) \left(\frac{N_o L_{fl}}{A_{fl} E_{fl}} \right) = \left(\frac{A_b E_b}{L_b} \right) \left(\frac{L_b}{A_{fl} E_{fl}} \right) N_o = \left(\frac{A_b E_b}{A_{fl} E_{fl}} \right) \left(\frac{L_b}{L_{fl}} \right) T_o = 0.1 T_o$$

De la ecuación 2.20,

$$T_o + 0.1 T_o = F \quad \text{ó} \quad F = 1.1 T_o$$

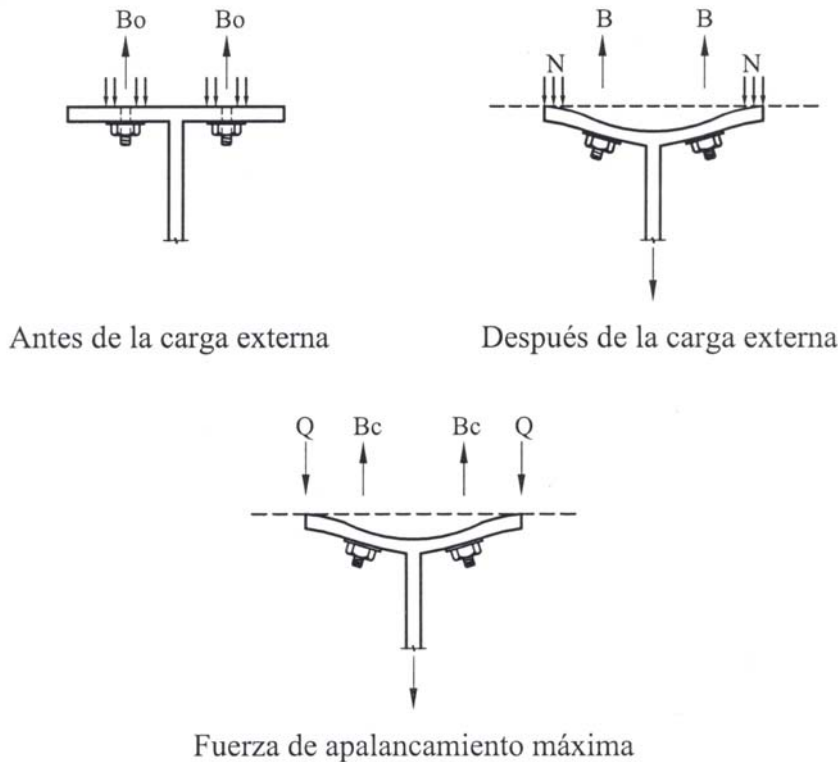
Por lo tanto, en el instante de la separación, la tensión del tornillo es aproximadamente 10% mayor que su valor inicial en la instalación. Sin embargo, una vez que las partes se separan, cualquier incremento en la carga externa será resistido enteramente por un correspondiente incremento en la tensión en el tornillo. Si se supone que la tensión en el tornillo es igual a la fuerza aplicada externamente (como si no se hubiese tensión inicial) y la conexión se carga hasta que las partes conectadas se separan, la tensión en el tornillo será subestimada en menos del 10%. Esta discrepancia ha sido tomada en cuenta en los valores de la resistencia nominal dados en la Tabla J3.2 del AISC. Esos valores dependen de que las partes conectadas no se separen, por lo que la tensión inicial no debe ser superada.

En resumen, la fuerza de tensión en el tornillo debería calcularse sin considerar a la tensión inicial.

2.1.5.8.1 ACCIÓN DE APALANCAMIENTO

En la mayor parte de las conexiones en las que los sujetadores están sometidas a las fuerzas de tensión, la flexibilidad de las partes conectadas puede conducir a las deformaciones que incrementan la tensión aplicada a los sujetadores. Una conexión colgante como el tipo que se empleó en el análisis precedente, está sometida a esta clase de comportamiento. La tensión adicional se llama acción de apalancamiento y está ilustrado en la figura 2.24, que muestra las fuerzas sobre un cuerpo libre del colgante. Antes de que la carga externa sea aplicada, si el patín es suficientemente flexible para deformarse como se muestra, las fuerzas de compresión se desplazarán hacia los bordes del patín. Esta redistribución cambiará la relación entre todas las fuerzas y la tensión en el tornillo aumentará. Sin embargo, si las partes conectadas son suficientemente rígidas, este desplazamiento de las fuerzas no se presentará y no se tendrá acción de apalancamiento. El valor máximo de la fuerza de apalancamiento se alcanzará cuando sólo las esquinas del patín permanezcan en contacto con la otra parte conectada.

En las conexiones de este tipo, la flexión causada por la acción de apalancamiento gobernará, por lo regular, en el diseño de la parte conectada. La sección J3.6 del AISC requiere que la acción de apalancamiento sea incluida en el cálculo de las cargas de tensión aplicados a los sujetadores.

**Figura 2.24**

Un procedimiento para la determinación de las fuerzas de apalancamiento, basado en las investigaciones reportadas en la Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints (Guía de los criterios de diseño para juntas atornilladas y remachadas) (Kula, Fisher y Struik, 1987), está dado en la Parte 11 del Manual sobre las “Conexiones en Tensión y compresión” (Volumen II). El caso específico fue el de la conexión de un segmento de una T estructural, pero un par de ángulos espalda con espalda sería tratado exactamente de la misma manera. El método se presenta aquí de forma algo diferente, pero conduce a los mismos resultados.

El método usado se basa en el modelo que se muestra en la figura 2.25. Todas las fuerzas son para un sujetador. Así entonces, T es la fuerza de tensión factorizada externa que se aplica a un tornillo, Q es la fuerza de apalancamiento correspondiente a un tornillo, y B_c es la fuerza total en el tornillo. La fuerza de apalancamiento se ha desplazado a la punta del patín y ha alcanzado su valor máximo.

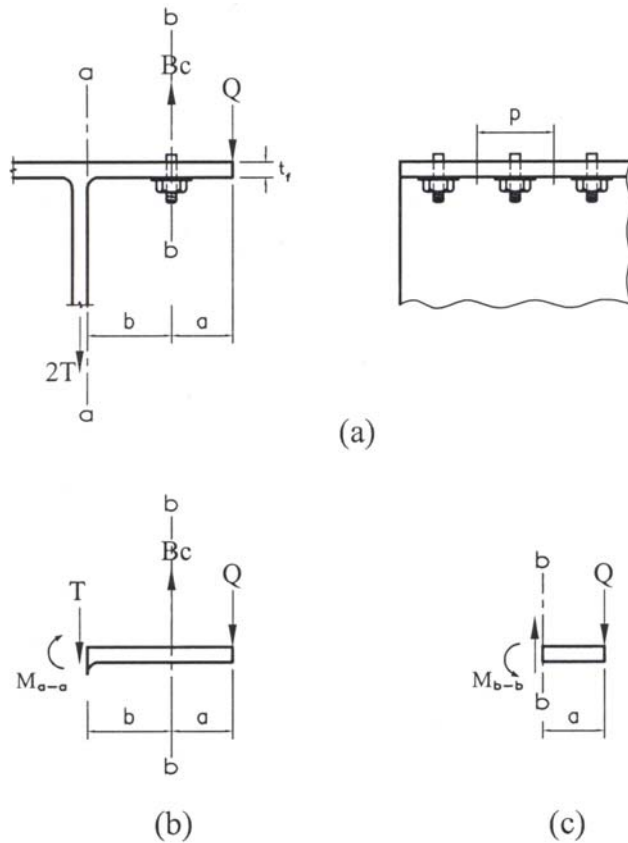


Figura 2.25

Las ecuaciones que siguen se obtuvieron de las consideraciones de equilibrio con base en los diagramas de cuerpo libre en la figura 2.25. De la suma de momentos respecto a b-b en la figura 2.25b,

$$T_b - M_{a-a} = Q_a \quad [\text{Ec 2.22}]$$

De la figura 2.25c,

$$M_{b-b} = Q_a \quad [\text{Ec 2.23}]$$

Finalmente, por equilibrio de fuerzas se requiere que

$$B_c = T + Q \quad [\text{Ec 2.24}]$$

Estas tres ecuaciones pueden combinarse para obtener una sola ecuación para la fuerza total en el tornillo, que incluye los efectos de la acción de apalancamiento. Definimos primero la variable α como la razón del momento por unidad de longitud a lo largo de la línea de tornillos al momento por longitud unitaria en la cara del alma. Para la línea de tornillos, la longitud es una longitud neta, por lo que

$$\alpha = \frac{\frac{M_{b-b}}{(p-d')}}{\frac{M_{a-a}}{p}} = \frac{M_{b-b}}{M_{a-a}} \left(\frac{1}{1-\frac{d'}{p}} \right) = \frac{M_{b-b}}{\delta M_{a-a}} \quad [\text{Ec 2.25}]$$

donde

p = longitud de patín tributario para un tornillo (ver figura 7.29a)

d' = diámetro del agujero del tornillo

$$\delta = 1 - \frac{d'}{p} = \frac{\text{área neta en la línea de tornillos}}{\text{área total en la cara del alma}}$$

$$M_{a-a} = \text{resistencia de diseño en a-a} = \phi_b M_p = \phi_b \left(\frac{p t_f^2 F_y}{4} \right)$$

(La evaluación numérica de α requiere que el uso de otra ecuación, que desarrollaremos a continuación.) Con esta notación, podemos combinar las tres ecuaciones 2.22 a la 2.24 para obtener la fuerza total B_c en el tornillo:

$$B_c = T \left[1 + \frac{\delta \alpha}{1 + \delta \alpha} \frac{b}{a} \right] \quad [\text{Ec 2.26}]$$

A este nivel de carga, las deformaciones son tan grandes que la resultante de los esfuerzos de tensión en el tornillo no coinciden con el eje del mismo. En consecuencia, la fuerza en el tornillo prevista o dada por la ecuación 2.26 es conservadora y no concuerda bien con los resultados de la pruebas. Una mejor concordancia se obtiene si la fuerza B_c se desplaza hacia el alma de la T una cantidad $d/2$, donde d es el diámetro del tornillo. Los valores modificados de b y a son por lo tanto definidos como:

$$b' = b - \frac{d}{2} \quad \text{y} \quad a' = a + \frac{d}{2}$$

(Para una mejor concordancia con los resultados de pruebas, el valor de a , no debe ser mayor que 1.25 b .)

Con esta modificación, podemos escribir la ecuación 2.26 como

$$B_c = T \left[1 + \frac{\delta \alpha}{1 + \delta \alpha} \frac{b'}{a'} \right] \quad [\text{Ec 2.27}]$$

Podemos evaluar α con la ecuación 2.27 al hacer la fuerza B_c en el tornillo igual a la resistencia de diseño por tensión del tornillo, que denotamos por B . Al realizarlo así, resulta

$$\alpha = \frac{\left[\left(\frac{B}{T} \right) - 1 \right] \frac{a'}{b'}}{\delta \left\{ 1 - \left[\left(\frac{B}{T} \right) - 1 \right] \left(\frac{a'}{b'} \right) \right\}} \quad [\text{Ec 2.28}]$$

Dos estados límite son posibles: falla por tensión de los tornillos y falla por flexión de la T. Se supone que la falla de la T ocurre cuando se forman articulaciones plásticas en la sección a-a o cara del alma de la T y en la sección b-b, o línea de tornillos, creándose así un mecanismo de viga. El momento en cada una de esas localidades será igual a M_p , que es la capacidad por momento plástico de una longitud de patín tributaria de un tornillo. Si el valor absoluto de α , obtenido con la ecuación 2.28 es menor que 1.0, el momento en la línea de tornillos es menor que el momento en la cara del alma, indicando que el mecanismo de la viga no se ha formado y que el estado límite gobernante será la falla por tensión del tornillo. La fuerza B_c en el tornillo, en este caso, será igual a la resistencia de diseño B. Si el valor absoluto de α es igual o mayor que 1, se habrán formado las articulaciones plásticas en a-a y b-b, y el estado límite gobernante es la falla por flexión del patín de la T. Como los momentos en esas dos localidades están limitados al valor del momento plástico M_p , α debe hacerse igual a 1.0.

Las tres ecuaciones de equilibrio, 2.22 a la 2.24, pueden combinarse en una sola ecuación para determinar el espesor t_f requerido del patín. De las ecuaciones 2.22 y 2.23, podemos escribir

$$Tb' - M_{a-a} = M_{b-b}$$

donde b' ha sido sustituido por b . De la ecuación 2.25,

$$Tb' - M_{a-a} = \delta\alpha M_{a-a} \quad [\text{Ec 2.29}]$$

Al hacer M_{a-a} igual a la resistencia de diseño, resulta

$$M_{a-a} = \phi_b M_p = \phi_b \frac{p t_f^2 F_y}{4}$$

donde t_f es el espesor requerido para el patín. Al sustituir en la ecuación 2.29, obtenemos

$$t_f = \sqrt{\frac{4Tb'}{\phi_b p F_y (1 + \delta\alpha)}}$$

Con $\phi_b = 0.90$

$$t_{f \text{ requerido}} = \sqrt{\frac{4.444Tb'}{p F_y (1 + \delta\alpha)}} \quad [\text{Ec 2.30}]$$

El diseño de conexiones sometidas a un apalancamiento es esencialmente un proceso de tanteos. Al seleccionar el tamaño o el número de tornillos, debemos dejar margen para el efecto de la fuerza de apalancamiento. La selección del espesor del patín de la T es más difícil, ya que éste es función del tornillo seleccionado y de las dimensiones de la T. La Tabla de Selección Preliminar de Conexiones colgantes, en la Parte 11 del Manual, es útil para escoger un perfil de prueba. Una vez seleccionado el perfil de prueba y que se ha estimado el número de tornillos y su arreglo, las ecuaciones 2.26 y 2.30 pueden usarse para verificar o rechazar lo seleccionado.

Si el espesor real del patín es diferente del valor requerido, los valores reales de α y B_c serán diferentes de los previamente calculados. Si se quiere conocer la fuerza real en los tornillos, que incluye la fuerza Q de palanqueo, α tendrá que ser recalculada como sigue. Primero, combine las ecuaciones 2.22 y 2.23, al usar b' en vez de b :

$$M_{b-b} = Tb' - M_{a-a}$$

De la ecuación 2.25,

$$\begin{aligned} \alpha &= \frac{M_{b-b}}{\delta M_{a-a}} \\ &= \frac{Tb' - M_{a-a}}{\delta M_{a-a}} = \frac{\frac{Tb'}{M_{a-a}} - 1}{\delta} \end{aligned}$$

Al hacer M_{a-a} igual al momento de diseño, resulta

$$M_{a-a} = \phi_b M_p = 0.90 \left(\frac{pt_f^2 F_y}{4} \right)$$

entonces,

$$\alpha = \frac{\frac{Tb'}{0.90 pt_f^2 F_y} - 1}{\frac{4}{\delta}} = \frac{1}{\delta} \left(\frac{4.444 Tb'}{pt_f^2 F_y} - 1 \right) \quad [\text{Ec 2.31}]$$

La fuerza del tornillo puede hallarse con la ecuación 2.27

EJEMPLO 2.11

Un perfil TR 229 x 52.7 de 20 cm de longitud está unido al patín inferior de una viga como se muestra en la figura 2.26. Este colgante debe soportar una carga factorizada de 35 00 kg. Determinar el número de tornillos A325 de $\phi = 19 \text{ mm}$ ($3/4''$) requeridos e investigar si la TR es adecuada. Considerar acero A36.

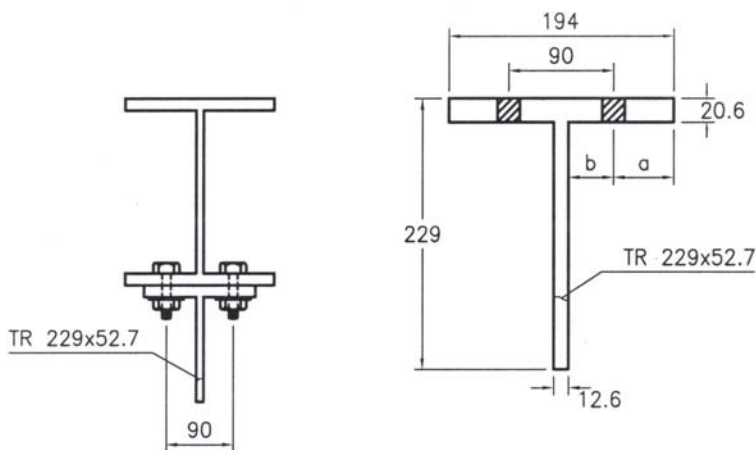


Figura 2.26

SOLUCIÓN

De la Tabla 2.6, la resistencia de diseño a tensión de un tornillo A325 de $\phi = 19 \text{ mm}$ (3/4") es,

$$\phi R_n = 13\,625 \text{ kg}$$

El número requerido de tornillos requerida es,

$$n = \frac{35\,000}{13\,625} = 2.56 \text{ tornillos}$$

Serán necesarios un mínimo de cuatro tornillos para mantener la simetría

De las dimensiones mostradas en la figura 2.26,

$$b = \frac{9 - 1.26}{2} = 3.87 \text{ cm}$$

$$a = \frac{19.4 - 9}{2} = 5.2 \text{ cm}$$

$$1.25 b = 1.25(3.87) = 4.84 < 5.2 \text{ cm} \quad ; \quad \text{Usar } a = 4.84 \text{ cm}$$

$$b' = b - \frac{d}{2} = 3.87 - \frac{1.9}{2} = 2.92 \text{ cm}$$

$$a' = a + \frac{d}{2} = 4.84 + \frac{1.9}{2} = 5.79 \text{ cm}$$

La carga externa factorizada por tornillo, al excluir la fuerza de apalancamiento es,

$$T = \frac{35\,000}{4} = 8\,750 \text{ kg}$$

Calculando δ ,

$$d' = d + 3 \text{ mm} = 19 + 3 = 22 \text{ mm} = 2.2 \text{ cm}$$

$$p = \frac{20}{2} = 10 \text{ cm}$$

$$\delta = 1 - \frac{d'}{p} = 1 - \frac{2.2}{10} = 0.78$$

Calculando α ,

$$\frac{B}{T} - 1 = \frac{13\,625}{8\,750} - 1 = 0.56$$

$$\frac{a'}{b'} = \frac{13\,625}{8\,750} = 1.98$$

De la Ecuación 2.28,

$$\alpha = \frac{\left[\left(\frac{B}{T} \right) - 1 \right] \frac{a'}{b'}}{\delta \left\{ 1 - \left[\left(\frac{B}{T} \right) - 1 \right] \left(\frac{a'}{b'} \right) \right\}} = \frac{0.56(1.98)}{0.78[1 - (0.56)(1.98)]}$$

$$\alpha = -13.06$$

Como $|\alpha| > 1$, usar $\alpha = 1$

En la Ecuación 2.30

$$t_{f \text{ requerido}} = \sqrt{\frac{4.444 T b'}{p F_y (1 + \delta \alpha)}} = \sqrt{\frac{4.444(8\,750)(2.92)}{10(2\,530)[1 + 0.78]}}$$

$$t_{f \text{ requerido}} = 1.59 \text{ cm} < 2.06 \text{ cm} \quad (\text{E.B})$$

El número de tornillos escogido y el espesor del patín son adecuados y no se requieren más cálculos. Sin embargo, para ilustrar el procedimiento, calculamos la fuerza de apalancamiento al emplear las ecuaciones 2.31 y 2.27.

De la Ecuación 2.31,

$$\alpha = \frac{1}{\delta} \left[\frac{4.444 T b'}{p t_f^2 F_y} - 1 \right] = \frac{1}{0.78} \left[\frac{(4.444)(8\,750)(2.92)}{10(2.06)^2(2\,530)} - 1 \right]$$

$$\alpha = 0.074$$

De la Ecuación 2.27, la fuerza total en el tornillo, incluyendo el apalancamiento, es:

$$B_c = T \left[1 + \frac{\delta \alpha}{(1 + \delta \alpha)} \frac{b'}{a'} \right] = 8\,750 \left[1 + \frac{(0.78)(0.074)}{[1 + (0.78)(0.074)]} \frac{2.92}{5.79} \right] = 8\,990 \text{ kg}$$

La fuerza de apalancamiento es,

$$Q = B_c - T = 8\,990 - 8\,750 = 240 \text{ kg}$$

RESPUESTA.- Un perfil TR 229 x 52.7 es satisfactorio. Usar cuatro tornillos A325 de $\phi = 19 \text{ mm}$ (3/4") es,

NOTA.- Si el espesor del patín hubiese sido inadecuado, las alternativas habrían incluido el ensayar un perfil TR mayor o usar más tornillos para reducir la carga externa T por tornillo. La fuerza del apalancamiento en este ejemplo añade aproximadamente el 13% de la carga aplicada externamente. El despreciar esta tensión adicional, podría tener serias consecuencias.

Se deberá estar alerta frente a las situaciones en que puede ocurrir y, cuando sea factible, deberá minimizarla al evitar los elementos de la conexión demasiado flexibles.

2.1.5.9 CONECTORES CON CORTANTE Y TENSIÓN COMBINADOS

En la mayoría de las situaciones en las que un tornillo está sometido a cortante y tensión, la conexión está cargada excéntricamente y tal caso será estudiado en un capítulo posterior. Sin embargo, en algunas conexiones simples los sujetadores están en un estado de carga combinada. La figura 2.27 muestra un segmento de T estructural conectado al patín de una columna con el fin de unir un miembro de arriostramiento. Este último elemento está orientado de manera que la línea de acción de la fuerza en el miembro pasa por el centro de gravedad de la conexión. La componente vertical de la carga someterá los sujetadores a cortante y la componente horizontal generará tensión (con la posible inclusión de fuerzas de apalancamiento). Como la línea de acción de la carga actúa a través del centro de gravedad de la conexión, puede suponerse que cada sujetador toma una porción igual de cada componente.

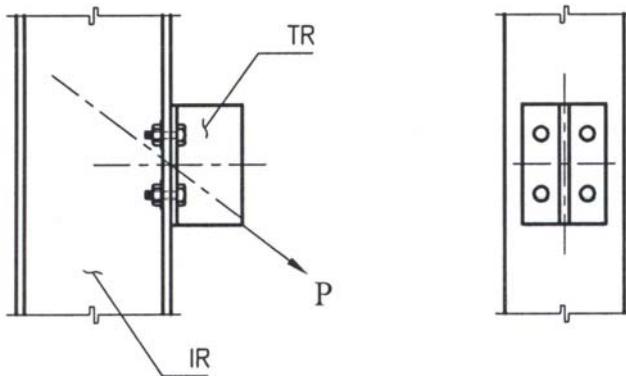


Figura 2.27

Como en todos los otros casos de carga combinada, puede usarse el enfoque de una fórmula de interacción. Las resistencias por cortante y por tensión para tornillos tipo aplastamiento se basan en los resultados de pruebas y pueden tomarse de la curva elíptica de interacción mostrada en la figura 2.28. La ecuación de esta curva es:

$$\left[\frac{P_u}{(\phi R_n)_t} \right]^2 + \left[\frac{V_u}{(\phi R_n)_v} \right]^2 = 1.0 \quad [\text{Ec 2.32}]$$

donde

P_u = carga de tensión factorizada sobre el tornillo

$(\phi R_n)_t$ = resistencia de diseño del tornillo en tensión

V_u = carga cortante factorizada sobre el tornillo

$(\phi R_n)_v$ = resistencia de diseño por cortante en el tornillo

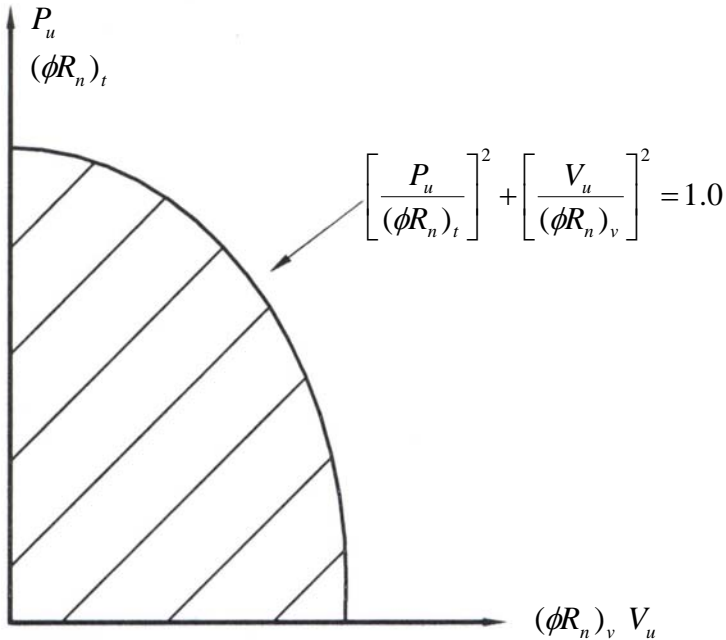


Figura 2.28

Una combinación aceptable de cortante y tensión es una que se encuentre bajo esta curva. Este hecho conduce al requisito de las Especificaciones RCSC de que

$$\left[\frac{P_u}{(\phi R_n)_t} \right]^2 + \left[\frac{V_u}{(\phi R_n)_v} \right]^2 \leq 1.0 \quad [\text{Ec 2.33 o LRFD 4.2 del RCSC}]$$

Para conexiones críticas al deslizamiento en las que los tornillos están sometidos a cortante y tensión, el efecto de la fuerza de tensión aplicada es aliviar parte de la fuerza de apriete, reduciendo así la fuerza de fricción disponible. Las Especificaciones AISC reducen la resistencia por cortante crítico al deslizamiento para este caso. Del Apéndice J del AISC, la resistencia por cortante crítico al deslizamiento debe multiplicarse por el factor

$$\left[1 - \frac{T_u}{1.13 T_m N_b} \right] \quad [\text{Ec 2.34 o LRFD A-J3-2}]$$

donde

T_u = carga de tensión factorizada sobre la conexión

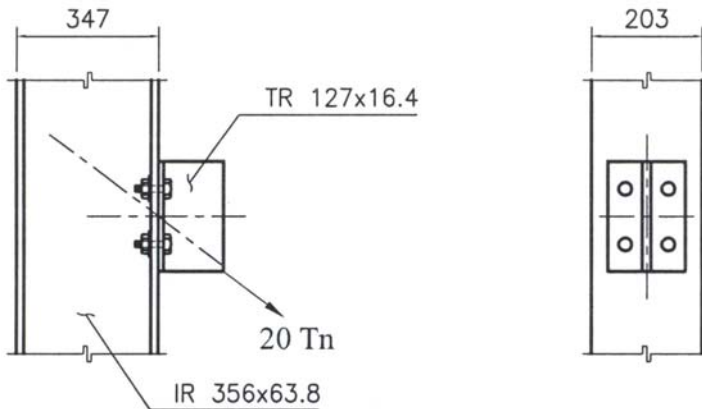
T_m = tensión en el tornillo inicialmente prescrita de la Tabla 2.7 ó J3.1 del AISC

N_b = número de tornillos en la conexión

Note que la Ecuación 2.33 se ha presentado aquí como aplicada a un solo tornillo, mientras que la Ecuación 2.34 se ha presentado como aplicada a toda la conexión. Cada ecuación podría modificarse para aplicarla de manera alternativa.

EJEMPLO 2.12

Un perfil TR 127 x 16.4 se usa como ménsula para transmitir una carga de servicio de 20 Tn a una columna IR 356 x 63.8, como se muestra en la figura 24. La carga consiste en 8 Tn de carga muerta y 12 Tn de carga viva. Se usan cuatro tornillos A325 de $\phi = 19$ mm ($3/4$ "). La columna y la ménsula son de acero A36. suponer que todos los requisitos de separación y distancia a bordes son satisfechos, incluyendo aquellos que son necesarios para el uso de la resistencia de diseño máxima por aplastamiento es decir $\phi[2.4 d t F_u]$, y determinar si son adecuados los tornillos para los siguientes tipos de conexiones: (a) conexión tipo aplastamiento con las roscas en cortante y (b) conexión crítica al deslizamiento con las roscas en cortante.

**Figura 2.29**

PROPIEDADES DE LAS SECCIONES	
IR 356 x 63.8	TR 127 X 16.4
d = 347 mm	d = 129 mm
t _w = 7.8 mm	t _w = 6.1 mm
b _f = 203 mm	b _f = 14.6 mm
t _f = 13.5 mm	t _f = 9.1 mm
g = 140 mm	g = 90 mm

SOLUCIÓN

La carga factorizada es,

$$P_u = 1.5(CM + CV) = 1.5(8 + 12) = 30 \text{ Tn}$$

(a) Para la conexión tipo aplastamiento, con las roscas en el plano de corte (N), la fuerza cortante total es,

$$V_{UT} = \frac{3}{5} P_u = \frac{3}{5} (30) = 18 \text{ Tn}$$

La fuerza cortante por tornillo es,

$$V_u = \frac{18\,000}{4} = 4\,500 \text{ kg}$$

De la Tabla 9, la resistencia de diseño por cortante para un tornillo de $\phi = 19 \text{ mm}$ (3/4") es,

$$\phi R_n = 7\,265 \text{ kg} > 4\,500 \text{ kg} \quad (\text{E.B})$$

La resistencia por aplastamiento (gobierna el patín de la TR)

$$\phi R_n = \phi(2.4 d t F_u) = 0.75(2.4 \times 1.9 \times 0.91 \times 4\,080)$$

$$\phi R_n = 12\,698 \text{ kg} > 4\,500 \text{ kg} \quad (\text{E.B})$$

La carga total de tensión es,

$$T_u = \frac{4}{5}(30) = 24 \text{ Tn}$$

y la carga de tensión por tornillo es

$$P_u = \frac{2\,400}{4} = 6\,000 \text{ kg}$$

De la Tabla 2.6, la resistencia de diseño por tensión para un tornillo de $\phi = 19 \text{ mm}$ (3/4") es,

$$\phi R_n = 13\,625 \text{ kg} > 6\,000 \text{ kg} \quad (\text{E.B})$$

De la Ecuación 2.33,

$$\left[\frac{P_u}{(\phi R_n)_t} \right]^2 + \left[\frac{V_u}{(\phi R_n)_v} \right]^2 = \left(\frac{6\,000}{13\,625} \right)^2 + \left(\frac{4\,500}{7\,265} \right)^2 = 0.58 < 1.0 \quad (\text{E.B})$$

RESPUESTA.- La conexión es adecuada como tipo aplastamiento (para obscurecer las características de carga combinada de este ejemplo, la acción de apalancamiento no se ha incluido en el análisis).

- (b) Para la conexión crítica al deslizamiento, con roscas en el plano de corte (N) de la parte (a), las resistencias por cortante, aplastamiento y tensión son satisfactorias. De la Ecuación 2.14, la resistencia de diseño crítica al deslizamiento es:

$$\phi R_{str} = \phi(1.13 \mu T_m N_b N_s)$$

De la tabla 2.7, la tensión mínima para un tornillo A325 de $\phi = 19 \text{ mm}$ (3/4") es,

$$T_m = 12\,700 \text{ kg}$$

Si suponemos superficies clase A, el coeficiente de deslizamiento $\mu = 0.33$ y, para cuatro tornillos,

$$\phi R_{str} = \phi(1.13 \mu T_m N_b N_s) = 1.0(1.13 \times 0.33 \times 12\,700 \times 4 \times 1)$$

$$\phi R_{str} = 18\,943 \text{ kg}$$

Como hay una carga de tensión sobre los tornillos, la carga de la resistencia crítica al deslizamiento debe reducirse por un factor k de,

$$k = \left[1 - \frac{T_u}{1.13 T_m N_b} \right] = \left[1 - \frac{24\,000}{1.13 \times 12\,700 \times 4} \right] = 0.418$$

La resistencia reducida es, por lo tanto,

$$\phi R_{str} = 0.418(18\,943) = 7\,918 < V_{UT} = 18\,000 \text{ kg} \quad (\text{NO SATISFACTORIO})$$

RESPUESTA.- La conexión es inadecuada como conexión crítica al deslizamiento.

NOTA- Las conexiones atornilladas, sometidas a cortante y tensión, pueden diseñarse directamente. De la Ecuación 2.33 puede despejarse el tamaño requerido de tornillo, como sigue. Primero sea,

$$\left[\frac{P_u}{(\phi R_n)_t} \right]^2 + \left[\frac{V_u}{(\phi R_n)_v} \right]^2 = \left(\frac{P_u}{\phi F_t \Sigma A_b} \right)^2 + \left(\frac{V_u}{\phi F_v \Sigma A_b} \right)^2 = \left(\frac{P_u}{\phi F_t} \right)^2 \frac{1}{(\Sigma A_b)^2} + \left(\frac{V_u}{\phi F_v} \right)^2 \frac{1}{(\Sigma A_b)^2}$$

donde,

P_u = carga total de tensión sobre la conexión

F_t = esfuerzo último de tensión del tornillo

V_u = carga cortante total sobre la conexión

ΣA_b = área total de tornillos

Al sustituir en la Ecuación 2.33, obtenemos,

$$\left(\frac{P_u}{\phi F_t} \right)^2 \frac{1}{(\Sigma A_b)^2} + \left(\frac{V_u}{\phi F_v} \right)^2 \frac{1}{(\Sigma A_b)^2} \leq 1.0$$

o

$$\Sigma A_b \geq \sqrt{\left(\frac{P_u}{\phi F_t} \right)^2 + \left(\frac{V_u}{\phi F_v} \right)^2} \quad [\text{Ec 2.35}]$$

donde A_b es el área total requerida de tornillos.

EJEMPLO 2.13

Una conexión cargada concéntricamente, está sometida a una fuerza cortante de servicio de 23 000 kg y a una fuerza de tensión de servicio de 45 000 kg. Las cargas son 25% muertas y 57% vivas. Los sujetadores estarán en cortante simple y la resistencia por aplastamiento será controlada por el espesor de 7.9 mm (5/16") de la parte conectada. Suponer que todas las separaciones y distancias a bordes son satisfactorias, incluidas aquellas que permiten usar la resistencia máxima por aplastamiento de $\phi(2.4 d t F_u)$. Determinar el número requerido de tornillos A325 de $\phi = 19$ mm (3/4") para los siguientes casos: (a) conexión tipo aplastamiento, con

roscas en el plano de corte y (b) conexión crítica al deslizamiento con roscas en el plano de corte. Todas las superficies de contacto están libres de escamas del laminado. Considerar este diseño como preliminar, de modo que no es necesaria una consideración de la acción de apalancamiento.

SOLUCIÓN

$$\text{Fuerza cortante factorizada} = 1.5[0.25(23\ 000) + 0.75(23\ 000)] = 34\ 500 \text{ kg}$$

$$\text{Fuerza de tensión factorizada} = 1.5[0.25(45\ 000) + 0.75(45\ 000)] = 67\ 500 \text{ kg}$$

(a) Para la conexión tipo aplastamiento, con roscas en el plano de corte, la Ecuación 2.35 da,

$$\Sigma A_b \geq \sqrt{\left(\frac{P_u}{\phi F_t}\right)^2 + \left(\frac{V_u}{\phi F_v}\right)^2} = \sqrt{\left(\frac{67\ 500}{0.75 \times 6\ 330}\right)^2 + \left(\frac{34\ 500}{0.75 \times 3\ 375}\right)^2} = 19.70 \text{ cm}^2$$

El área de un tornillo es,

$$A_b = 2.85 \text{ cm}^2$$

Por lo que el número requerido de tornillos es,

$$n = \frac{\Sigma A_b}{A_b} = \frac{19.70}{2.85} = 6.91 \text{ tornillos}$$

Ensayar 7 tornillos y revisar el aplastamiento

$$\phi R_n = \phi(2.4 d t F_u) \times 7 \text{ tornillos}$$

$$\phi R_n = 0.75[2.4 \times 1.9 \times 0.79 \times 4\ 080](7)$$

$$\phi R_n = 77\ 163 \text{ kg} > 34\ 500 \text{ kg} \quad (\text{E.B})$$

RESPUESTA.- Usar 7 tornillos (si los tornillos se colocan en dos filas, usar ocho tornillos por simetría).

(b) Para la conexión crítica al deslizamiento, la resistencia está dada por la Ecuación 2.14 multiplicada por el factor de reducción de la Ecuación 2.34:

$$\phi R_{str} = \phi(1.13 \mu T_m T_b T_s) \left(1 - \frac{T_u}{1.13 T_m T_b}\right)$$

$$\phi R_{str} = 1.0(1.13 \times 0.33 \times 12\,700 \times N_b \times 1) \left(1 - \frac{67\,500}{1.13 \times 12\,700 \times N_b} \right)$$

$$\phi R_{str} = 4\,735.83 N_b \left(1 - \frac{4.70}{N_b} \right)$$

$$\phi R_{str} = 4\,735.83 N_b - 22\,258.4$$

al igualar este resultado con la carga cortante aplicada, podemos despejar el número de tornillos requeridos para prevenir el deslizamiento:

$$4\,735.83 N_b - 22\,258.4 = 34\,500 \text{ kg}$$

$$N_b = \frac{34\,500 + 22\,258.4}{4\,735.83} = 11.98 \text{ tornillos}$$

Como siete tornillos son adecuados por cortante, aplastamiento y tensión, esos estados límite no tendrán que ser revisados.

RESPUESTA.- Usar doce tornillos A325-N de $\phi = 19 \text{ mm}$ (3/4").

2.2 CONEXIONES EXCÉNTRICAS

2.2.1 Ejemplos de conexiones excéntricas atornilladas

En una conexión excéntrica la resultante de las cargas aplicadas no pasa por el centro de gravedad de los sujetadores o las soldaduras. Si la conexión tiene un plano de simetría, el centroide del área de corte de los sujetadores o las soldaduras se usa como punto de referencia, y la distancia perpendicular de la línea de acción de la carga al centroide se llama *excentricidad*. Aunque una gran mayoría de las conexiones están cargadas excéntricamente, en muchos casos la excentricidad es pequeña sin embargo, se recomienda revisar.

La conexión de la viga con ángulo que se muestra en la figura 2.30, es una conexión excéntrica típica. Esta conexión en forma atornillada o soldada, se usa comúnmente para conectar vigas a columnas. Aunque las excentricidades en este tipo de conexión son, por lo regular, despreciables, ellas existen y se emplean aquí como ilustración. Dos conexiones diferentes están en realidad presentes: la unión de la viga a los ángulos y la unión de los ángulos a la columna. Esas conexiones ilustran las dos categorías básicas de las conexiones excéntricas: aquellas que generan solo cortante en los sujetadores y aquellas que generan cortante y tensión.

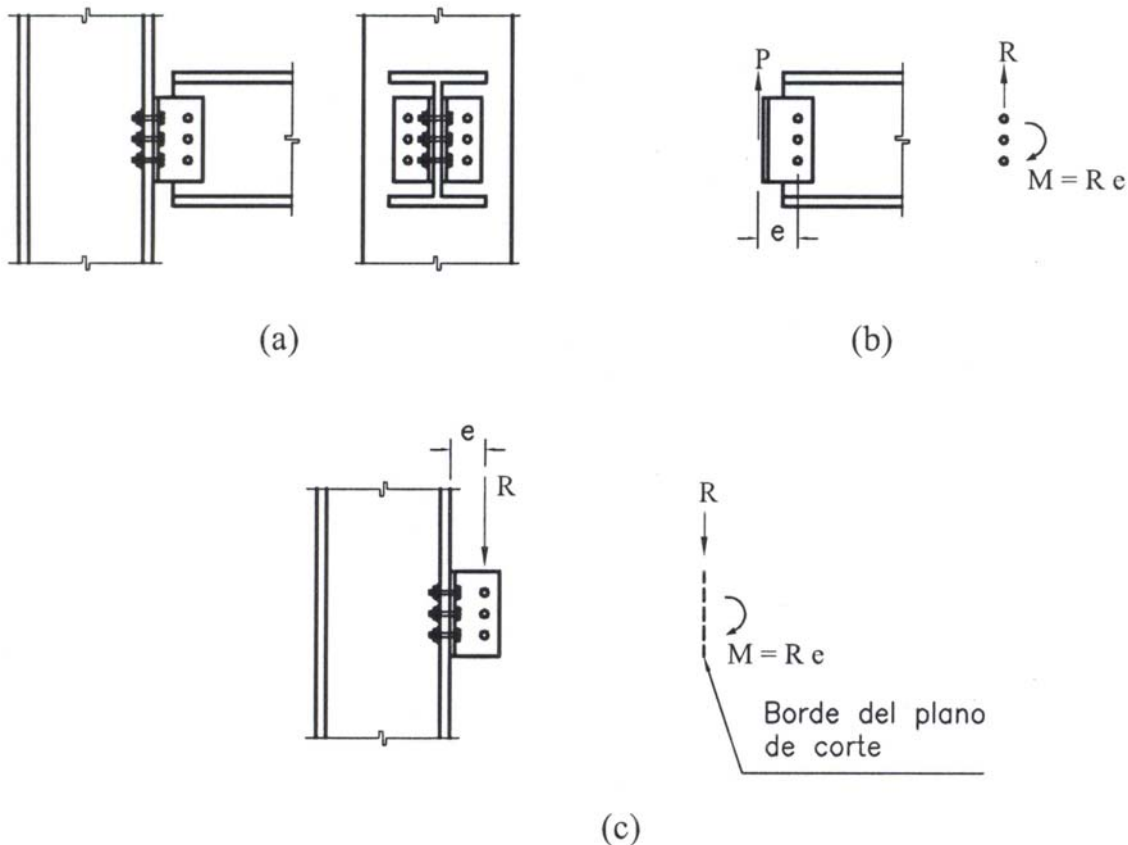


Figura 2.30

Si la viga y los ángulos se consideran por separado de la columna, como se mostró en la figura 2.30b, es claro que la reacción R actúa con una excentricidad e , medida desde el centroide de las áreas de los sujetadores en el alma de la viga. Esos sujetadores quedan, entonces, sometidos a la fuerza cortante y a un par que se halla en el plano de la conexión y que genera los esfuerzos cortantes torsionantes.

Si la columna y los ángulos se aíslan de la viga, como se presentó en la figura 2.30c, es claro que los sujetadores en el patín de la columna están sometidos a la reacción R que actúa con una excentricidad e desde el plano de los sujetadores, por lo que el par tiende a tensionar la parte superior de la conexión y a comprimir la parte inferior. Los sujetadores en la parte superior de la conexión estarán, entonces, sometidos a cortante y tensión.

2.2.2 CONEXIONES EXCÉNTRICAS ATORNILLADAS: SÓLO CORTANTE

La conexión de la ménsula de la columna que se muestra en la figura 2.31 es un ejemplo de una conexión atornillada sometida a un cortante excéntrico. Existen dos enfoques para la solución de este problema: el análisis tradicional elástico y el más exacto (pero más complejo) por análisis de resistencia última. Ambos serán ilustrados.

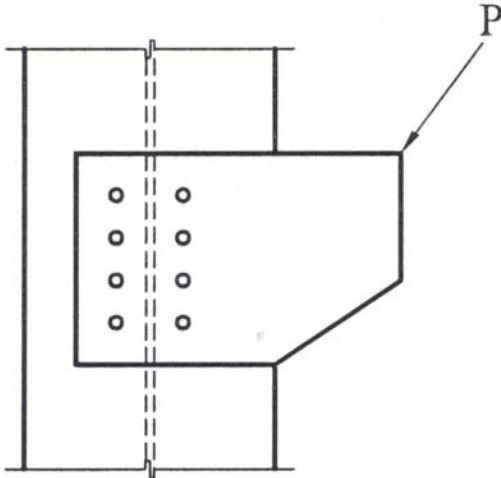


Figura 2.31

2.2.2.1 ANÁLISIS ELÁSTICO

En la figura 2.32, las áreas de corte de los sujetadores y las cargas se muestran separadas de la columna y de la placa de la ménsula. La carga excéntrica P puede reemplazarse por la misma carga al actuar aplicada en el centroide más el par $M=P/n$, donde n es el número de sujetadores. Las fuerzas en los sujetadores que resultan del par pueden encontrarse al considerar que los esfuerzos cortantes en los sujetadores son el resultado de la torsión de una sección transversal constituida por las áreas transversales de los sujetadores. Si se hace tal supuesto, el esfuerzo cortante en cada sujetador se encuentra con la fórmula de la torsión

$$f_v = \frac{M d}{J} \quad [\text{Ec 2.36}]$$

donde

d = distancia del centroide del área al punto donde se está calculando el esfuerzo

J = momento polar de inercia del área respecto al centroide

y el esfuerzo f_v es perpendicular a d . Aunque la fórmula de la torsión es aplicable sólo a los cilindros circulares rectos, su uso aquí es conservador, dando esfuerzos que son algo mayores que los esfuerzos reales.

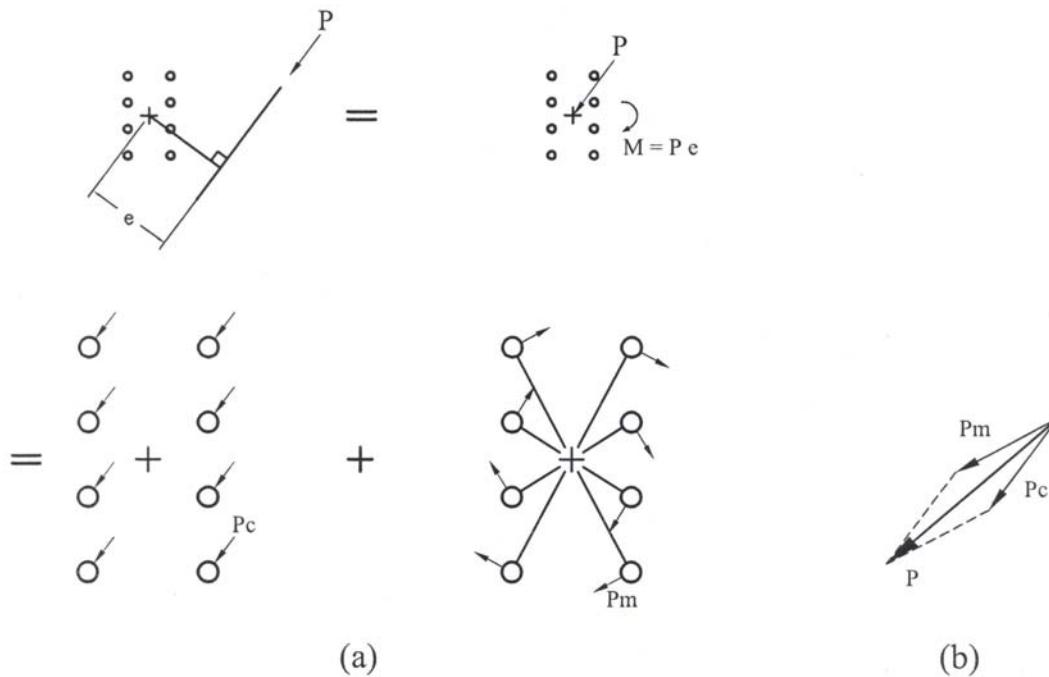


Figura 2.32

Si se emplea el teorema de los ejes paralelos y se desprecia el momento polar de inercia de cada área circular respecto a su propio centroide, J para el área total puede aproximarse como:

$$J = \Sigma A d^2 = A \Sigma d^2 \quad [\text{Ec 2.37}]$$

siempre que todos los sujetadores tengan la misma área. La ecuación 2.36 puede entonces escribirse como:

$$f_v = \frac{M d}{A \Sigma d^2} \quad [\text{Ec 2.38}]$$

y la fuerza cortante en cada sujetador causada por el par es:

$$P_m = A f_v = A \frac{M d}{A \Sigma d^2} = \frac{M d}{\Sigma d^2} \quad [\text{Ec 2.39}]$$

Las dos componentes de fuerza cortante así determinadas pueden sumarse vectorialmente para obtener la fuerza resultante p , como se muestra en la figura 2.32b, donde el sujetador inferior derecho se usa como ejemplo. Cuando se ha determinado la resultante máxima, se elige el tamaño del sujetador que resiste esta fuerza. El sujetador crítico no puede siempre encontrarse por inspección y es necesario hacer los cálculos de varias fuerzas.

El más conveniente, en general, trabajar con los componentes rectangulares de fuerzas. Para cada sujetador, los componentes horizontal y vertical de la fuerza cortante directa resultante son:

$$P_{cx} = \frac{P_x}{n} \quad y \quad P_{cy} = \frac{P_y}{n} \quad [\text{Ec 2.40}]$$

donde P_x y P_y son las componentes x y y de la carga P total en la conexión, como se muestra en la figura 2.33. Las componentes horizontal y vertical causadas por la excentricidad pueden encontrarse como sigue. En términos de las coordenadas x y y de los centros de las áreas de los sujetadores,

$$\Sigma d^2 = \Sigma (x^2 + y^2) \quad [\text{Ec 2.41}]$$

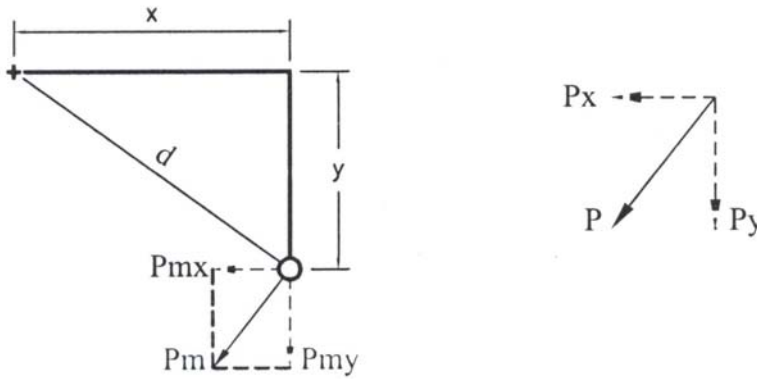


Figura 2.33

donde el origen del sistema coordenado está en el centroide del área cortante total de los sujetadores. La componente x de p_m es:

$$p_{mx} = \frac{y}{d} p_m = \frac{y M d}{d \Sigma d^2} = \frac{y M d}{d \Sigma (x^2 + y^2)} = \frac{M y}{\Sigma (x^2 + y^2)} \quad [\text{Ec 2.42}]$$

De manera similar,

$$p_{my} = \frac{M x}{\Sigma (x^2 + y^2)} \quad [\text{Ec 2.43}]$$

y la fuerza total en el sujetador es:

$$p = \sqrt{(\Sigma p_x)^2 + (\Sigma p_y)^2} \quad [\text{Ec 2.44}]$$

donde:

$$\Sigma p_x = p_{cx} + p_{mx} \quad [\text{Ec 2.45}]$$

$$\Sigma p_y = p_{cy} + p_{my} \quad [\text{Ec 2.46}]$$

Si P , la carga aplicada a la conexión, es una carga factorizada, entonces la fuerza p sobre el sujetador es la carga factorizada por ser resistida en cortante y aplastamiento, es decir, la resistencia de diseño requerida.

EJEMPLO 2.14

Determinar la fuerza crítica en los sujetadores de la conexión de ménsula que se muestra en la figura 2.34.

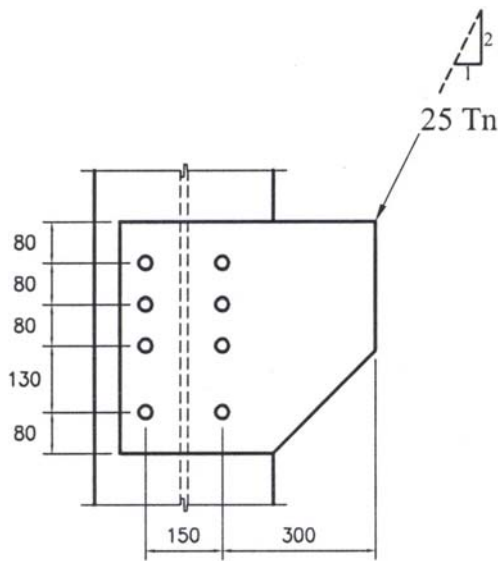


Figura 2.34

SOLUCIÓN

El centroide del grupo de sujetadores se encuentra al usar un eje horizontal que pase por la fibra inferior y aplicar el principio de momentos.

$$y = \frac{2(13) + 2(21) + 2(29)}{8}$$

$$y = 15.75 \text{ cm}$$

Las componentes horizontal y vertical de la carga son:

$$P_x = \frac{1}{\sqrt{5}}(25) = 11.18 \text{ Tn} \leftarrow \quad \text{y} \quad P_y = \frac{2}{\sqrt{5}}(25) = 22.36 \text{ Tn} \downarrow$$

Con referencia a la figura 2.35a calculamos el momento de la carga respecto al centroide:

$$M = 22.36(0.30 + 0.075) - 11.18(0.37 - 0.1575)$$

$$M = 6 \text{ Tn} \cdot \text{m (horario)}$$

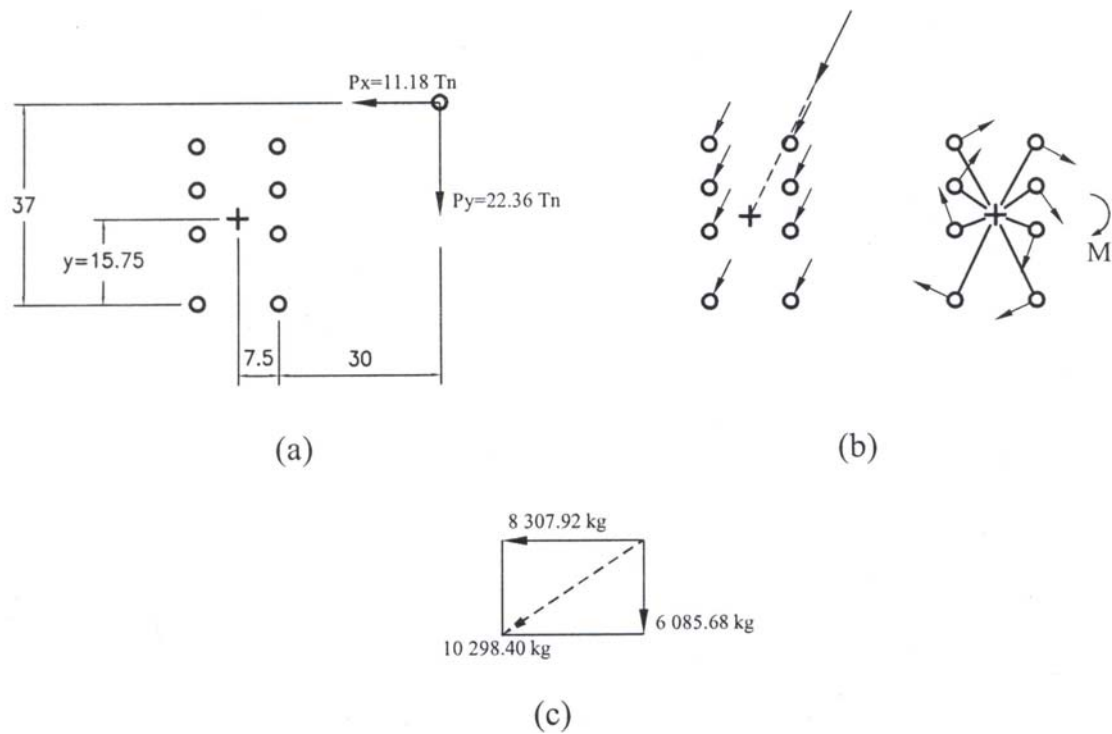


Figura 2.35

La figura 2.35b muestra las direcciones de todas las componentes de las fuerzas en los tornillos y la magnitud relativa de las componentes causadas por el par. Al emplear esas direcciones y magnitudes relativas como guía y al recordar que las fuerzas se suman según la ley del paralelogramo, concluimos que el sujetador inferior derecho tendrá la fuerza resultante máxima.

Las componentes horizontal y vertical de la fuerza en cada tornillo que resulta de la carga concéntrica son:

$$P_{cx} = \frac{11180 \text{ kg}}{8} = 1397.5 \text{ kg} \leftarrow \quad \text{y} \quad P_{cy} = \frac{22360 \text{ kg}}{8} = 2795 \text{ kg} \downarrow$$

Para el par,

$$\Sigma(x^2 + y^2) = 8(7.5)^2 + 2(15.75)^2 + 2(2.75)^2 + 2(5.25)^2 + 2(13.25)^2 = 1367.5 \text{ cm}^2$$

$$P_{mx} = \frac{M y}{\Sigma(x^2 + y^2)} = \frac{(600\,000)(15.75)}{1367.5} = 6910.42 \text{ kg} \leftarrow$$

$$P_{my} = \frac{M x}{\Sigma(x^2 + y^2)} = \frac{(600\,000)(7.5)}{1367.5} = 3290.68 \text{ kg} \downarrow$$

$$\Sigma P_x = 1397.5 + 6910.42 = 8307.92 \leftarrow$$

$$\Sigma P_y = 2795 + 3290.68 = 6085.68 \downarrow$$

$$P = \sqrt{(8\,307.92)^2 + (6\,085.68)^2} = 10\,298.40 \text{ kg} \quad (\text{Ver figura 2.35c})$$

RESPUESTA.- La fuerza crítica en los sujetadores es de 10 298.40 kg. La inspección de las magnitudes y los sentidos de las componentes horizontal y vertical de las fuerzas confirman la conclusión anterior de que el sujetador escogido es el crítico.

2.2.2.2 ANÁLISIS POR RESISTENCIA ÚLTIMA

El procedimiento anterior es, relativamente, fácil de aplicar, pero es inexacto, del lado conservador. El principal defecto en el análisis es el supuesto que implica que la relación carga deformación del sujetador es lineal y que el esfuerzo de fluencia no se excede. La evidencia experimental muestra que éste no es el caso y que los sujetadores individuales no tienen un esfuerzo bien definido de fluencia cortante. El procedimiento que describiremos aquí resuelve la resistencia última de la conexión al utilizar una relación carga-deformación no lineal que fue determinada de manera experimental para los sujetadores individuales.

El estudio experimental reportado por Crawford y Kulak (1971) usó tornillos A325 de $\frac{3}{4}$ plg de diámetro tipo aplastamiento y placas de acero A36, pero los resultados pueden utilizarse con poco error para tornillos A325 de tamaños diferentes y aceros de otros grados. El procedimiento da resultados conservadores cuando se emplean tornillos tipo fricción (críticos al deslizamiento) y tornillos A490 (AISC, 1994).

La fuerza R en un tornillo correspondiente a una deformación Δ es:

$$R = R_{ult} (1 - e^{-\mu\Delta})^\lambda \quad [\text{Ec 2.47}]$$

$$R = 33\,595 (1 - e^{-10\Delta})^{0.55} \quad [\text{Ec 2.48}]$$

donde:

R_{ult} = fuerza cortante del tornillo en la falla = 33 595 kg
 e = base de los logaritmos naturales
 μ = un coeficiente de regresión = 10
 λ = un coeficiente de regresión = 0.55

La resistencia última de la conexión se basa en los siguientes supuestos:

1. En la falla, el grupo de sujetadores gira alrededor de un centro instantáneo (CI).
2. La deformación de cada sujetador es proporcional a su distancia al CI y actúa perpendicularmente al radio de rotación.
3. La capacidad de la conexión se alcanza cuando se obtiene la resistencia última del sujetador más alejado del CI (la figura 2.36 muestra las fuerzas en los sujetadores como fuerzas resistentes al actuar oponiéndose a la carga aplicada).
4. Las partes conectadas permanecen rígidas.

Como consecuencia del segundo supuesto, la deformación de un sujetador individual es:

$$\Delta = \frac{r}{r_{m\acute{a}x}} \Delta_{m\acute{a}x} = \frac{r}{r_{m\acute{a}x}} (0.34) \quad [\text{Ec 2.49}]$$

donde:

r = distancia del CI al sujetador

$r_{\text{máx}}$ = distancia al sujetador más alejado

$\Delta_{\text{máx}}$ = deformación del sujetador más alejado bajo la carga última = 0.34 (determinada experimentalmente)

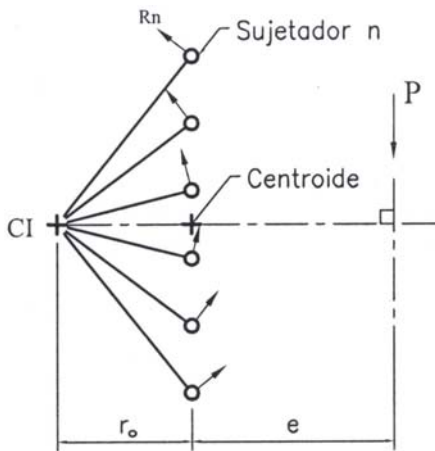


Figura 2.36

Al igual que en el análisis elástico, es más conveniente trabajar con componentes rectangulares, o

$$R_y = \frac{x}{r} R \quad \text{y} \quad R_x = \frac{y}{r} R \quad [\text{Ecs 2.50 Y 2.51}]$$

donde x y y son las distancias horizontal y vertical del centro instantáneo al sujetador. En el instante de la falla, el equilibrio debe mantenerse y las tres ecuaciones siguientes de equilibrio serían aplicables al grupo de sujetadores (referirse a la figura 2.36):

$$\Sigma F_x = \sum_{n=1}^m (R_x)_n - P_x = 0 \quad [\text{Ec 2.52}]$$

$$M_{IC} = P(r_0 + e) - \sum_{n=1}^m (r_n \times R_n) = 0 \quad [\text{Ec 2.53}]$$

y

$$\Sigma F_y = \sum_{n=1}^m (R_y)_n - P_y = 0 \quad [\text{Ec 2.54}]$$

donde el subíndice n identifica a un sujetador individual y m es el número total de sujetadores. El procedimiento general es suponer la posición del centro instantáneo y luego determinar si el valor correspondiente de P satisface la ecuación de equilibrio. Si es así, esta posición es correcta y P es la capacidad de la conexión. El procedimiento específico es como sigue:

1. Suponer un valor para r_0 .
2. Despejar P de la ecuación 2.53.
3. Sustituir r_0 y P en las ecuaciones 2.52 y 2.54.

4. Si esas ecuaciones se cumplen con un margen aceptable, el análisis está completo. De otra manera, debe seleccionarse un nuevo valor de prueba para r_o y repetirse el proceso.

Para el caso usual de carga vertical, la ecuación 2.52 se satisface automáticamente. Por simplicidad y sin pérdida de generalidad, consideramos solo este caso. Sin embargo, aún con este supuesto, los cálculos, incluso para los problemas más triviales, son abrumadores y se requiere la ayuda de una computadora. La parte (b) del ejemplo 2.15 fue elaborada con la ayuda de una hoja de cálculo para computadoras personales.

EJEMPLO 2.15

La conexión de ménsula que se muestra en la figura 2.37, debe soportar una carga excéntrica factorizada de 24 Tn. La conexión fue diseñada para tener dos filas verticales de cuatro tornillos, pero un tornillo fue omitido por descuido. Si se emplean tornillos A325 tipo aplastamiento de $\phi = 22$ mm (7/8"), ¿es adecuada la conexión? Suponer que las roscas del tornillo están en el plano de corte (N). Usar acero A36 y efectuar los siguientes análisis: (a) análisis elástico y (b) análisis por resistencia última.

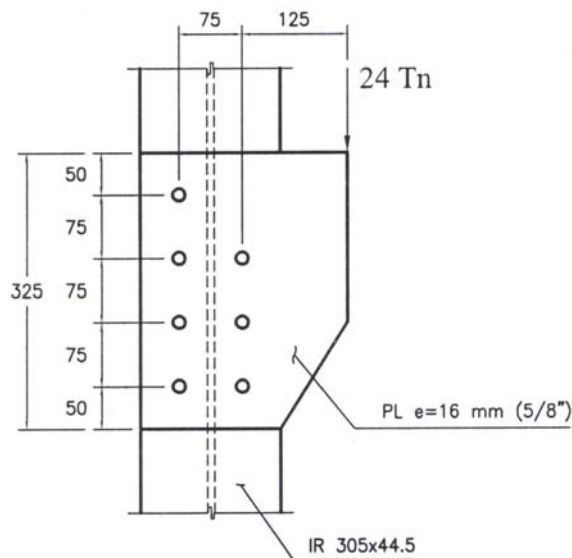


Figura 2.37

SOLUCIÓN

(a) Análisis elástico

Para un sistema coordinado xy con el origen en el centro del tornillo inferior izquierdo (figura 2.38).

$$y = \frac{2(7.5) + 2(15) + 1(22.5)}{7} = 9.64 \text{ cm}$$

$$x = \frac{3(7.5)}{7} = 3.21 \text{ cm}$$

$$\sum (x^2 + y^2) = 4(3.21)^2 + 2(4.29)^2 + 2(9.64)^2 + 2(2.14)^2 + 2(5.36)^2 + 1(12.86)^2 = 495.88 \text{ cm}^2$$

$$e = 12.5 + 7.5 - 3.21 = 16.79 \text{ cm}$$

$$M = Pe = 24(0.1679) = 4.03 \text{ Tn-m}$$

$$P_{cy} = \frac{24\,000 \text{ kg}}{7} = 3\,428.6 \text{ kg} \downarrow$$

$$P_{cx} = 0$$

De los sentidos y las magnitudes relativas que se presenta en la figura 2.38, el tornillo inferior derecho es el crítico, por lo que,

$$P_{mx} = \frac{M y}{\sum (x^2 + y^2)} = \frac{(403\,000)(9.64)}{495.88} = 7\,834.40 \text{ kg} \leftarrow$$

$$P_{my} = \frac{M x}{\sum (x^2 + y^2)} = \frac{(403\,000)(4.29)}{495.88} = 3\,486.47 \text{ kg} \downarrow$$

$$\Sigma P_x = 7\,834.40 \text{ kg}$$

$$\Sigma P_y = 3\,428.60 + 3\,486.47 = 6\,915.07 \text{ kg}$$

$$P = \sqrt{(7\,834.40)^2 + (6\,915.07)^2} = 10\,449.70 \text{ kg}$$

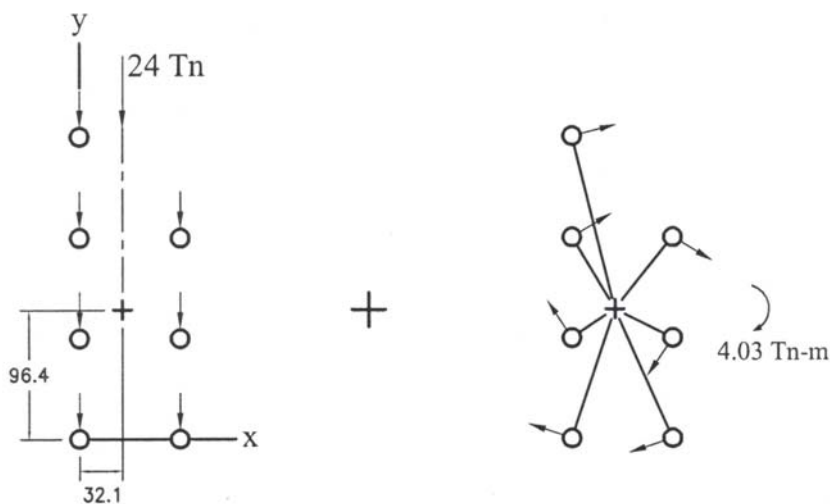


Figura 2.38

Para determinar la resistencia de diseño por aplastamiento de un tornillo, utilizar un diámetro de agujero de:

$$h = d + 1.6 \text{ mm} = 22 + 1.6 = 23.6 \text{ mm}$$

Para los agujeros más cercanos al borde, usar $L_e = 5 \text{ cm}$. Entonces,

$$L_c = L_e - \frac{h}{2} = 50 - \frac{23.6}{2} = 38.2 \text{ mm}$$

$$2d = 2(22) = 44 \text{ mm}$$

$$L_c < 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (1.2 L_c t F_u) = 0.75(1.2 \times 3.82 \times 1.12 \times 4080)$$

$$\phi R_n = 15\,710 \text{ kg / tornillo} > P = 10\,449.70 \text{ kg}$$

Para los otros agujeros usar $s = 7.5 \text{ cm}$. Entonces,

$$L_c = s - h = 75 - 23.6 = 51.4 \text{ mm}$$

$$L_c > 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (2.4 d t F_u) = 0.75(2.4 \times 2.2 \times 1.12 \times 4080)$$

$$\phi R_n = 18\,095 \text{ kg / tornillo} > P = 10\,449.70 \text{ kg}$$

Ambos valores de aplastamiento son mayores que la fuerza aplicada por tornillo, por lo que la resistencia por aplastamiento es adecuada.

Por cortante:

De la tabla 2.9, la resistencia por cortante para un tornillo A325-N de $\phi = 22 \text{ mm}$ (7/8") es,

$$\phi R_n = 9\,796 \text{ kg} < P = 10\,449.70 \text{ kg} \quad (\text{NO SATISFACTORIO})$$

REPUESTA.- La conexión no es satisfactoria por análisis elástico.

(b) El análisis por resistencia última se llevará a cabo con ayuda de una hoja de cálculo para computadora. Los resultados del valor final de la prueba para $r_o = 3.923 \text{ cm}$, están dados en la tabla 2.10. El sistema coordenado y el esquema de numeración de los tornillos se muestran en la figura 2.39 (los valores que se presentan en la tabla han sido redondeados a tres lugares decimales, para fines de presentación).

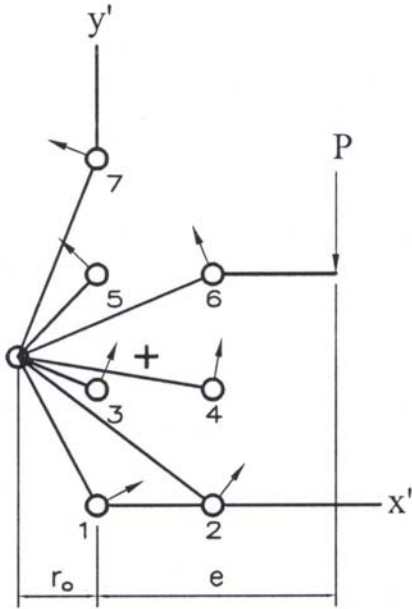


Figura 2.39

Tabla 2.10

$r_o = 3.9230324$ cm		$r_o - x = 0.713$ cm	
$x = 3.21$ cm		$s_h = 7.5$ cm	
$y = 9.64$ cm		$s_v = 7.5$ cm	

SUJETADOR	Origen en tornillo 1		Origen en IC		r	Δ	R	rR	Ry	
	x	y	x	y						
1	0.000	0.000	0.713	-9.640	9.666	0.255	32128.488	310564.695	2369.942	
2	7.500	0.000	8.213	-9.640	12.664	0.334	32936.980	417122.501	21360.306	
3	0.000	7.500	0.713	-2.140	2.256	0.060	21619.365	48766.000	6834.048	
4	7.500	7.500	8.213	-2.140	8.487	0.224	31579.195	268020.684	30558.872	
5	0.000	15.000	0.713	5.360	5.407	0.143	28889.726	156213.072	3809.594	
6	7.500	15.000	8.213	5.360	9.807	0.259	32183.024	315629.171	26951.323	
7	0.000	22.500	0.713	12.860	12.880	0.340	32973.647	424692.402	1825.445	
SUMA:								1941008.525	93709.530	

De la Ecuación 2.53,

$$P(r_o + e) = \sum rR$$

$$P = \frac{\sum rR}{r_o + e} = \frac{1941008.525}{3.923 + 16.79} = 93709.6 \text{ kg}$$

De la Ecuación 2.54,

$$\sum F_y = \sum R_y - P = 93709.53 - 93709.6 \approx 0.000$$

La carga aplicada no tiene componente horizontal, por lo que la ecuación 2.52 se satisface automáticamente.

La carga de 93 709.6 kg antes calculada, es la carga de falla para la conexión y se basa en la capacidad última de carga alcanzada por el sujetador crítico. Si la carga de falla de la conexión se multiplica por la razón de la resistencia de diseño del sujetador a la resistencia última del sujetador de 33 595 kg, obtenemos la capacidad de la conexión.

De la parte (a), la resistencia de diseño de un tornillo (con base en el cortante) es,

$$\phi R_n = 9\,796 \text{ kg}$$

$$\text{Carga factorizada máxima} = 93\,709.6 \left(\frac{9\,796}{33\,595} \right) = 27\,325 \text{ kg} > 24\,000 \text{ kg} \quad (\text{E.B.})$$

RESPUESTA.- La conexión es satisfactoria por análisis de resistencia última.

2.2.3 CONEXIONES EXCÉNTRICAS ATORNILLADAS: CORTANTE MÁS TENSIÓN

En una conexión como la de la figura 2.40, de una ménsula formada por un muñón de T estructural, una carga excéntrica crea un par que incrementará la tensión en la fila superior de los sujetadores, y la disminuirá en la fila inferior. Si los sujetadores son tornillos sin tensión inicial, los tornillos superiores quedarán sometidos a la tensión y los inferiores no serán afectados. Independientemente del tipo de sujetador, cada uno recibirá una porción igual de carga *cortante*.

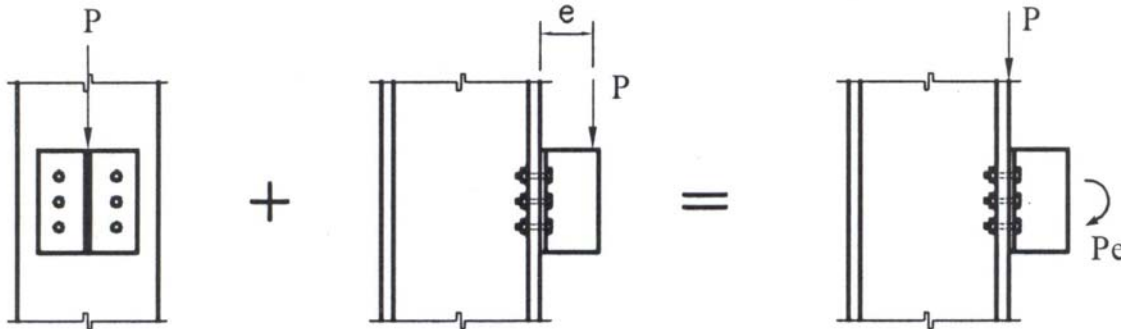
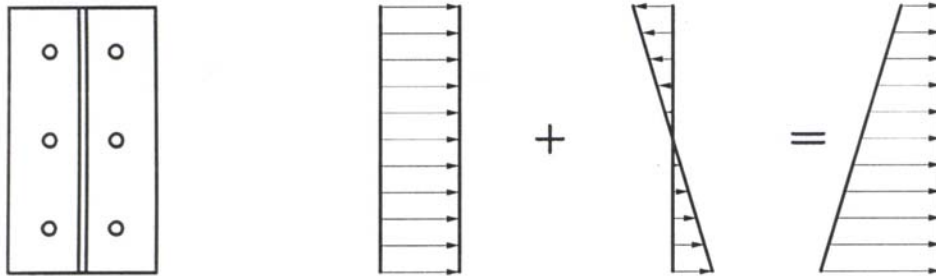


Figura 2.40

Si los sujetadores son tornillos de alta resistencia pretensionados, la superficie de contacto entre el patín de la columna y el patín de la ménsula estará uniformemente comprimida antes de que se aplique la carga externa. La presión de apoyo será igual a la tensión total de los tornillos, dividida entre el área de contacto. Conforme la carga P es gradualmente aplicada, la compresión en la parte superior será aliviada y la presión en el fondo se incrementará, como se presenta en la figura 2.41a. Cuando la compresión en la parte superior ha sido completamente vencida, las componentes se separarán y el par Pe será resistido por las fuerzas de tensión en los tornillos y por la compresión sobre la superficie restante de contacto, como se presenta en la figura 2.41b. Al acercarse la carga última, las fuerzas en los tornillos se aproximarán a sus resistencias últimas de tensión.

Usaremos en esta tesis un método simplificado, conservador. Se supone que el eje neutro de la conexión pasa por el centroide de las áreas de los tornillos. Los tornillos arriba de este eje están sometidos a la tensión y los tornillos abajo del eje se supone que se encuentran sometidos a

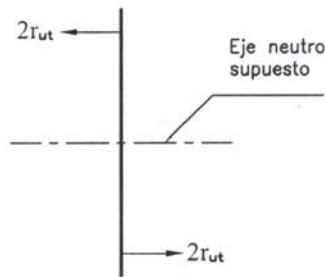
fuerzas de compresión, como se muestra en la figura 2.41c. se supone que cada tornillo ha alcanzado un valor último de r_{ut} . Como hay dos tornillos en cada nivel (figura 2.41c), cada fuerza se presenta como $2r_{ut}$. La resultante de las fuerzas de tensión y compresión es un par igual al momento resistente de la conexión. El momento de este par puede encontrarse al sumar los momentos de las fuerzas en los tornillos respecto a cualquier eje conveniente, por ejemplo, el eje neutro. Cuando el momento resistente se iguala al momento aplicado, de la ecuación resultante puede despejarse la fuerza desconocida r_{ut} de tensión en el tornillo.



(a)



(b)



(c)

Figura 2.41

EJEMPLO 2.16

Una conexión viga a columna está hecha con una T estructural, como se muestra en la figura 2.42. Se emplean ocho tornillos A325 de $\phi = 19$ mm (3/4") tipo aplastamiento totalmente apretados para unir el patín de la T al patín de la columna. Investigar si es adecuada esta conexión (T a columna) cuando está sometida a una carga factorizada de 36 tn con una excentricidad de 7.5 cm. Suponer que las roscas de los tornillos están en el plano de corte (N). Considerar que todo el acero es A36.

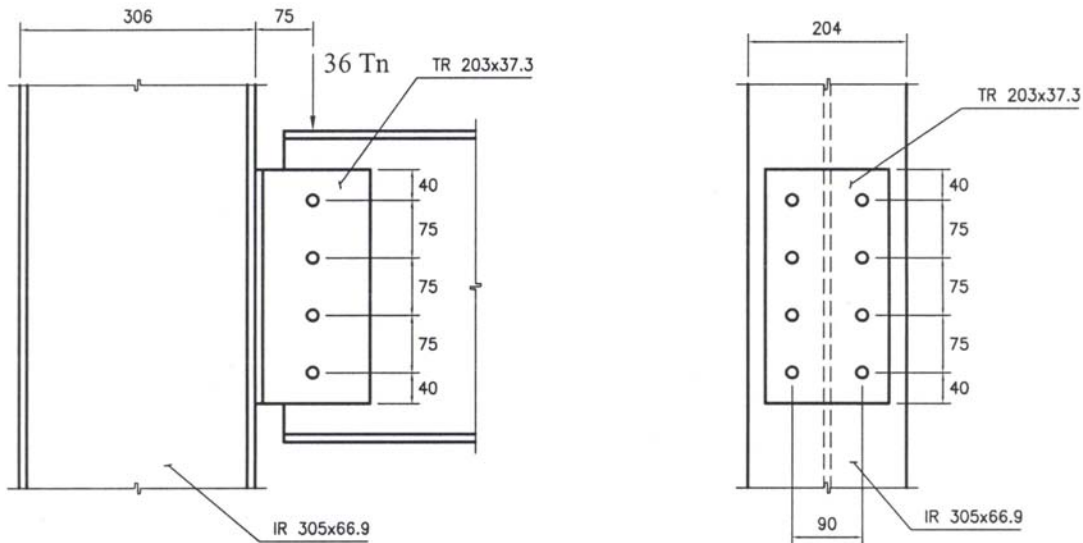


Figura 2.42

SOLUCIÓN

La carga cortante/aplastamiento por tornillo es de,

$$P = \frac{36}{8} = 4.5 \text{ Tn}$$

Para la resistencia de diseño por aplastamiento, utilizar un diámetro de agujero de,

$$h = d + 1.6 \text{ mm} = 19 + 1.6 = 20.6 \text{ mm}$$

Para el agujero más cercano al borde, usar $L_e = 40$ mm. Entonces,

$$L_c = L_e - \frac{h}{2} = 40 - \frac{20.6}{2} = 29.7 \text{ mm}$$

$$2d = 2(19) = 38 \text{ mm}$$

$$L_c < 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (1.2 L_c t F_u) = 0.75(1.2 \times 29.7 \times 1.46 \times 4080)$$

$$\phi R_n = 15\,922 \text{ kg / tornillo} > P = 4\,500 \text{ kg} \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

Para los otros agujeros usar $s = 7.5 \text{ cm}$. Entonces,

$$L_c = s - h = 75 - 20.6 = 50.4 \text{ mm}$$

$$L_c > 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (2.4 d t F_u) = 0.75(2.4 \times 1.9 \times 1.46 \times 4\,080)$$

$$\phi R_n = 20\,372 \text{ kg / tornillo} > P = 4\,500 \text{ kg} \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

La conexión es satisfactoria por aplastamiento.

De la tabla 2.9, la resistencia de diseño por cortante para un tornillo A325 de $\phi = 19 \text{ mm}$ ($3/4''$) es,

$$\phi R_n = 7\,265 \text{ kg}$$

Se calculará la fuerza de tensión por tornillo y luego se revisará la interacción tensión-cortante. Debido a la simetría, el centroide de la conexión está a media altura. La figura 2.43 presenta las áreas de los tornillos y la distribución de las fuerzas de las fuerzas de tensión en ellos.

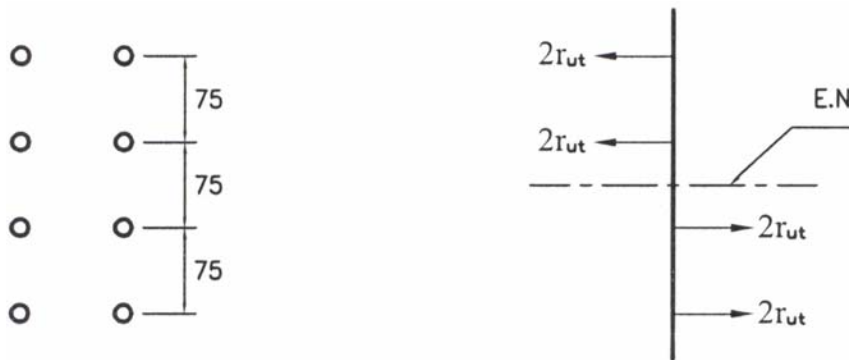


Figura 2.43

El momento del par resistente se encuentra al sumar los momentos con respecto al eje neutro.

$$\sum M_{EN} = 2r_{ut}(0.1125 + 0.0375 + 0.0375 + 0.1125) = 0.6r_{ut}$$

El momento requerido es:

$$M_u = P_u e = 36(0.075) = 2.7 \text{ Tn} - m$$

Al igualar los momentos resistente y aplicado, obtenemos:

$$0.6r_{ut} = 2.7 \quad \text{o} \quad r_{ut} = 4\,500 \text{ kg}$$

De la tabla 2.6, la resistencia de diseño por tensión para un tornillo A325 de $\phi = 19 \text{ mm}$ ($3/4''$) es,

$$\phi R_n = 13\,625 \text{ kg}$$

Revisando la Ecuación LRFD 4.2 del RCSC de las especificaciones para los tornillos (RCSC 1994), con $P_u = 4\,500 \text{ kg} = r_{ut}$ y $V_u = \text{Fuerza cortante en el tornillo} = 4\,500 \text{ kg}$:

$$\left[\frac{P_u}{(\phi R_n)_t} \right]^2 + \left[\frac{V_u}{(\phi R_n)_v} \right]^2 = \left(\frac{4\,500}{13\,625} \right)^2 + \left(\frac{4\,500}{7\,265} \right)^2 = 0.949 < 1.0 \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

REPUESTA.- La conexión es satisfactoria.

3.0 CONEXIONES SOLDADAS

La soldadura estructural es un proceso por medio del cual las partes por conectarse son calentadas y fundidas, con metal fundido de aportación agregado a la junta. Por ejemplo, el miembro en tensión con junta traslapada que se muestra en la figura 3.1a puede construirse al soldarse a través de los extremos de ambas partes conectadas. Una relativamente pequeña profundidad de material se fundirá y, al enfriarse, el acero estructural y el metal de aportación actuarán como una parte continua donde ellos se unen. El metal adicional es depositado por un electrodo especial, que es parte de un circuito eléctrico que incluye a la parte conectada o metal base.

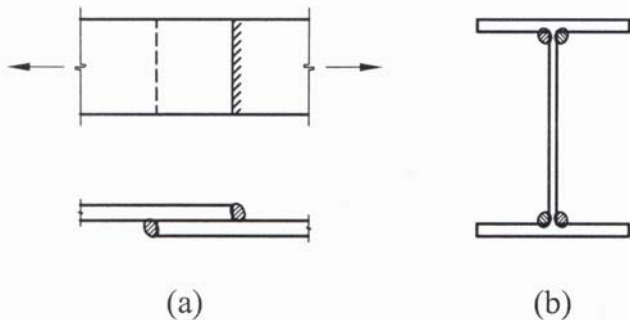


Figura 3.1

3.1 VENTAJAS DE LA SOLDADURA

Actualmente es posible aprovechar las grandes ventajas que la soldadura ofrece, ya que los temores de fatiga e inspección se han eliminado casi por completo. A continuación se dan algunas de las muchas ventajas de la soldadura:

1. Se logra simplicidad en los detalles de diseño, eficiencia y peso mínimo ya que la soldadura proporciona la transferencia más directa del esfuerzo de un miembro a otro.
2. Los costos de fabricación se reducen porque manipulan menos partes y se eliminan las operaciones de punzonado, limado y taladrado.
3. Se logra un ahorro en peso en los miembros principales a tensión ya que no es necesaria una reducción en área por agujeros de tornillos. Se obtiene también un ahorro adicional debido a que se requieren menos partes conectoras.
4. La soldadura proporciona el único procedimiento para conectar placas inherentemente hermético al aire y al agua y por tanto es ideal en tanques de almacenamiento de agua, de aceite, en barcos, etc.
5. La soldadura permite el uso de las líneas de conexión con una continuidad que mejora la apariencia estructural y arquitectónica y que reduce concentraciones de esfuerzos debido a discontinuidades locales.
6. Una fabricación simple resulta práctica para aquellas juntas en que un miembro se une a una superficie curva o inclinada, como en las conexiones de tubos estructurales.
7. La soldadura simplifica el refuerzo y reparación de estructuras existentes atornilladas o soldadas.

3.2 PROCESOS DE SOLDADURA

En los procesos de soldadura más comunes, hay varias fuentes diferentes de calor y diversos métodos para controlarlo y enfocarlo. Se han desarrollado, de hecho, más de 40 procedimientos diferentes de soldadura basados en calor. Sin embargo, estos distintos procesos pueden agruparse en tres categorías: el proceso de *soldadura de arco*, que obtiene calor de un arco eléctrico y lo mantiene entre dos electrodos o entre un electrodo y la pieza de trabajo; el proceso de *soldadura a gas* que obtiene el calor en forma de una llama, mediante la mezcla de oxígeno y algún otro gas combustible, que generalmente es el acetileno; y el proceso de *soldadura por resistencia*, que obtiene el calor de la resistencia que ofrece la pieza de trabajo al paso de una corriente eléctrica. Dos de los procedimientos usados para soldar metales, los métodos de arco y de gas, pueden aplicarse también para cortar y ranurar metales.

3.3 SOLDADURA DE ARCO

La soldadura de arco o soldadura eléctrica es el proceso de más amplia aceptación como el mejor, el más económico, el más natural y el más práctico para unir metales. En el proceso de soldadura manual por arco que es de uso más común, el soldador obtiene un electrodo adecuado, sujeta el cable de tierra a la pieza de trabajo, y ajusta la corriente eléctrica para “hacer saltar el arco”, es decir, para crear una corriente intensa que salte entre el electrodo y el metal. En seguida mueve el electrodo a lo largo de las líneas de unión del metal que ha de soldar, dando suficiente tiempo para que el calor del arco funda el metal. El metal fundido, procedente del electrodo, o metal de aporte, se deposita en la junta, y, junto con el metal fundido de los bordes, se solidifica para formar una junta sólida. El soldador selecciona el electrodo (metal de aporte) que ha de usar para producir el arco de acuerdo con las especificaciones del trabajo (figura 3.2).

Existen varios procedimientos de soldadura de arco. La *soldadura por arco de carbón* es la primera técnica moderna de soldadura. En este proceso se establece un arco entre un electrodo de carbón puro y la pieza de trabajo conectada a tierra, o entre dos electrodos de carbón que casi se unen cerca de la superficie por soldar. Los electrodos de carbón no se consumen en el proceso. Si se necesita metal de aporte para realizar la soldadura, deben usarse electrodos metálicos para soldar. En la actualidad, empero, el proceso del arco de carbón se aplica primordialmente para cortar o ranurar metales.

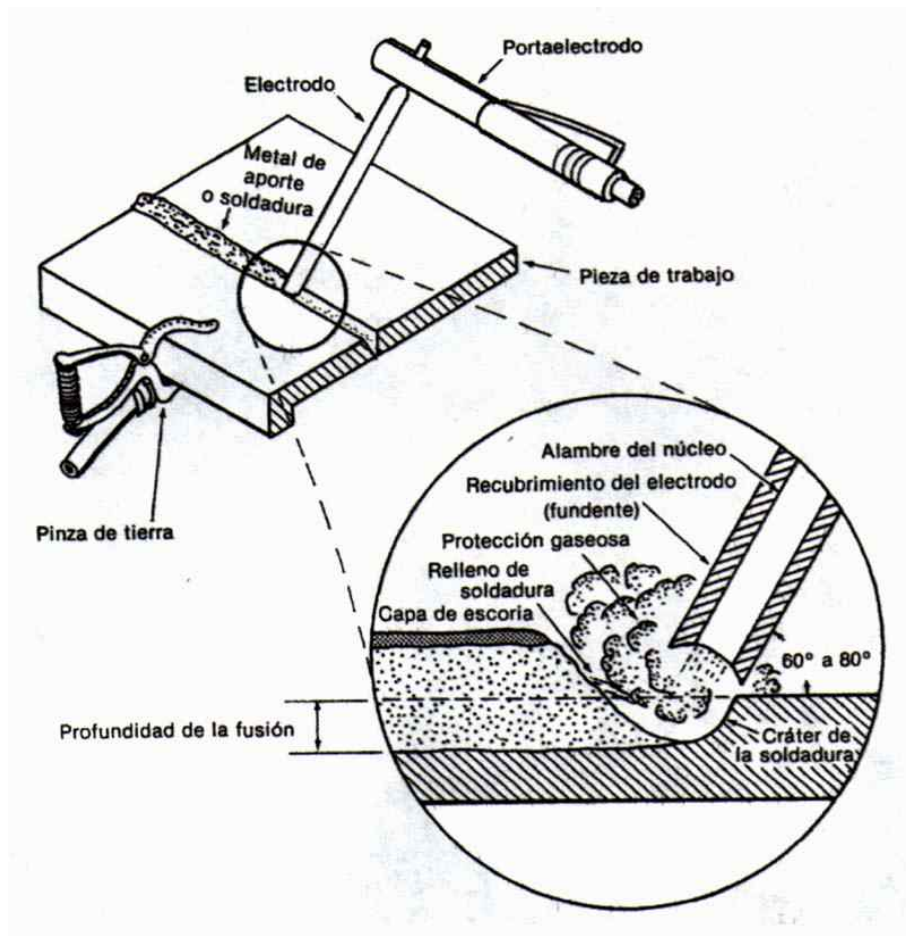


Figura 3.2

Al proceso del arco de carbón le siguió rápidamente el desarrollo de la *soldadura por arco metálico*, en la cual se utiliza una varilla de metal consumible como electrodo. Al principio los electrodos eran varillas metálicas desnudas, y esto causaba problemas significativos para la estabilización del arco. El desarrollo de los recubrimientos en los electrodos, conocidos comúnmente como *fundente*, resolvió en gran parte los problemas de estabilización del arco, y condujo a lo que se conoce como *soldadura de arco metálico protegido*, que es el proceso eléctrico de utilización más amplia. Al calentarse, el fundente se evapora, formando una barrera protectora en torno al arco y a la soldadura. El gas protector impide que el oxígeno y el nitrógeno del aire formen con el metal soldado óxidos y nitruros debilitadores. El desarrollo del proceso manual de arco metálico protegido pronto se aplicó a las máquinas soldadoras semiautomáticas y automáticas.

El desarrollo posterior de los conceptos que respaldaban la soldadura de arco metálico protegido condujo a la *soldadura de arco con atmósfera protectora de gas*. Existen dos de estos procedimientos. En ambos, los gases protectores se obtienen de una fuente separada (un cilindro), y el arco se establece entre electrodos metálicos desnudos y la pieza de trabajo aterrizada o conectada a tierra. Los gases salen de un collarín protector enfrente del electrodo y en torno al mismo, para formar la atmósfera protectora. En la *soldadura de arco de tungsteno con gas*, los electrodos son de tungsteno no consumible. La atmósfera protectora se forma por medio de gases de aporte externo, y el metal de aporte necesario se suministra por medio de varillas de soldadura. En la *soldadura de arco metálico con gas*, el electrodo es un metal de aporte continuo, protegido por gases de aportación externa.

La soldadura por arco metálico protegido se hace normalmente a mano y es el proceso usado universalmente para soldadura de campo. Para la soldadura de taller suele utilizarse un proceso

automático o semiautomático. El principal, entre esos procesos es el de la soldadura por arco sumergido (SAS). En este proceso, el extremo del electrodo y el arco quedan sumergidos en un fundente granular que se funde y forma una protección gaseosa. Se tiene mayor penetración en el metal base que con la soldadura por arco metálico protegido y resulta entonces, una resistencia superior. Otros procesos que se emplean con regularidad para soldaduras de taller, incluyen el arco metálico protegido por gas, el arco de núcleo fundente y la soldadura con electro-escoria.

3.4 TIPOS DE SOLDADURAS

Uno de los aspectos del diseño de juntas es el correspondiente al tipo de soldadura que se utiliza en la junta. Existen cinco tipos básicos de soldadura: la de cordón, la ondeada, la de filete, la de tapón, y la de ranura. La selección del tipo de soldadura está tan ligada a la eficiencia de la junta como el diseño mismo de esta. Se elige un tipo de soldadura con preferencia sobre otro por razón de su relación específica con la eficiencia de la junta.

Las *soldaduras de cordón* se hacen en una sola pasada, con el metal de aporte sin movimiento hacia uno u otro lado. Esta soldadura se utiliza principalmente para reconstruir superficies desgastadas, y en muy pocos casos se emplea para juntas. En la figura 3.3 aparece ilustrado este tipo de soldadura.

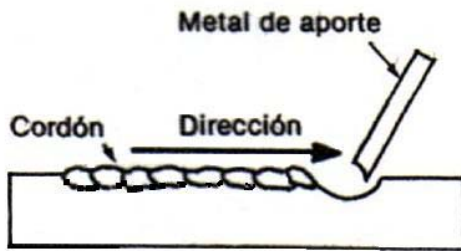


Figura 3.3 Soldadura de cordón

Las *soldaduras ondeadas* se logran haciendo un cordón con algo de movimiento hacia uno y otro lado (figura 3.4). El ancho del cordón depende del diseño o de la necesidad. Entre estas soldaduras hay también varios tipos, como el de zigzag, el circular, el oscilante y otros. Las soldaduras ondeadas también se usan primordialmente para la reconstrucción de superficies.

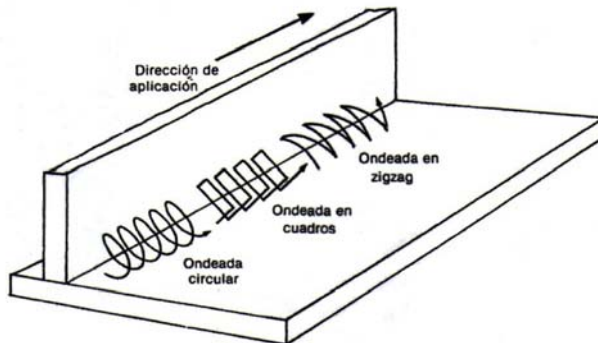


Figura 3.4 Movimiento de la soldadura ondeada

Las *soldaduras de filete* son similares a las de ranura, pero se hacen con mayor rapidez que éstas, y a menudo se las prefiere en condiciones similares por razones de economía. Empero, las soldaduras de un solo filete no son a veces tan resistentes como las soldaduras de ranura, si bien

una soldadura de doble filete se compara favorablemente en cuanto a resistencia (figura 3.5). Las juntas soldadas de filete son simples de preparar desde el punto de vista de preparación y ajuste del borde, aunque a veces requieren de más soldadura que las juntas soldadas de ranura. Las soldaduras de filete se combinan a menudo con otras soldaduras para mejorar las distribuciones e esfuerzo, como por ejemplo, en una junta en T. Las soldaduras de filetes cóncavos tienen su máxima eficacia cuando la dirección del esfuerzo es transversal a la junta.

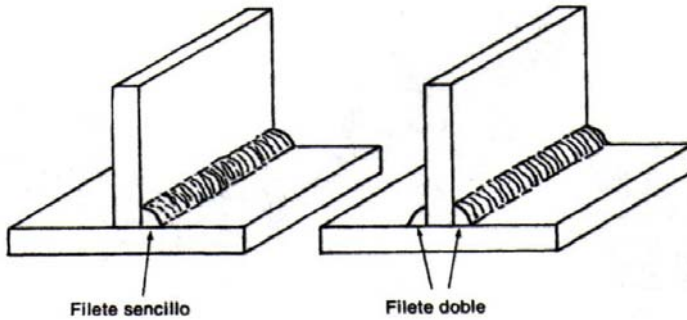


Figura 3.5 Soldaduras de filete sencillo y de filete doble

Las *soldaduras de tapón* y de agujero alargado sirven principalmente para hacer las veces de los remaches. Se emplean para unir por fusión dos piezas de metal cuyos bordes, por alguna razón, no pueden fundirse. Puede soldarse un círculo interior (de tapón), o una abertura o ranura alargada, dejando las orillas libres (ver figura 3.6).

Agujeros para soldadura de tapón

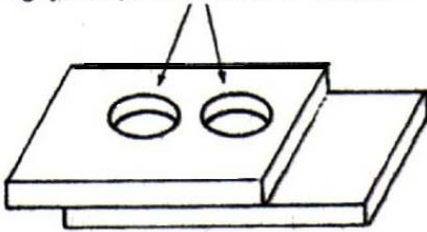


Figura 3.6 Placas preparadas para soldaduras de tapón

Las *soldaduras de ranura* (de holgura entre bordes de piezas) se hacen entre la ranura que queda entre dos piezas de metal. Estas soldaduras se emplean en muchas combinaciones, dependiendo de la accesibilidad, de la economía, del diseño, y del tipo de proceso de soldadura que se aplique. En la figura 3.7 se ilustra un ejemplo de soldadura de ranura. La ranura comprende 1) el ángulo de ranura; 2) la cara de la ranura y 3) el radio de la ranura.

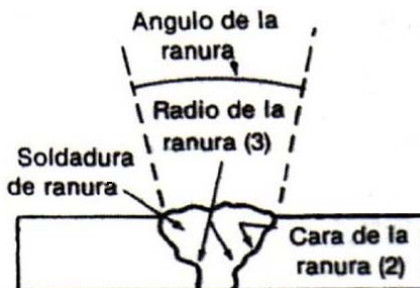


Figura 3.7 Soldadura de ranura en corte transversal

3.5 POSICIONES DE SOLDADO

Las soldaduras se clasifican respecto a la posición en que se realizan como: plana, horizontal, vertical y hacia arriba (figura 3.8). La posición plana es por su puesto, la más fácil. El metal fundido se mantiene en posición (hasta que comienza a solidificarse) por la fuerza de gravedad. Esta posición permite también lograr los máximos regímenes de depósito. La siguiente, en cuanto a facilidad de aplicación, es la soldadura horizontal, en la cual la fuerza de la gravedad ayuda también en cierto grado.

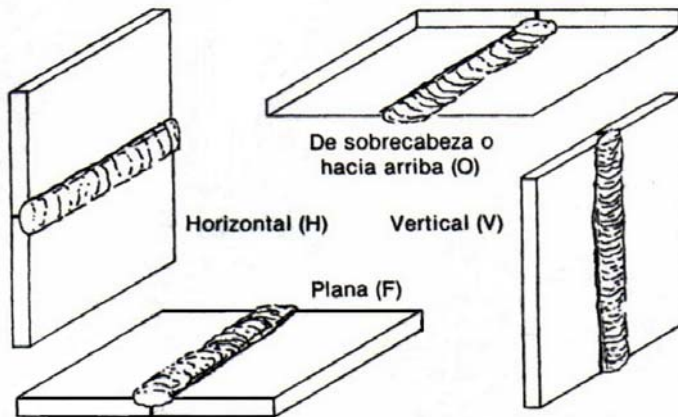


Figura 3.8 Las cuatro posiciones estándares para soldar

3.6 TIPOS DE JUNTAS

Existen cinco estilos básicos de juntas: la junta a traslape, la junta a tope, la de esquina, la de borde y la junta en T. Las juntas a traslape están formadas en esencia por dos piezas de metal solapadas o traslapadas, que se unen por fusión mediante soldadura de puntos, de filete, de tapón o de agujero alargado. La soldadura de una junta a tope está comprendida entre los planos de las superficies de las dos partes. Las juntas a tope pueden ser simples, escuadradas, biseladas, en V, de ranuras de una sola J, de ranura de una sola U, o dobles. Las juntas de esquina son lo que implica su nombre: soldadas hechas entre dos partes situadas a un ángulo de 90 grados. Estas pueden ser de medio traslape, de esquina a esquina, o de inserción completa, y pueden prepararse para formar un solo bisel, una sola V, o ranuras de una sola U. Las juntas de borde o juntas de orilla, resultan de la fusión de la superficie adyacente de cada parte, de manera que la soldadura quede dentro de los planos superficiales de ambas partes.

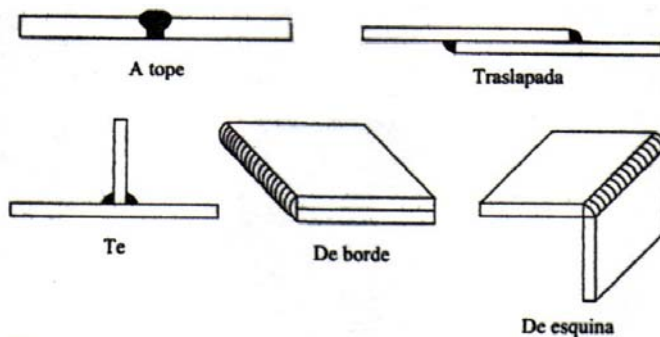


Figura 3.9 Tipos de juntas

3.7 SÍMBOLOS DE SOLDADURA

Para que la soldadura haya podido alcanzar la posición que ocupa en la construcción y la manufactura, ha tenido que probar que es adecuada para las necesidades de diseño. Una vez que se demostró que los procesos eran adecuados para los fines del diseño, fue necesario dar medios a los diseñadores para comunicar a los soldadores exactamente qué clase de soldadura era necesaria en cada caso y la forma en que debería aplicarse. El descuidar este aspecto podría ser peligroso, a la vez que costoso. Por ejemplo, al escribir simplemente “soldar todas las uniones”, o “soldar completamente la pieza”, en un dibujo, puede indicar generalmente la extensión de aplicación de la soldadura, pero no indica la resistencia necesaria. Si la resistencia fuera un aspecto muy importante del diseño, podría presentarse una situación muy peligrosa al aplicar una técnica incorrecta. Si la resistencia no fuera el factor esencial, podría dar los mismos resultados una soldadura de menor extensión y ser mucho menos costosa. Ciertos talleres, atendiendo a su deseo de lograr seguridad, utilizan mucho más soldadura de la necesaria.

Para combatir los problemas de este tipo, se desarrolló un lenguaje para la soldadura, es decir, un conjunto de símbolos que indican en forma abreviada al soldador o al supervisor toda la información necesaria para hacer una soldadura correcta. En la práctica, muchas compañías solo necesitan algunos de los símbolos, pero procediendo los símbolos de un conjunto universal, todas estarán hablando el mismo lenguaje.

Por ejemplo, en el pasado, la utilización de las expresiones *lado alejado* y *lado cercano* ocasionaba confusión, porque en los dibujos en los que las juntas se ilustran en la sección transversal, todos los lados están a igual distancia del lector. En el sistema AWS, la *junta* es la base de referencia. Toda junta cuya soldadura se indique por medio de un símbolo tendrá siempre un *lado de la flecha* y un *otro lado*. De acuerdo con lo anterior, se emplean las expresiones *lado de la flecha*, el *otro lado*, y *ambos lados* para localizar la soldadura con respecto a la junta.

La cola del símbolo se utiliza para designar las especificaciones de la soldadura, los procedimientos, o alguna información suplementaria que deba indicarse. Si un soldador conoce el tamaño y el tipo de una soldadura, tiene solo una parte de la información necesaria para ejecutar aquella soldadura. El proceso a utilizar, la identificación del metal de aporte, el hecho de que se requiera o no martilleo o rebabeado en el fondo, y otros datos pertinentes, deben ser comunicados también al soldador. La notación que indica estos datos, la que ha de colocarse en la cola del símbolo, la establece generalmente cada usuario. Cuando no se usan anotaciones puede suprimirse la cola del símbolo.

3.8 ELEMENTOS DE UN SÍMBOLO DE SOLDADURA

La AWS establece una distinción entre las expresiones *símbolo del tipo de soldadura* (weld symbol) y el *símbolo de soldadura* (welding symbol). El primero es el símbolo que se usa para indicar el tipo deseado de soldadura. El símbolo de la soldadura completo está formado por los siguientes elementos, o por el número de estos que resulte necesario: línea de referencia con flecha, símbolos básicos de soldadura (weld symbols), las dimensiones y otros datos; símbolos suplementarios; símbolos de acabado; y la cola, la cual contiene especificaciones, el proceso y otras referencias. La información que se transmite por medio del símbolo de soldadura (figura 3.10a) se lee así con facilidad y precisión, con lo cual resultan innecesarias las notas descriptivas largas.

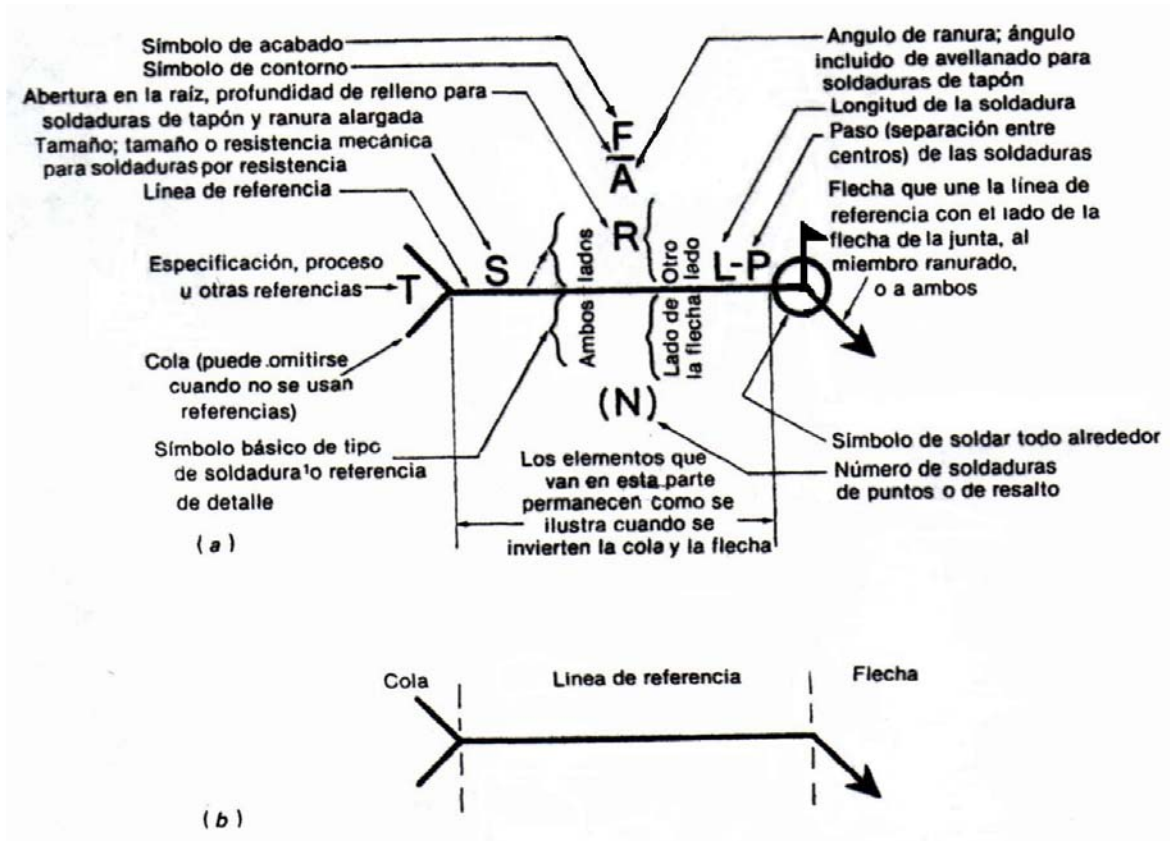


Figura 3.10 (a) Símbolo completo de la soldadura. (b) La cola, la línea de referencia y la flecha: el símbolo básico de la soldadura.

La *línea de referencia* de un símbolo de soldadura es la línea (figura 3.10b) representada en un plano horizontal y unida a una cola y una flecha. La línea de referencia es la base de cada símbolo simplificado, y proporciona la orientación y la localización estándar de los elementos de un símbolo de soldadura. Las posiciones de la cola y la flecha pueden intercambiarse, pero los elementos del símbolo están siempre en la misma posición en la línea de referencia.

Para indicar la localización de una soldadura, se traza una flecha con la cabeza apuntando directamente a la junta a la que ha de hacerse la soldadura. La colocación del símbolo del tipo de soldadura (figura 3.11) puede usarse para indicar el lado de la flecha, el otro lado o ambos lados de la junta. Los símbolos del tipo de soldadura se ilustrarán más adelante.

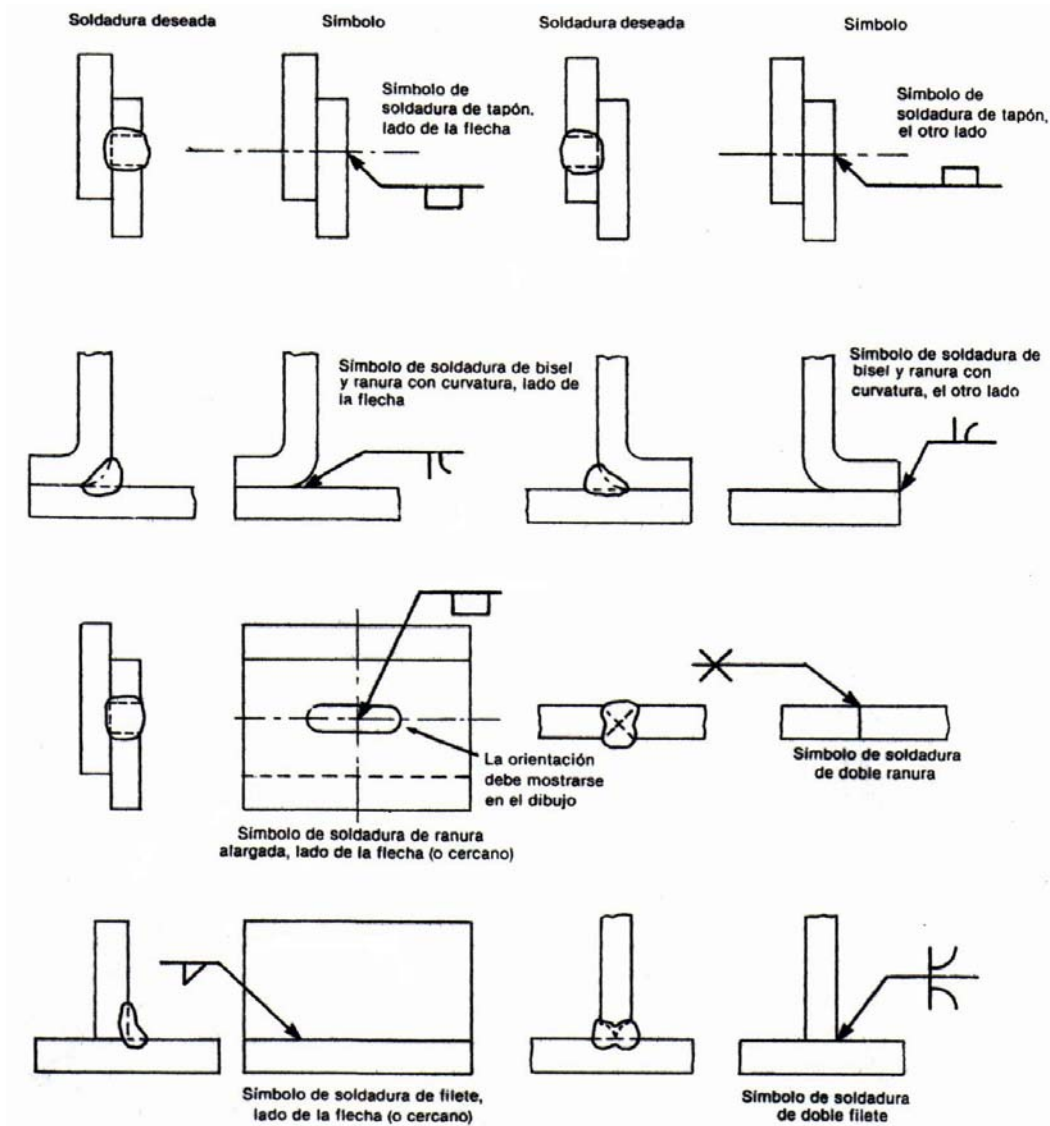


Figura 3.11 Localización y significado de la flecha en los símbolos de soldadura

Las *dimensiones* que aparecen en un símbolo de soldadura indican el tamaño, el ángulo de la ranura, la abertura en el fondo o raíz, la longitud de la soldadura, el paso (separación entre centros) de las soldaduras; la profundidad del relleno de las soldaduras de tapón o de ranura alargada y el ángulo incluido de las soldaduras avellanadas para las soldaduras de tapón (figura 3.12). Pueden especificarse uno o más de estos, dependiendo del tipo de junta y de la instrucción que se requiera. Cuando las soldaduras de ambos lados de una junta tienen las mismas dimensiones, uno o ambos pueden dimensionarse sobre el símbolo de soldadura (figura 3.12d).

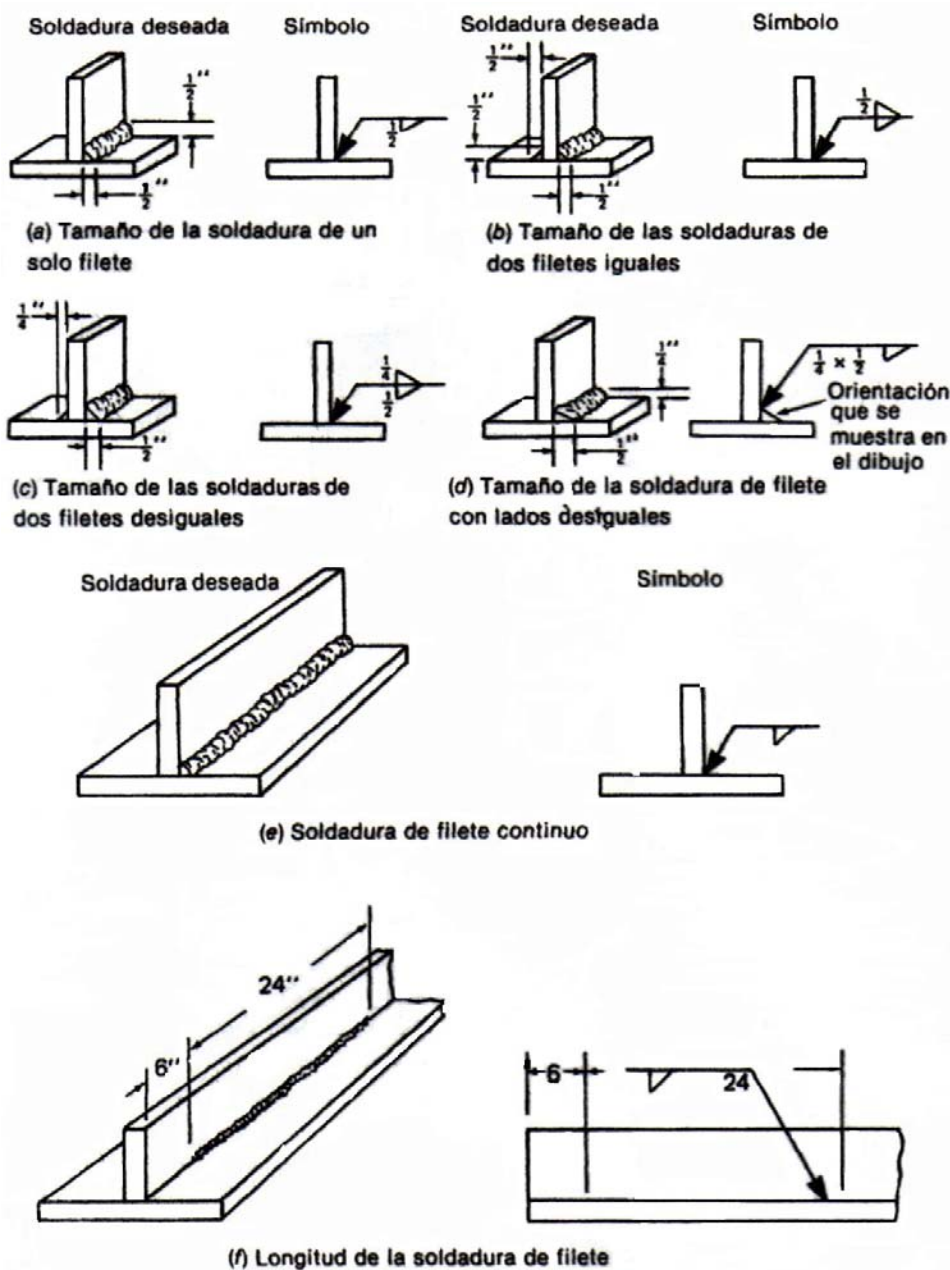


Figura 3.12 Algunos símbolos de soldadura y las soldaduras representadas por ellos.

El tamaño de una soldadura de filete se determina por la longitud de su lado más largo (ver la figura 3.12d). Esta dimensión se indica a la izquierda del símbolo del tipo de soldadura al mismo lado que la línea de referencia. Cuando las soldaduras de filete difieren en tamaño, se dimensionan ambas partes (ver la figura 3.12c). En el resto de la figura 3.12 se pueden encontrar otras ilustraciones de los símbolos de las soldaduras de filete.

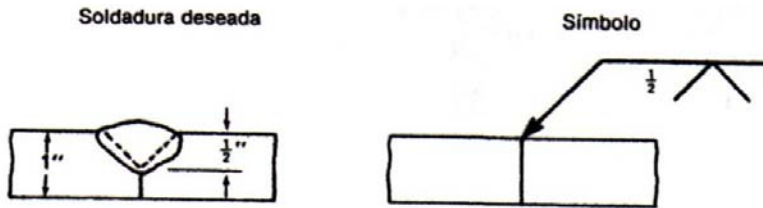


Figura 3.13 Símbolo de soldadura en el que no se especifica la penetración.

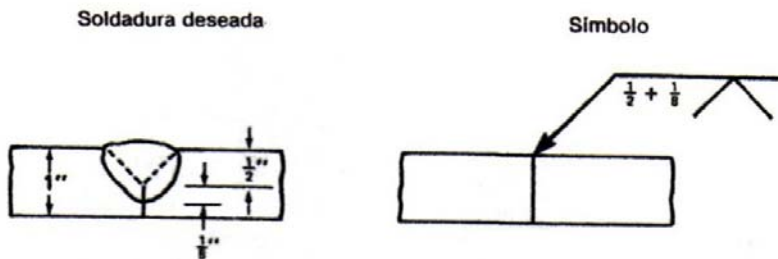


Figura 3.14 Símbolo de soldadura con especificación de la penetración en la raíz.

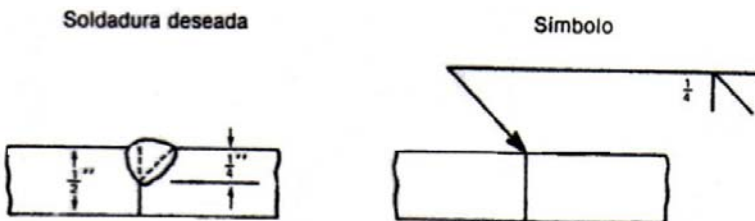


Figura 3.15 Símbolo de soldadura en el que se especifica la profundidad de la soldadura de ranura.

El tamaño de una soldadura de ranura es la penetración de la junta (la profundidad de biselado más la penetración en la raíz, cuando se especifica). En la figura 3.13 no se especifica la penetración en la raíz exactamente por el 3mm (1/8") agregado al tamaño de la ranura. El tamaño de una ranura se indica a la izquierda del símbolo el tipo de soldadura. Cuando se especifica una soldadura de un solo bisel la flecha apunta hacia la placa que ha de biselarse. La dimensión de la ranura se indica cuando 1) la soldadura de ranura se extiende solo parcialmente a través de las partes que han de unirse, como en la figura 3.15, o 2) la penetración en la raíz se especifica en adición a la profundidad del chaflán, como en las figuras 3.14 y 3.16.

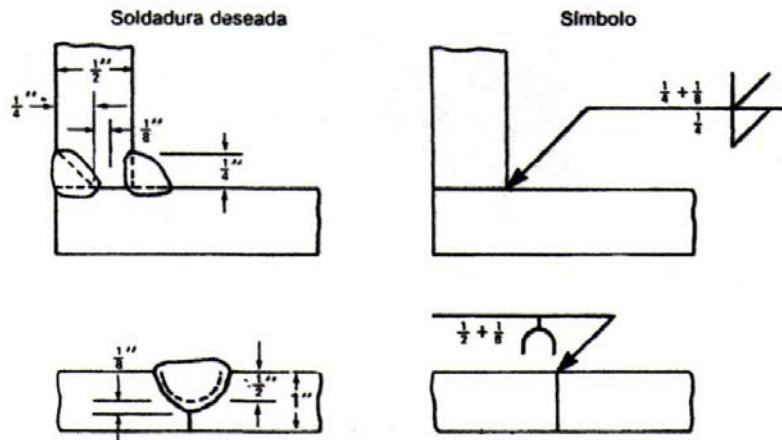


Figura 3.16 Símbolos de soldadura en los que se especifica la profundidad de las ranuras y la profundidad de penetración

La dimensión de la ranura no se indica cuando 1) la soldadura de una sola ranura se extiende completamente a través de las partes que se van a soldar. Si se desea el 100% de penetración se agrega, ya sea el símbolo de fundir a todo el espesor, o el de soldadura de respaldo, como en la figura 3.17 o 2) ambos lados de una soldadura de doble ranura son iguales, y la soldadura se extiende completamente a través de las partes que se están uniendo, como en la figura 3.18.

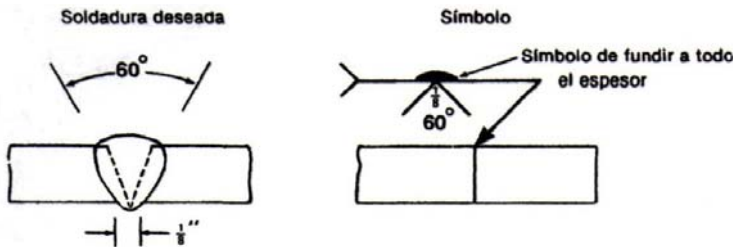


Figura 3.17 Símbolo de soldadura en el que se especifica el 100% de penetración.

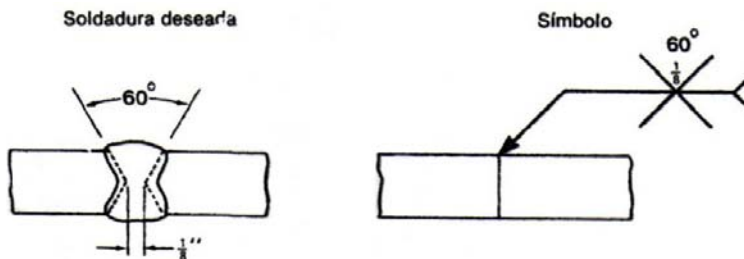


Figura 3.18 Símbolo de soldadura en el que se especifica una soldadura de doble ranura con ambas ranuras de las mismas dimensiones

El tamaño de una soldadura de ranura con una curvatura se considera que se extiende solamente a los puntos de tangencia de los miembros (ver la figura 3.19). Para las soldaduras de brida, se indican el radio y la altura arriba del punto de tangencia, así como el tamaño. Las dimensiones del radio y la altura se separan por una marca "más" (ver la figura 3.20).

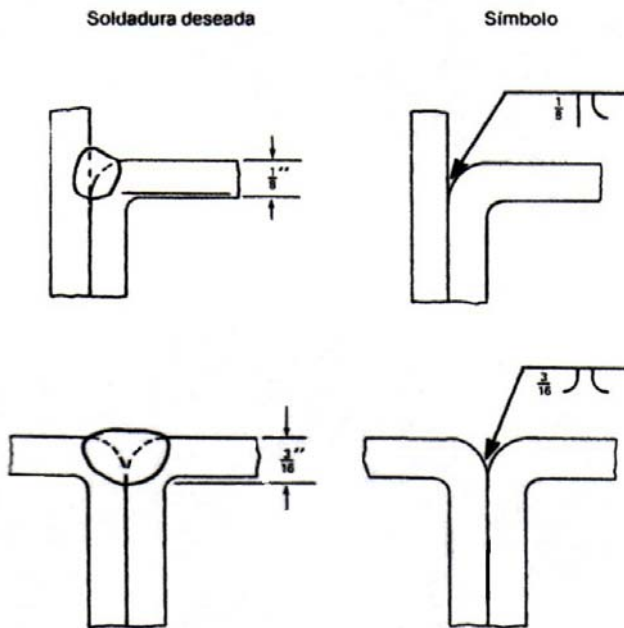


Figura 3.19 Símbolos de soldadura en los que se especifica el tamaño de las soldaduras de ranura con acampanado.

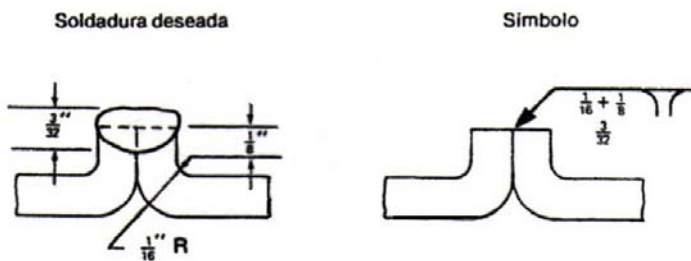


Figura 3.20 Símbolo de soldadura en el que se especifica una soldadura de borde con radio y altura de la soldadura sobre el punto de tangencia.

El tamaño de una soldadura de recubrimiento superficial se indica a la izquierda del símbolo de tipo de soldadura, y da la altura mínima del recubrimiento que ha de formarse. (La longitud y el ancho de la superficie por cubrir se señalan mediante dimensiones específicas anotadas en el dibujo (ver la figura 3.21).

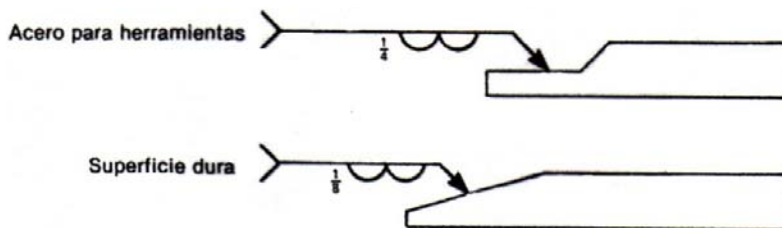


Figura 3.21 Símbolos de soldadura en los que se especifica la altura máxima de engruesamiento de una superficie que va a ser recubierta

Los ángulos de la ranura y las aberturas de fondo o raíz, si están de acuerdo con las normas de taller establecidas, no se indican en el símbolo de soldadura. Si no lo están, se indican como se ilustran en la figura 3.22.

Soldadura deseada	Símbolo

Figura 3.22 Cómo especificar ángulos de ranura y aberturas en la raíz que no son estándares en el taller en donde ha de hacerse la soldadura. En las juntas de ranura, la cara de la raíz (dimensión de tierra, L) es la que se especifica a veces en vez del chaflán (C). La raíz, la abertura y el ángulo pueden omitirse si son conceptos de norma para el usuario.

Soldadura deseada	Símbolo

Figura 3.22 (Cont.)

La longitud y el paso de las soldaduras se indican en los símbolos, como se ilustra en la figura 3.23. Cuando no se da la longitud de la soldadura, los símbolos se aplican entre los cambios bruscos de dirección de la misma, excepto cuando se emplea el símbolo de "soldar todo alrededor".

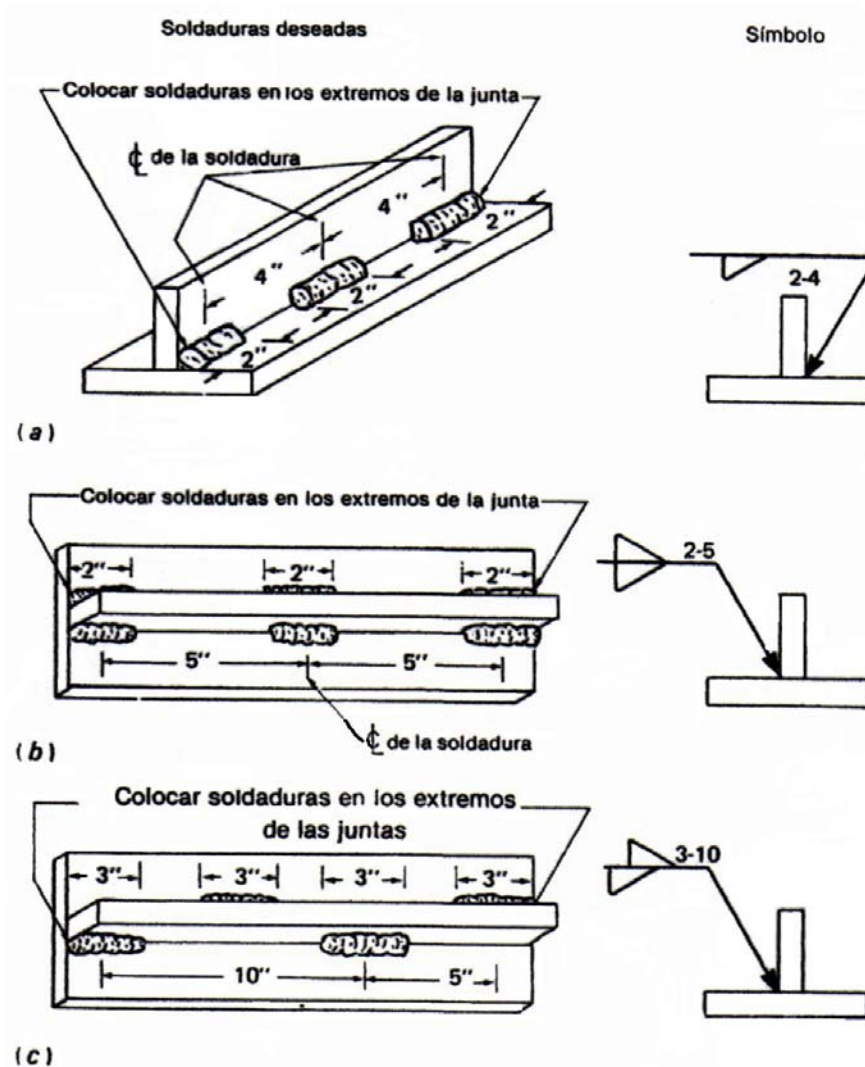


Figura 3.23 Símbolos de soldadura en los que se especifican la longitud y el paso de las soldaduras: a) soldadura intermitente; (b) soldadura intermitente de cadena; (c) soldadura intermitente escalonada.

El símbolo de soldar todo alrededor es un símbolo suplementario de soldadura que se emplea para indicar que una soldadura se extiende completamente alrededor de una junta. Su uso se ilustra en la figura 3.24(a). El símbolo de soldadura de campo se emplea también como símbolo suplementario, y sirve para indicar las soldaduras que no deben hacerse en el taller o sitio inicial de construcción, como en la figura 3.24(b).

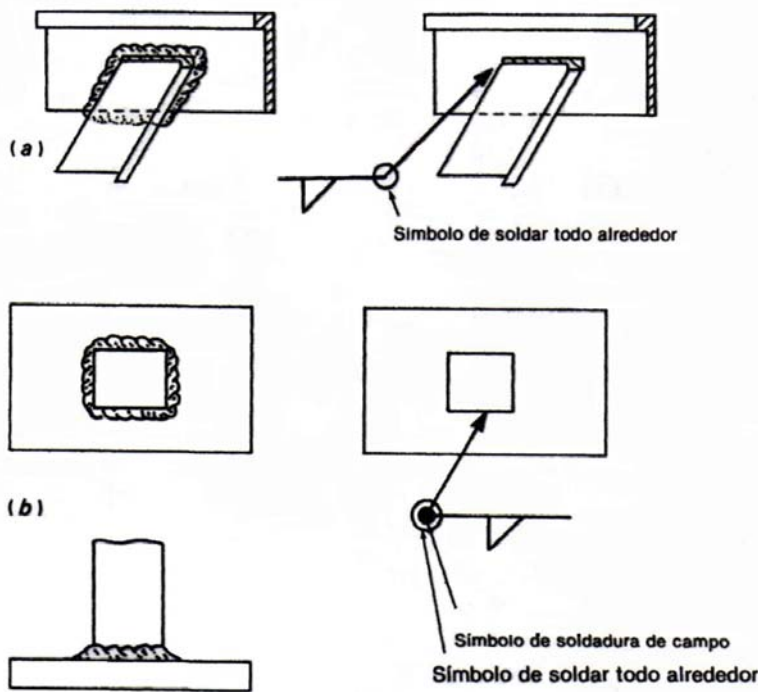


Figura 3.24 Símbolo de soldar todo alrededor y símbolo de soldadura de campo

Los *símbolos de acabado* se agregan para indicar cómo debe verse la superficie soldada al término del proceso. Las soldaduras que han de hacerse aproximadamente para quedar con cara plana, sin recurrir a método alguno de acabado, se indican agregando el símbolo de contorno a ras al símbolo de soldadura, observando el significado usual de localización (ver figura 3.25). Cuando es aceptable el engrosamiento logrado mediante procedimientos normales de soldadura, se omite el símbolo de contorno.



Figura 3.25 Símbolos de acabado para soldaduras de cara plana sin recurrir al maquinado.

Las soldaduras que han de hacerse con cara plana por medios mecánicos se indican agregando al símbolo de tipo de soldadura tanto el símbolo de contorno a ras como el símbolo estándar de acabado del usuario, observando el significado usual de localización (ver la figura 3.26).



Figura 3.26 Símbolos de acabado para soldaduras acabadas mecánicamente, de cara plana.

Las soldaduras que han de llevar acabados por medios mecánicos a un contorno convexo se indican agregando al símbolo del tipo de soldadura tanto el símbolo de contorno convexo como el símbolo estándar de acabado del usuario, observando el significado usual de localización (ver la figura 3.27).

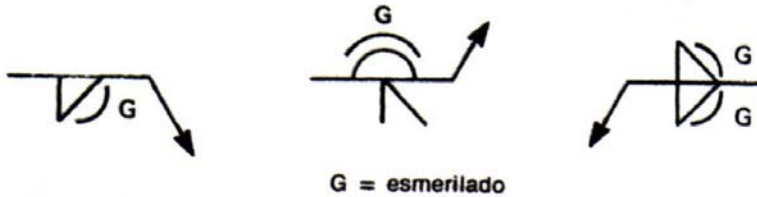


Figura 3.27 Símbolos de acabado para soldaduras convexas acabadas mecánicamente

Cuando se emplea una especificación, un proceso, o alguna otra referencia con un símbolo de soldadura, dicha referencia se coloca en la cola, como se ilustra en la figura 3.28. Cuando se requiere el empleo de un determinado proceso, éste puede indicarse en la cola por medio de una o más de las designaciones literales anotadas en las Tablas 3-1 y 3-2.

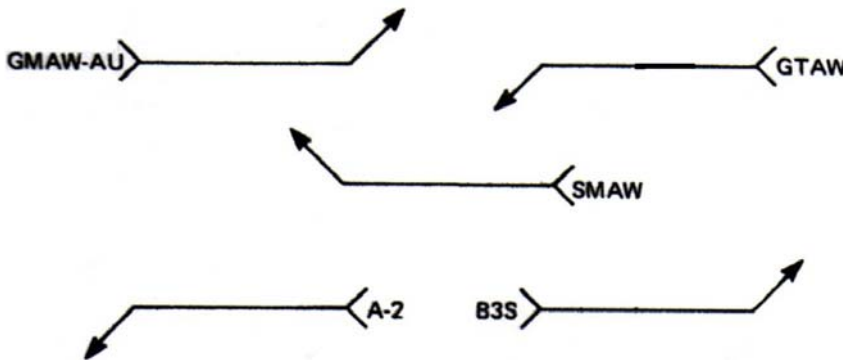


Figura 3.28 Colocación de la especificación, el proceso u otras referencias en la cola del símbolo de soldadura.

3.9 SÍMBOLOS BÁSICOS DE SOLDADURA

Los símbolos básicos de soldadura aparecen en la figura 3-29. la forma en que estos símbolos se utilizan en los dibujos y las soldaduras que indican se ilustra en la figura 3-30.

Filete	Tapón o ranura alargada	Puntos o resalte	Costura	De ranura						De respaldo	De recubrimiento superficial	De brida		
				Escuadrada	∨	Biselada	U	J	Acampañada			De bisel y acampañada	De orilla	De esquina

Figura 3.29 Símbolos básicos de la soldadura.

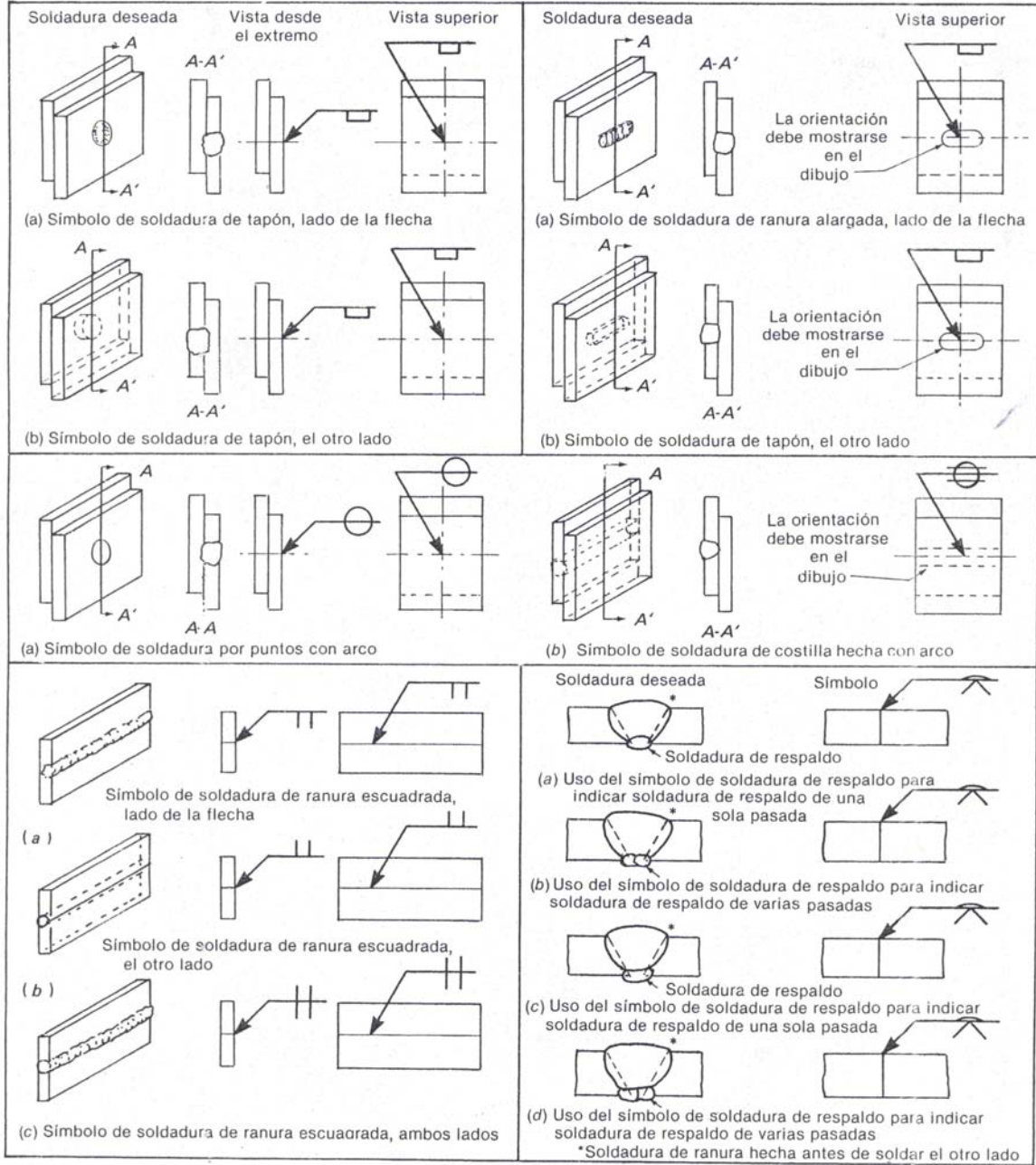


Figura 3.30 Ejemplos de símbolos de soldadura y las soldaduras que representan.

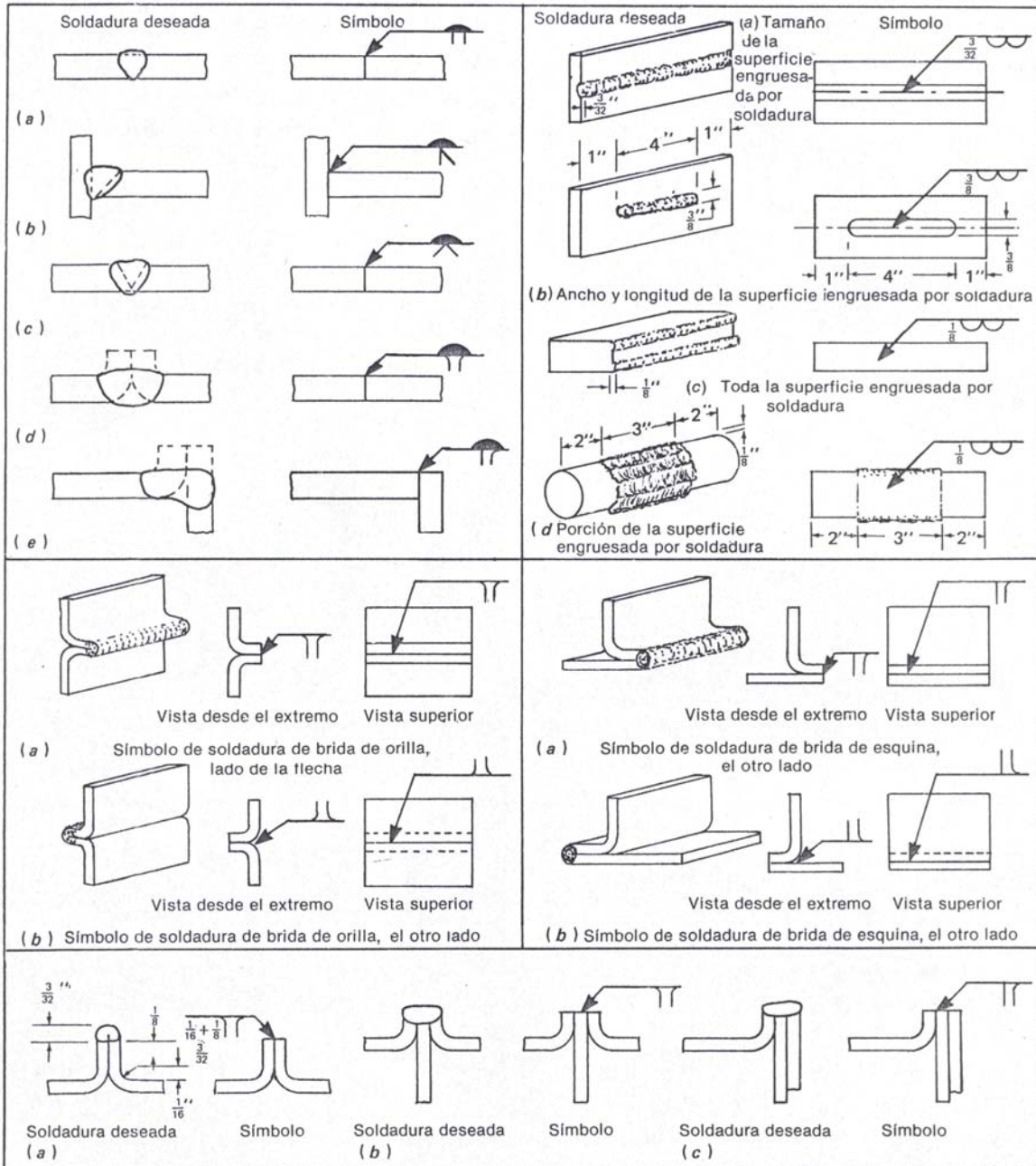


Figura 3.30 (Cont.)

3.10 MATERIALES CONSUMIBLES DE LA SOLDADURA

Los materiales consumibles de la soldadura son los que se van gastando al hacer los trabajos de soldadura, tales como los electrodos, las varillas de soldadura, los fundentes, los gases combustibles y los gases de protección aplicados exteriormente.

3.11 METALES DE APORTE

En esencia, todos los metales de aporte que se estudian en este capítulo se clasifican de acuerdo con una de las especificaciones que han desarrollado conjuntamente las sociedades AWS-ASTM (American Welding Society-American Society for Testing and Materials), Subcomité sobre metales de aporte.

Mediante las especificaciones de los metales de aporte, el usuario recibe la información de que en cierto electrodo o varilla de soldadura puede producir un metal de soldadura de propiedades mecánicas específicas. Al mismo tiempo, el sistema de especificaciones clasifica a los electrodos para las diversas posiciones de aplicación de la soldadura, en cuanto a su capacidad para penetrar adecuadamente en el fondo de la raíz de una junta, y en cuanto a suministro de energía (corriente alterna o directa).

3.12 ELECTRODOS PARA SOLDADURA DE ARCO

El desarrollo de electrodos recubiertos con fundente, capaces de producir soldaduras con propiedades físicas que igualen o sobrepasen las del metal de base, ha convertido a la soldadura de arco en el proceso de soldadura más generalizado.

Antes del desarrollo del electrodo recubierto, los gases atmosféricos que rodeaban la zona de soldadura de alta temperatura, formaban óxidos y nitruros con el metal de la soldadura. En general, los óxidos tienen baja resistencia a la tensión, y baja ductilidad, por lo cual tienden a reducir las propiedades normales de los metales de base. Los materiales de recubrimiento de los electrodos permiten lograr en forma automática una acción de limpieza y desoxidante en el cráter fundido. Al arder el recubrimiento en el arco, libera una atmósfera gaseosa, inerte, que protege el extremo fundido del electrodo, a la vez que protege la fosa de soldadura fundida. Esta atmósfera impide que el oxígeno y el nitrógeno perjudiciales se pongan en contacto con el área fundida de soldadura, en tanto que el residuo de recubrimiento quemado forma una escoria para cubrir el metal de soldadura depositado. Esta escoria también aísla a la soldadura del oxígeno y el nitrógeno, ya que se ha enfriado hasta una temperatura en la que ya no se forman óxidos y nitruros. Adicionalmente, la escoria hace que sea más lento el enfriamiento, con lo que se obtiene una soldadura más dúctil.

Además de estos beneficios, se logran otras ventajas con los electrodos recubiertos. El recubrimiento mejora el aspecto de la soldadura, hace más fácil el salto del arco, ayuda a mantener este, regula la profundidad de penetración, reduce el chisporroteo, mejora la calidad de la soldadura a los rayos x, y a veces agrega agentes de aleación al metal de la soldadura, o restaura elementos perdidos. La escoria que deja el recubrimiento no solo protege el cordón de la soldadura, sino que también ayuda a darle forma. Además, se ha agregado hierro pulverizado al recubrimiento de muchos de los tipos básicos de electrodos. Bajo el intenso calor del arco, el polvo de hierro se convierte en acero, y aporta metal al depósito de soldadura. Cuando se agrega en cantidades relativamente grandes, aumenta apreciablemente la velocidad de aplicación de la soldadura, y mejora el aspecto de ésta. El recubrimiento del electrodo sirve también de aislante al alambre que constituye el núcleo del electrodo. Afecta a la longitud del arco y al voltaje de trabajo, y controla la posición de aplicación de la soldadura en la que puede usarse el electrodo.

La composición del recubrimiento del electrodo es extremadamente importante. La mezcla de los ingredientes adecuados es prácticamente un arte. Además de equilibrar correctamente las características de desempeño previamente mencionadas, el recubrimiento debe tener un punto de fusión algo más bajo que el del alambre del núcleo o del metal de base. La escoria resultante debe tener una densidad más baja, para que pueda ser expulsada con rapidez y completamente por el metal de la soldadura al enfriarse éste. Cuando se ha de usar el electrodo para hacer soldadura hacia arriba o vertical, la escoria que forme el recubrimiento fundido debe solidificarse rápidamente, para que ayude a sostener al metal fundido contra la fuerza de gravedad.

En la mayoría de los casos, las diferencias en las características operacionales de un electrodo pueden atribuirse al recubrimiento. El alambre del núcleo proviene generalmente de la misma existencia de alambre. Para los electrodos comunes de la serie E-60XX, el alambre del núcleo es de acero al carbono SAE 1010, con un intervalo de contenido de carbono de 0.05 a 0.15%.

3.13 CLASIFICACIÓN AWS-ASTM DE LOS ELECTRODOS DE ACERO AL CARBONO

Esta clasificación está formada por una serie de cuatro o cinco dígitos (figura 3-31) que lleva como prefijo la letra E. La E indica que se emplea en la soldadura eléctrica. Los números que van a la izquierda de los dos últimos dígitos, multiplicados por 1000, dan la resistencia mínima a la tensión del metal depositado (alivio de esfuerzos); el dígito situado junto al último número indica el suministro de energía, el tipo de escoria, el tipo de arco, la penetración, y la presencia de polvo de hierro. Para obtener datos relacionados con la interpretación más detallada de éstos números de clasificación, véanse las Tablas 3-1 y 3-2.

Tabla 3.1 Interpretación del Último Dígito en la Clasificación de Electrodo AWS

ÚLTIMO DÍGITO									
	0	1	2	3	4	5	6	7	8
Tipo de energía	a	CA o CD Polaridad invertida	CA o CD	CA o CD	CA o CD	CD Polaridad invertida	CA o CD Polaridad invertida	CA o CD	CA o CD Polaridad invertida
Tipo de escoria	b	Orgánica	Rutilo	Rutilo	Rutilo	Bajo hidrógeno	Bajo hidrógeno	Mineral	Bajo Hidrógeno
Tipo de arco	Excavadora	Excavadora	Regular	Blando	Blando	Regular	Regular	Blando	Regular
Penetración	c	Profunda	Regular	Ligera	Ligera	Regular	Regular	Regular	Regular
Polvo de hierro en el recubrimiento	0 – 10%	Nada	0 – 10%	0 – 10%	30 – 50%	Nada	Nada	50%	30 – 50%

a E-6010 es de CD, polaridad invertida; E-6020 es de CA o CD
b E-6010 es orgánica; E-6020 es mineral
c E-6010 es de penetración profunda; E-6020 es de penetración mediana o regular

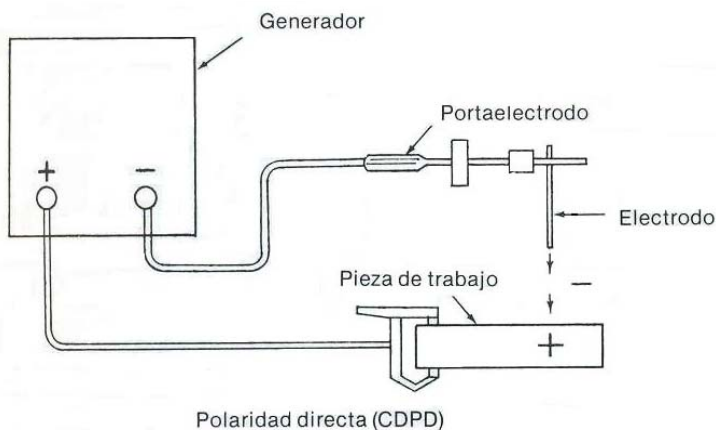
Tabla 3.2 Sistema AWS de Clasificación de Electrodo

DIGITO	SIGNIFICADO	EJEMPLO
Primeros dos o primeros tres	Resistencia mínima a la tensión (alivio de esfuerzos)	E-60XX = 60,000 lb/pulg ² (mín.) E-110XX = 110,000 lb/pulg ² (mín.)
Anterior al último	Posición de aplicación	E-XX1X = todas las posiciones E-XX2X = horizontal y E-XX3X = plana
Último	Tipo de energía, tipo de escoria, tipo de arco, magnitud de la penetración, presencia de polvo de hierro en el recubrimiento	

Nota: El prefijo "E" (a la izquierda de un número de 4 o 5 dígitos) significa electrodo para soldadura de arco.
Origen: Metals and How to Weld Them (Cleveland, Ohio: James F. Lincoln Arc Welding Foundation), p. 94

**Figura 3.31** Marcas de identificación de los electrodos de acero al carbono AWS-ASTM recubiertos con fundente.

Algunos de estos electrodos son para corriente directa (cd) y otros, para corriente alterna. Algunos electrodos de cd son para polaridad directa (el porta-electrodo conectado al polo negativo, como en la figura 3-32), y otros son para polaridad invertida (el porta-electrodo conectado al polo positivo, como en la figura 3-33).

**Figura 3.32** Soldadora de arco de polaridad directa (electrodo negativo)

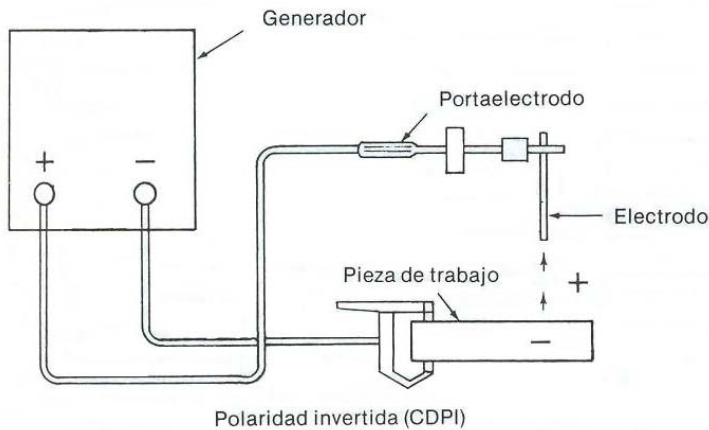


Figura 3.33 Soldadora de arco de polaridad invertida (electrodo positivo)

3.14 USO DE LOS ELECTRODOS DE ACERO AL CARBONO PARA SOLDADURA DE ARCO.

Los electrodos para soldadura de arco para soldar aceros con contenido bajo y medio de carbono llevan los números de clasificación AWS E-4510 y E-6010, E-6011, E-6012, E6013, E7014, E7015, E7016, E7018, E6020, E6024, E6027 y E7028. El electrodo E-4510 es un electrodo desnudo; los demás, todos ellos de la serie E-6000, son electrodos recubiertos.

Los *electrodos* AWS E-45XX son desnudos, y tienen una resistencia a la tensión de 45,000 lb/plg² en la situación ya aliviada de esfuerzos. Como los electrodos desnudos se usan muy raramente, nos ocuparemos principalmente de los electrodos de la serie E-60XX.

Los *electrodos* AWS E-6010 están recubiertos con sodio con alto contenido de celulosa. Pueden usarse para soldar en todas las posiciones con corriente directa de polaridad invertida. Son adecuados en forma óptima para la soldadura vertical y la soldadura hacia arriba, así como para algunas aplicaciones con lámina metálica.

El espesor del recubrimiento se mantiene al mínimo, con objeto de facilitar la aplicación de la soldadura en las posiciones vertical y de sobrecabeza, pero es suficiente para desarrollar la protección necesaria para lograr un depósito de alta calidad. Algunos recubrimientos tienen una pequeña cantidad (menos del 10% en peso del recubrimiento) de polvo de hierro, para mejorar las características del arco. El arco tiene una característica excavadora que da por resultado una penetración profunda. Esto requiere una diestra manipulación del electrodo por parte del operador, para reducir al mínimo el chisporroteo y la tendencia a la socavación. La escoria que se forma es delgada, y se elimina fácilmente. El perfil de las soldaduras de filete es más o menos convexo en los depósitos horizontales y verticales. Los cordones depositados por los electrodos E-6010 muestran una ondulación más bien tosca.

El electrodo E-6010 es excelente para el punteado profesional por su ductilidad y su calidad de penetración profunda. Sus propiedades físicas son excelentes, y, cuando se le aplica correctamente, sus depósitos satisfacen las normas más exigentes de inspección.

Los *electrodos* AWS E-6011 están recubiertos con potasio de alto contenido de celulosa. A veces se les describe como la contraparte del tipo E-6010. Las características de trabajo de los electrodos son bastante semejantes; empero, los electrodos E-6011 pueden usarse con resultados igualmente buenos con corriente alterna o con corriente directa. Estos electrodos producen un potente arco excavador, que da como resultado una penetración profunda. Si bien el recubrimiento de los electrodos E-6011 es ligeramente más grueso que el de los electrodos E-6010, la escoria resultante y los perfiles de los cordones son similares.

Los *electrodos* AWS E-6012 están recubiertos con sodio de alto contenido de Titanio. Están diseñados para soldadura de uso general en todas las posiciones, ya sea con corriente directa o con corriente alterna. Se recomiendan específicamente para las aplicaciones de soldadura horizontales y pendiente abajo. Un electrodo E-6012 tiene un arco relativamente silencioso, con penetración media, y sin chisporroteo. El buen engrosamiento que produce, y el no llevar a un exceso de penetración, hacen a este electrodo excelente bajo condiciones pobres de ajuste. Como el arco es de alta estabilidad, los cordones tienen buena apariencia, y están relativamente libres de socavación. Las soldaduras de filete tienen generalmente perfil convexo, con ondulación uniforme y tersa en la posición horizontal y vertical hacia abajo. La escoria cubre completamente al cordón y puede desprenderse con facilidad.

Cuando se le usa con corriente directa debe preferirse la polaridad directa. Se utiliza muy especialmente en donde la apariencia y el alto régimen de depósito son más importantes que la ductilidad máxima. Por ejemplo, este electrodo es particularmente adecuado para hacer cordones altamente satisfactorios en lámina metálica, cuando las soldaduras de una sola pasada deben someterse a una inspección radiográfica.

Algunos electrodos patentados del tipo E-6012 tienen una pequeña cantidad de polvo de hierro en el recubrimiento, para mejorar las características del arco.

Los *electrodos* AWS E-6013 están recubiertos con potasio de alto contenido de titanio, pueden usarse en todas las posiciones, con ca o cd. Estos electrodos son similares a los E-6012, pero producen menos chisporroteo, y tienden a socavar menos. Los cordones son de ondulación muy fina, y su aspecto es superior al de los cordones producidos con los electrodos E-6012.

El desprendimiento de las escorias se facilita más con los electrodos E-6013, y el arco es muy estable. Esto facilita el establecimiento y la conservación del arco, aún con los electrodos de diámetro muy pequeño (1/16" y 5/64) y hace que los E-6013 sean ideales para soldar metales delgados. El arco es blando, y la penetración muy ligera. Las propiedades mecánicas de los electrodos E-6013 son ligeramente mejores que las de los electrodos E-6012. Lo mismo puede decirse de su calidad radiográfica.

Cambiando de uno a otro fabricante, los electrodos del tipo E-6013 pueden resultar diferentes en cuanto a la naturaleza del paso del metal fundido en la corriente del arco. Algunos fabricantes componen en cierta forma sus recubrimientos, con lo cual obtienen una transferencia globular, mientras que otros producen una transferencia de rocío fino. Ordinariamente se prefiere la transferencia de rocío fino para los depósitos verticales o aplicados hacia arriba. La cantidad de chisporroteo de este electrodo varía también con las diferentes marcas. Algunos fabricantes han introducido además pequeñas cantidades de polvo de hierro en los recubrimientos de los electrodos E-6013.

Los *electrodos* AWS E-7014 tienen un recubrimiento similar al de los tipos E-6012 y E-6013. Sin embargo, el recubrimiento de este tipo de electrodo es considerablemente más grueso, ya que contiene una cantidad substancial de polvo de hierro (30% del peso del recubrimiento). La presencia de polvo de hierro permite usar corrientes de trabajo más altas, lo cual se traduce en mejores regímenes de depósito y mejores velocidades de aplicación. El recubrimiento de mayor espesor no lo hace tan idealmente adecuado para la producción de soldadura fuera de posición en material de calibre delgado; sin embargo, se le puede utilizar adecuadamente cuando algún trabajo ocasional lo demande. Sus características de trabajo hacen que este electrodo sea particularmente adecuado para la producción de soldaduras en productos de forma irregular, en los que se encuentran aplicaciones de soldadura fuera de posición.

Las propiedades mecánicas del metal de la soldadura de los electrodos E-7014 se comparan favorablemente con las de los metales de los electrodos E-6012 y E-6013. El contorno de las soldaduras de filete varía desde plano a ligeramente convexo. El desprendimiento de la escoria es muy fácil y a veces se limpia sola la soldadura. La penetración de poca profundidad, y la rápida

solidificación, hacen que este tipo de electrodo sea muy adecuado para resolver situaciones de ajuste pobre.

Los *electrodos* AWS E-7015 están recubiertos con sodio de bajo contenido de hidrógeno. Fueron los primeros electrodos para corriente directa de polaridad inversa, y para todas las posiciones, que se diseñaron para soldar aceros de alto contenido de azufre y alto contenido de carbono, los que tienden a desarrollar porosidad en la soldadura y grietas bajo el cordón. Los metalurgistas descubrieron que la presencia del hidrógeno en el metal fundido tiende a promover la formación de grietas debajo del cordón, y la formación de porosidad durante la solidificación. El recubrimiento del electrodo E-7015 se diseñó para obtener un contenido de humedad muy bajo, con objeto de limitar la introducción de hidrógeno en la soldadura. El exitoso desempeño de este electrodo condujo al desarrollo posterior de los tipos E-6016 y E-6018, los cuales tienen también contenido de humedad muy bajo en sus recubrimientos. Estos electrodos se conocen comúnmente como *electrodos de bajo hidrógeno*.

Los *electrodos* AWS E-7016 tienen un recubrimiento al que se agrega silicato de potasio, u otras sales del mismo elemento, para hacer que el electrodo sea el adecuado para su uso con corriente alterna y también con corriente directa en polaridad invertida.

Los *electrodos* AWS E-7018 son de diseño de bajo hidrógeno, y tienen un recubrimiento con 30% de hierro pulverizado. Al igual que los electrodos E-7016, los de este tipo trabajan ya sea con ca o con cd de polaridad invertida. Tienen todas las características deseables de los electrodos de bajo hidrógeno, los que producen soldaduras sólidas y confiables en aceros difíciles, tales como los de alto contenido de azufre, alto contenido de carbono y bajo contenido de elementos de aleación. Su recubrimiento, ligeramente más grueso y con contenido de hierro pulverizado, los hacen generalmente más fáciles de usar que los otros tipos de bajo hidrógeno. Por estas razones, son los electrodos que más se usan.

Los minerales de los recubrimientos de los electrodos de bajo hidrógeno están limitados a los compuestos inorgánicos, tales como el fluoruro de calcio, el carbonato de calcio, el silicato de magnesio y aluminio, las aleaciones ferrosas y los agentes aglutinantes, tales como los silicatos de sodio y de potasio. Estos electrodos se citan como electrodos *a la cal y ferríticos*, a causa del uso general de los recubrimientos preparados a base de cal. (La cal es un producto de descomposición de compuestos tales como el carbonato de calcio).

Como el recubrimiento de estos electrodos es de mayor espesor que lo normal, las soldaduras vertical y hacia arriba están limitadas a los electrodos de diámetro pequeño. La corriente utilizada es un poco mayor que la de los electrodos E-6010 del tamaño correspondiente.

Las propiedades mecánicas (inclusive la resistencia al impacto) de los electrodos de bajo hidrógeno son superiores a las de los electrodos E-6010 que depositan metal de soldadura de composición similar. El empleo de los electrodos de bajo hidrógeno reduce el precalentamiento y el poscalentamiento de las soldaduras, dando lugar así a mejores condiciones de aplicación de la soldadura, y a costos menores o nulos de precalentamiento.

Los *electrodos* AWS E-6020 están recubiertos con óxido con alto contenido de hierro, y se han diseñado para producir cordones de filete horizontales de alta calidad y a velocidades de aplicación elevadas, utilizando ya sea ca o cd de polaridad directa. En la posición plana, estos electrodos pueden usarse con corriente alterna o con corriente directa en cualquier polaridad. Los electrodos E-6020 se caracterizan por un arco potente del tipo de rocío, y por producir escoria gruesa, la cual cubre completamente el depósito, pero se desprende con facilidad. La penetración es mediana a las corrientes normales de trabajo, pero con corrientes más altas, y mayores velocidades de recorrido, se obtiene una velocidad más profunda. Los depósitos de este electrodo son planos por lo general y, hasta ligeramente cóncavos en su perfil, y presentan una ondulación uniforme y tersa. Las cualidades radiográficas son excelentes, y los cordones de soldadura muestran un chisporroteo medio y una ligera tendencia a la socavación.

Los *electrodos* AWS E-6024 son sumamente adecuados para la soldadura de filete en producción. Su recubrimiento, con 50% de polvo de hierro, ayuda a producir un alto régimen de depósito, y las velocidades de aplicación son considerablemente mayores que las de los electrodos E-6012, E-6013 y E-7014, los cuales tienen características de trabajo similares. Las características de trabajo incluyen un arco blando y silencioso que prácticamente no produce chisporroteo. Su capacidad de arrastrar el recubrimiento del electrodo sobre el metal de origen mientras se aplica la soldadura, da una apariencia muy tersa al cordón. Las propiedades físicas del depósito de soldadura se comparan favorablemente con las de los tipos E-6012, E-6013 y E-7014. Como en el caso de los electrodos E-6020, las posiciones de aplicación están limitadas a la plana y a la horizontal.

Los *electrodos* AWS E-6027 son del tipo de 50% de hierro para trabajar con ca o cd. Las características del arco de este tipo de electrodos se acercan mucho a las del tipo E-6020. Teniendo un régimen de depósito muy elevado, y una escoria que se quiebra para su fácil separación, el electrodo E-6027 es particularmente adecuado para las soldaduras de varias pasadas en ranura profunda.

Los *electrodos* E-6027 producen metal de soldadura de alta calidad, con propiedades físicas que se asemejan mucho a las de los electrodos E-6010. Las características de trabajo hacen que este electrodo sea ligeramente más difícil de manipular que el tipo E-7024; sin embargo, los cordones depositados correctamente pueden tener un aspecto terso.

Los *electrodos* AWS E-7028 tienen un recubrimiento de bajo hidrógeno, que contiene 50% de hierro pulverizado. Pueden trabajar con ca o cd en polaridad invertida, y su recubrimiento da a este electrodo un régimen de depósito muy alto. Aunque son capaces de reproducir las propiedades físicas y de calidad de soldadura que son típicas de los electrodos con recubrimiento de bajo hidrógeno, estos electrodos son adecuados únicamente para las posiciones de aplicación plana y horizontal.

3.15 RESISTENCIA DE DISEÑO

En las soldaduras el material del electrodo deberá tener propiedades del metal base. Si las propiedades son comparables se dice que el metal de aportación es compatible con el metal base. La tabla 3.3 (que es la Tabla J2.5 de las especificaciones LRFD) proporciona las resistencias nominales de varios tipos de soldaduras incluyendo las de filete, de tapón, de muesca y las de ranura con penetración completa y parcial. La resistencia de diseño de una soldadura específica se toma como el menor de los valores ϕF_w (F_w es la resistencia nominal de la soldadura) y ϕF_{BM} (ϕF_{BM} es la resistencia nominal del metal base)

Tabla 3.3 Esfuerzo de Diseño de Soldaduras

Tipos de Soldadura y Esfuerzos [a]	Material	Factor de Resistencia	Resistencia Nominal F_{BM} o F_W	Nivel de Resistencia de la Soldadura Requerida [b,c]
Soldadura de Ranura de Penetración Completa				
Tensión normal al área efectiva.	Base	0.90	F_y	Debe usarse soldadura compatibles con el metal base. Para los requisitos CVN, ver nota de pie [d]
Compresión normal al área efectiva.	Base	0.90	F_y	Se puede usar un metal de soldadura con un nivel de resistencia igual o menor al del metal base.
Tensión o compresión paralela al eje de la soldadura.				
Cortante en el área efectiva.	Base Electrodo de soldadura	0.90 0.80	$0.60 F_y$ $0.60 F_{EXX}$	
Soldadura de Ranura de Penetración Parcial				
Compresión normal al área efectiva.	Base	0.90	F_y	Se puede usar un metal de soldadura con un nivel de resistencia igual o menor al del metal base.
Tensión o compresión paralela al eje de la soldadura. [e]				
Cortante paralelo al eje de la soldadura.	Base Electrodo de soldadura	0.75	[e] $0.60 F_{EXX}$	
Tensión normal al área efectiva.	Base Electrodo de soldadura	0.90 0.80	F_y $0.60 F_{EXX}$	
Soldadura de Filete				
Cortante en el área efectiva.	Base Electrodo de soldadura	[f] 0.75	[f] $0.60 F_{EXX}$ [g]	Se puede usar un metal de soldadura con un nivel de resistencia igual o menor al del metal base.
Tensión o compresión paralela al eje de la soldadura. [e]	Base	0.90	F_y	
Soldaduras de Tapón				
Cortante paralelo a las superficies unidas (en el área efectiva).	Base Electrodo de soldadura	[f] 0.75	[e] $0.60 F_{EXX}$	Se puede usar un metal de soldadura con un nivel de resistencia igual o menor al del metal base.
<p>[a] Para la definición del área efectiva, ver Sección J2. [b] Para el electrodo compatible, ver Tabla 4.1.1 de la AWS D1.1. [c] Se permite un electrodo con resistencia mayor que la del electrodo compatible. [d] Para T y uniones de esquina con la barra soporte dejadas en sitio durante el servicio, se deberá el metal de soldadura con una dureza de la muesca especificada Charpy V- (CVN) de 2.77 kg - m a 4 °C. Si metal del relleno sin la dureza requerida se usa y la barra soporte queda en sitio, la unión deberá ser dimensionada usando el factor de resistencia y la resistencia nominal para una soldadura de ranura de penetración parcial [e] La soldadura de filete y la soldadura de ranura de penetración parcial que unan los elementos que forman un perfil armado, tal como la unión del alma con el patín, se podrá diseñar sin considerar los esfuerzos de compresión o tensión en aquellos elementos paralelos al eje de soldadura. [f] El diseño de materiales conectados están gobernados por la Sección J4 y J5. [g] Para una resistencia de diseño alternativo, ver Apéndice J2.4.</p>				

3.16 DISEÑO DE SOLDADURAS DE FILETE

El diseño y el análisis de las soldaduras de filete se basan en la suposición de que la sección transversal de la soldadura es un triángulo rectángulo a 45°, como se muestra en la figura 3.34. Cualquier refuerzo (material agregado fuera de la hipotenusa del triángulo) o penetración son despreciados. El tamaño de un filete de soldadura se denota por w y es la longitud de uno de los lados iguales de esta sección transversal idealizada. Los tamaños estándar de las soldaduras se especifican en incrementos de 1.6 mm (1/16"). Aunque una longitud de soldadura puede cargarse en cualquier dirección en cortante, compresión o tensión, un filete de soldadura es más débil en cortante y siempre se supone que falla de esta manera. Específicamente, se supone que la falla ocurre por cortante sobre un plano a través de la garganta de la soldadura.

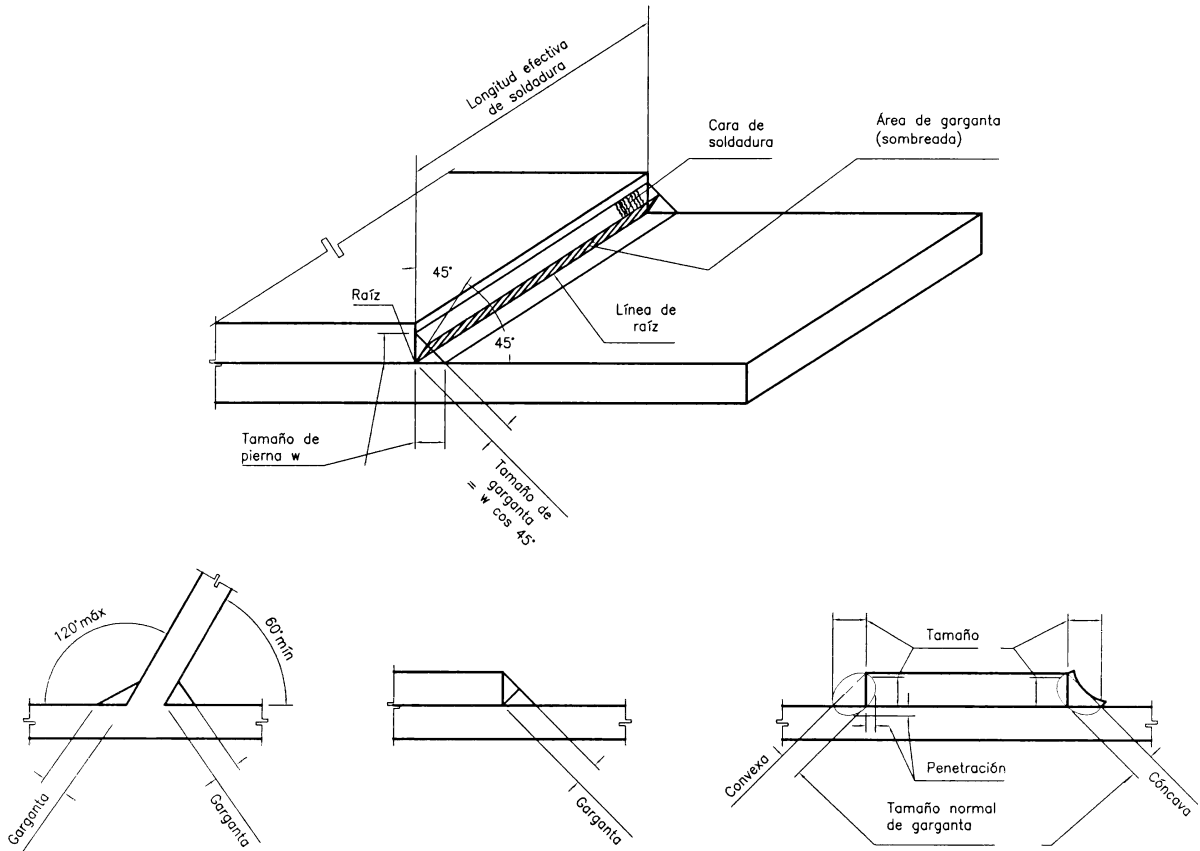


Figura 3-34 Nomenclatura de soldadura de filete

Para las soldaduras de filete hechas con el proceso de arco metálico protegido, la garganta es la distancia perpendicular de la esquina o raíz de la soldadura a la hipotenusa y es igual a 0.707 veces el tamaño de la soldadura (el espesor efectivo de la garganta para una soldadura hecha con el proceso de un arco sumergido es mayor. En ésta tesis, suponemos de manera conservadora que se utiliza el proceso de arco metálico protegido). Entonces, para una longitud L dada de la soldadura sometida a una carga P , el esfuerzo cortante crítico es,

$$f_v = \frac{P}{0.707 \times w \times L} \quad [\text{Ec 3.1}]$$

donde w es el tamaño de la soldadura.

Si se emplea en esta ecuación el esfuerzo cortante último de la soldadura, F_w , la capacidad nominal de carga de la soldadura puede escribirse como:

$$R_n = 0.707 \times w \times L \times F_w \quad [\text{Ec 3.2}]$$

y la resistencia nominal de diseño es,

$$\phi R_n = 0.707 \times w \times L \times \phi F_w \quad [\text{Ec 3.3}]$$

Como se estudió anteriormente, la resistencia de un filete de soldadura depende del metal de aportación usado, es decir, está en función del tipo de electrodo. La resistencia del electrodo se define como su resistencia última en tensión, con resistencias de 4 220, 4 925, 5 630, 6 330, 7 035, 7 740 y 8 440 kg/cm² (60, 70, 80, 90, 100, 110 y 120 ksi) disponible para el proceso de soldadura por arco metálico protegido. La notación estándar para especificar un electrodo es la letra E seguida por dos o tres dígitos que indican la resistencia por tensión en kips por pulgada cuadrada y por dos dígitos que especifican la posición y el tipo de recubrimiento. Como la resistencia es la propiedad de interés principal para el ingeniero, los dos últimos dígitos son por lo regular, representados por XX y una designación típica sería E70XX o solamente E70, al indicar un electrodo con una resistencia última en tensión de 70 ksi. Los electrodos deben seleccionarse de manera que concuerden con el metal base.

La notación para designar a los electrodos y a todas las normas de Especificaciones AISC que tratan con soldaduras han sido tomadas del Structural Welding Code de la American Welding Society (AWS, 1996). Los temas que no son tratados en las Especificaciones AISC pueden hallarse en el Código AWS.

Las resistencias de diseño de las soldaduras están dadas en la Tabla 3.3 (Tabla J2.5 del AISC). El esfuerzo cortante último F_w en un filete de soldadura es 0.6 veces la resistencia por tensión del metal de aportación, denotado por F_{EXX} . Por tanto, el esfuerzo de diseño es ϕF_w , donde $\phi = 0.75$ y $F_w = 0.60F_{EXX}$. para los electrodos usuales, las resistencias (esfuerzos) de diseño son los siguientes:

$$E60XX : \phi F_w = 0.75[0.60(4\ 220)] = 1\ 900 \text{ kg} / \text{cm}^2$$

$$E70XX : \phi F_w = 0.75[0.60(4\ 925)] = 2\ 215 \text{ kg} / \text{cm}^2$$

$$E80XX : \phi F_w = 0.75[0.60(5\ 630)] = 2\ 530 \text{ kg} / \text{cm}^2$$

$$E90XX : \phi F_w = 0.75[0.60(6\ 330)] = 2\ 845 \text{ kg} / \text{cm}^2$$

Un requisito adicional es que el cortante por carga factorizada sobre el metal base no debe generar un esfuerzo en exceso de ϕF_{BM} , donde ϕF_{BM} es la resistencia nominal por cortante del material conectado. La carga factorizada sobre la conexión está entonces sujeta a un límite de,

$$\phi R_n = \phi F_{BM} \times \text{área del metal base sometida a cortante} \quad [\text{Ec 3.4}]$$

La Sección J5 del AISC sobre "Elementos Conectados", da la resistencia por fluencia cortante como ϕR_n , donde,

$$\phi = 0.90$$

$$R_n = 0.60 A_g F_y \quad [\text{Ec 3.5 o LRFD J5-3}]$$

y A_g es el área sometida a cortante. La resistencia por cortante del metal base puede, por lo tanto, tomarse como,

$$\phi F_{BM} = 0.90(0.60)F_y = 0.54F_y \quad [\text{Ec 3.6}]$$

En consecuencia, cuando la carga está en la misma dirección que el eje de la soldadura, el metal base debe también investigarse al utilizarse la relación dada por la ecuación 3.4. Este requisito puede explicarse al examinar la conexión de la ménsula soldada que se muestra en la figura 3.35. Suponer que la carga está lo suficientemente cerca al extremo de la soldadura, de manera que cualquier excentricidad sea despreciable. Si las dos soldaduras son del mismo tamaño, la resistencia de diseño de cada soldadura por centímetro de longitud puede encontrarse con la ecuación 3.3 como:

$$\phi R_n = 0.707 \times w \times \phi F_w \quad [\text{Ec 3.7}]$$

mientras que según la ecuación 3.4, la capacidad de la placa de la ménsula en cortante por centímetro de longitud es,

$$\phi R_n = t \times \phi F_{BM} \quad [\text{Ec 3.8}]$$

Es claro que no puede ser tomada por la soldadura una carga mayor que la que puede tomar el metal base (la ménsula en este caso). Esta investigación debe hacerse cuando el metal base está sometido a cortante.

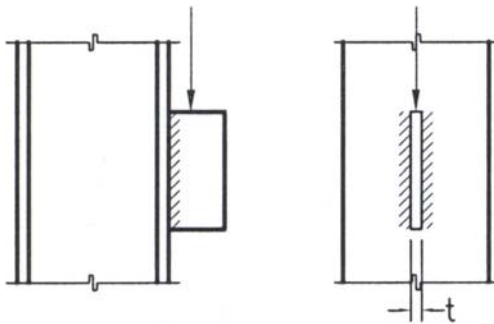


Figura 3.35

En la mayoría de los problemas de las conexiones soldadas, sean éstos de análisis o de diseño, es conveniente trabajar con la resistencia por longitud unitaria de soldadura, que será la resistencia de la soldadura misma o la resistencia del metal base, la que sea más pequeña.

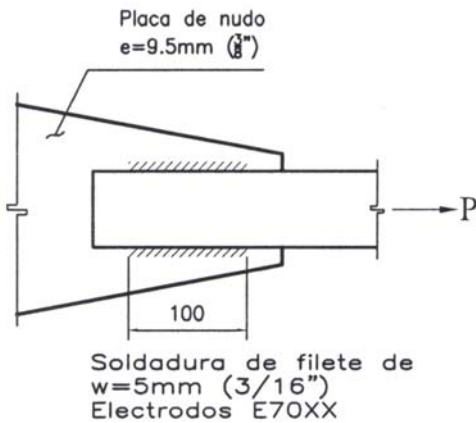
Calculando la capacidad la resistencia por longitud unitaria para diferentes tamaños de soldadura de filete de los electrodos más comunes, basándose en el análisis anterior, se obtiene la siguiente tabla:

Tabla 3.4 Resistencia Última de Soldaduras de Filete

TAMAÑO		RESISTENCIA ϕR_n (Kg/cm)		
(plg)	(mm)	E60XX	E70XX	E90XX
1/8	3	403	470	603
3/16	5	672	783	1006
1/4	6	806	940	1207
5/16	8	1075	1253	1609
3/8	9	1209	1409	1810
1/2	13	1746	2036	2615
5/8	16	2149	2506	3218

EJEMPLO 3.1

Una barra plana que es utilizada como miembro en tensión, está conectado a una placa de nudo, como se muestra en la figura 3.36. Las soldaduras son de filete de $w = 5 \text{ mm}$ hechas con electrodos E70XX. Las partes conectadas son de acero A36. Suponer que la resistencia por tensión del miembro es adecuada y determinar la resistencia de diseño de la conexión soldada.

**Figura 3.36****SOLUCIÓN**

Como las soldaduras están colocadas de manera simétrica con respecto al eje del miembro, esta conexión se clasifica como simple y cada parte de la soldadura resistirá una porción igual de carga. Solo importa la longitud total de la soldadura y en tanto que la resultante de la carga aplicada pase por el centro de gravedad de la soldadura (ignorando ligeras excentricidades), la localización y orientación de los segmentos individuales de la soldadura no son importantes.

De la Tabla 3.4, la resistencia del metal de la soldadura para electrodos E70XX es:

$$\phi R_n = 783 \text{ kg/cm}$$

Revisando la resistencia del metal base (el menor espesor gobierna).

De la Ecuación 3.4,

$$\phi R_n = \phi F_{BM} \times t = 0.54 F_y t = 0.54(2530)(0.635)$$

$$\phi R_n = 868 \text{ kg/cm}$$

La resistencia de la soldadura gobierna.

Para la conexión,

$$\phi R_n = 783 \text{ kg/cm} (10\text{cm} + 10\text{cm}) = 15\,660 \text{ kg}$$

RESPUESTA.- La resistencia de diseño de la soldadura es de 15 660 kg.

EJEMPLO 3.2

Una conexión del tipo que se emplea en el ejemplo 3.1 debe resistir una carga factorizada de 18 000 kg. ¿Cuál es la longitud total que se requiere de una soldadura de filete de $w = 5$ mm, hecha con electrodos E700XX?

SOLUCIÓN

La capacidad por cm de la soldadura del ejemplo 3.1 es,

$$\phi R_n = 783 \text{ kg / cm}$$

La longitud mínima requerida es,

$$L_{req} = \frac{18\,000 \text{ kg}}{783 \text{ kg / cm}} = 23 \text{ cm}$$

RESPUESTA.- Utilizar en total 24 cm, 12 cm en cada lado.

Además de los esfuerzos nominales dados en la Tabla 3.3, el diseño práctico de las conexiones soldadas requiere considerar detalles como los tamaños y las longitudes máximos y mínimos de la soldadura. Los requisitos para la soldadura de filete se encuentran en la sección J2.2b del AISC y se resumen aquí.

3.16.1 LIMITACIONES PARA SOLDADURAS DE FILETE**Tamaño mínimo**

El tamaño mínimo de las soldaduras de filete no debe ser menor que el tamaño requerido para transmitir las fuerzas calculadas ni tampoco el tamaño mostrado en la Tabla 3.5 (Tabla J2.4 del AISC) el cual está basado en experiencias y proporciona suficiente margen para esfuerzos no calculados hallados durante la fabricación, manejo, transportación e instalación. Estas disposiciones no aplican a soldaduras de filetes reforzados con soldadura parcial o soldadura de penetración completa.

Tabla 3.5 Tamaño Mínimo De Las Soldaduras De Filete^[B]

Espesor del Material Más Grueso de las Partes Unidas, en Pulg. (cm)	Tamaño Mínimo de la Soldadura de Filete, en Pulg. (mm)	
	Hasta ¼" (6 mm), inclusive	1/8"
Más de ¼" (6 mm) a ½" (13 mm)	3/16"	5 (mm)
Más de ½" (13 mm) a ¾" (19 mm)	¼"	6 (mm)
Más de ¾" (19 mm)	5/16"	8 (mm)

[a] La dimensión de la pierna de las soldaduras de filete. Pueden usarse soldaduras de paso simple.
[b] Ver Sección J2.2b para tamaño máximo de las soldaduras de filete.

Tamaño máximo

El tamaño máximo de soldaduras de filete en partes conectadas será:

- A lo largo de los bordes del material cuando sea menor que $\frac{1}{4}$ " (6 mm) de espesor, no sea mayor que el espesor del material.
- A lo largo de bordes de material cuando sea de $\frac{1}{4}$ " (6 mm) o más de espesor, no sea mayor que el espesor del material menos $\frac{1}{16}$ " (2 mm), a menos que la soldadura sea señalada sobre todo en los dibujos de taller para que al construirlos se obtenga el espesor total de la garganta. En las condiciones de soldado, la distancia entre el borde del metal base y el pie de la soldadura es permitida que sea menor de $\frac{1}{16}$ " (2 mm) tal que el tamaño de la soldadura sea claramente comprobable.

Para soldaduras que unen al patín con el alma y en conexiones similares, el tamaño de soldadura efectivo necesario no será mayor que el requerido para desarrollar la capacidad del alma y los requisitos de la Tabla 3.5 no necesitan aplicarse.

Longitud mínima

La longitud mínima efectiva de las soldaduras de filete diseñadas en base a la resistencia no deberá ser menor que 4 veces el tamaño nominal, o bien el tamaño de la soldadura deberá ser considerado no mayor de $\frac{1}{4}$ " (6 mm) de su longitud efectiva. Si soldaduras de filete longitudinales son usadas exclusivamente en las conexiones extremas de miembros de barras a tensión, la longitud de cada soldadura de filete no debe ser menor que la distancia perpendicular entre ellas (ver Fig. 3.37).

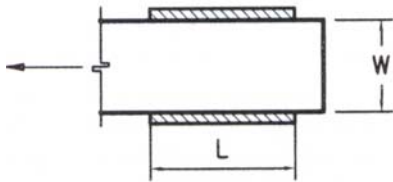


Figura 3.37

Para soldaduras de filete en extremos cargados que tengan una longitud mayor a 100 veces la dimensión de la pierna, se permitirá tomar la longitud efectiva a la longitud real. Cuando la longitud de las soldaduras de filete en extremo cargados excede 100 veces el tamaño de la soldadura, la longitud efectiva deberá ser determinada multiplicando la longitud real por el factor de reducción, β .

$$\beta = 1.2 - 0.002 \left(\frac{L}{w} \right) \leq 1.0 \quad [\text{Ec 3.9}]$$

donde,

L = Longitud real de la soldadura extrema cargada en cm.

w = Tamaño de la pierna de la soldadura en cm.

Soldaduras de filete intermitentes

Pueden ser usadas para transferir el esfuerzo calculado sobre una junta o superficies de contacto cuando la fuerza requerida sea menor que la desarrollada por una soldadura de filete continua del tamaño menor permitido, y para componentes de unidos de miembros armados. La longitud efectiva de cualquier segmento de soldadura de filete intermitente no debe ser menor que 4 veces el tamaño de la soldadura o que tengan un mínimo de $1 \frac{1}{2}$ " (38 mm).

Uniones empalmadas

En uniones empalmadas lo mínimo entre empalmes deberá ser cinco veces el espesor más delgado de las partes unidas pero no menor que 1" (25 mm). Las placas de las uniones empalmadas o varillas sujetas a esfuerzo axial deberán tener soldadura de filete a lo largo de los extremos de ambas partes empalmadas, excepto donde la deflexión de las partes empalmadas esté suficientemente restringida para evitar la abertura de las uniones que están bajo cargas máximas.

Remates de soldaduras de filete

Están permitidos que sean extendidos en los extremos, en los lados de las partes o que se deje un pequeño remate o encajonado excepto por lo limitado a continuación:

- (1) Para uniones empalmadas en las cuales una parte se extiende más allá de un borde sujeto al esfuerzo de tensión calculado, las soldaduras de filete no deberán ser rematadas a menos del tamaño de la soldadura de ese borde.
- (2) Para conexiones y elementos estructurales con fuerzas cíclicas normales a las piernas salientes, con una frecuencia y magnitud que tenderían a causar una falla de fatiga progresiva que comienza desde un punto de esfuerzo máximo hasta el final de la soldadura, las soldaduras de filete deberán ser redondeadas en las esquinas a una distancia no menor a dos veces el tamaño de la soldadura o del ancho de la parte.
- (3) Si se usan remates en los extremos de conexiones cuyo diseño requiera flexibilidad en las piernas sobresalientes, su longitud no deberá exceder cuatro veces el tamaño nominal de la soldadura.
- (4) Las soldaduras de filete que unen los atiesadotes transversales al alma de las trabes de alma llena deberán ser rematadas a no menos de cuatro veces ni a más de seis veces del espesor del alma desde el pie del alma de las soldaduras que unen el alma con el patín, excepto para extremos de atiesadotes que están soldados al patín.
- (5) Las soldaduras de filete que se encuentren en los lados opuestos a un plano común, deberán ser interrumpidas en la esquina común de ambas soldaduras.

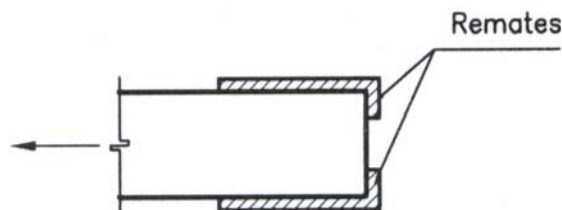
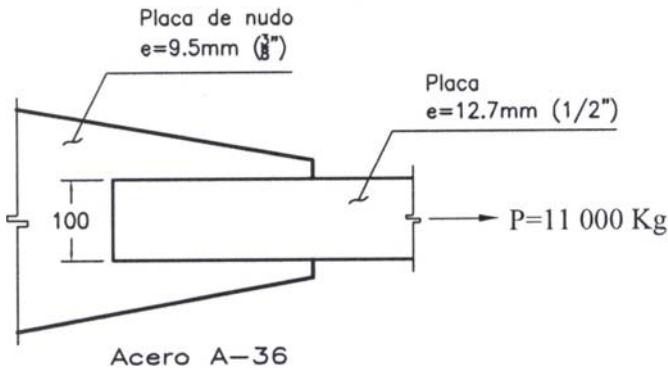


Figura 3.38

Los remates de soldaduras de filete pueden ser usadas para transmitir cortante en las uniones empalmadas o para evitar el pandeo o la separación de las partes empalmadas y para unir los componentes de miembros armados. Dichas soldaduras de filete pueden ser traslapadas y sujetas a las disposiciones de la Sección J2 del AISC. Las soldaduras de filete en agujeros o ranuras no deberán ser consideradas en soldaduras de tapón o ranura.

EJEMPLO 3.3

Una barra de 100 x 12.7 mm (4" x 1/2") de acero A36 se emplea como un miembro en tensión para tomar una carga muerta de servicio de 2 800 kg y una carga viva de servicio de 8 200 kg. Esta barra se une a una placa de nudo de 9.5 mm (3/8") como se muestra en la figura 3.39. Diseñar una conexión soldada.

**Figura 3.39****SOLUCIÓN**

El metal base en esta conexión es de acero A36, por lo que se usarán electrodos E70XX. No se han estipulado restricciones a la longitud de la conexión, por lo que la longitud de la soldadura no se limitará y se usará el tamaño más pequeño permisible:

Tamaño mínimo = 5 mm (3/16")

(Tabla 3.5)

Ensayando con una soldadura de filete de 5 mm y con electrodos E70XX. De la tabla 3.4, la capacidad por cm es:

$$\phi R_n = 783 \text{ kg/cm}$$

y la capacidad del metal base es:

$$\phi R_n = \phi F_{BM} \times t = 0.54 F_y t = 0.54(2\,530)(0.635)(0.95) = 1\,297.9 \text{ kg/cm}$$

Gobierna la resistencia de la soldadura de 783 kg/cm.

La carga factorizada es,

$$P_u = 1.5(CM + CV) = 1.5(2\,800 + 8\,200) = 16\,500 \text{ kg}$$

La longitud requerida es,

$$L_{req} = \frac{16\,500 \text{ kg}}{783 \text{ kg/cm}} = 21 \text{ cm}$$

$$\text{Longitud mínima} = 4(0.5) = 2 \text{ cm} < 21 \text{ cm}$$

(SATISFACTORIO)

Para los remates de extremo,

$$\text{Longitud mínima} = 2(0.5) = 1 \text{ cm} \quad \text{Usar 2 cm.}$$

Para este tipo de conexión, la longitud de las soldaduras laterales debe ser igual, por lo menos, a la distancia transversal entre ellas, 10 cm en este caso. La longitud total de la soldadura proporcionada, incluidos los remates será,

$$\text{Longitud total} = 2(10 + 2) = 24 \text{ cm} > 21 \text{ cm requeridos}$$

RESPUESTA.- Emplear una soldadura de filete de $w = 5 \text{ mm}$ ($3/16''$) hecha con electrodos E70XX, con una longitud de 24 cm, como se muestra en la figura 3.40.

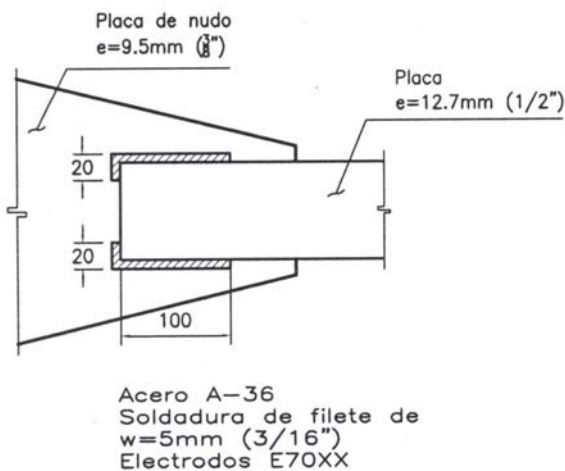


Figura 3.40

EJEMPLO 3.4

Una placa de $200 \times 19 \text{ mm}$ ($3/4'' \times 8''$) de acero A36 se emplea como un miembro en tensión y va a ser conectada a una placa de nudo de 9.5 mm ($3/8''$) de espesor, como se muestra en la figura 3.41. La longitud de la conexión no puede exceder de 200 mm ($8''$) y toda la soldadura debe hacerse sobre el lado cercano. Diseñar una soldadura para desarrollar la capacidad total en tensión del miembro.

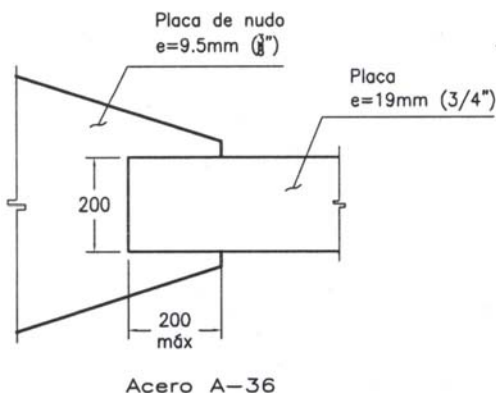


Figura 3.41

SOLUCIÓN

La resistencia de diseño del miembro en base a su área total es,

$$\phi_t P_n = 0.90 F_y A_g = 0.90(2\,530)(1.9 \times 20)$$

$$\phi_t P_n = 86\,526 \text{ kg}$$

Luego, calcular la resistencia de diseño del miembro con base en su área neta. Para una conexión de barra plana, si las soldaduras están solo a lo largo de los lados, $A_e = U A_g$. Si se tiene también una soldadura transversal en el extremo, entonces $A_e = A_g$. Al suponer este último caso, tenemos:

$$\phi_t P_n = 0.75 F_u A_e = 0.75(4\,080)(1.9 \times 20) = 116\,280 \text{ kg}$$

Diseñar para una carga factorizada de 86 526 kg y usar electrodos E70XX.

De la Tabla 3.5, el tamaño mínimo de la soldadura es $w = 6.35 \text{ mm}$ (1/4").

Ensayar con un filete de soldadura de $w = 6.35 \text{ mm}$ con electrodos E70XX

De la Tabla 3.4, la capacidad por cm es,

$$\phi_t P_n = 940 \text{ kg / cm}$$

La longitud requerida es,

$$L_{req} = \frac{86\,526 \text{ kg}}{940 \text{ kg / cm}} = 92 \text{ cm}$$

Para las restricciones dadas, la longitud disponible es $200 + 200 + 200 = 600 \text{ mm} < 920 \text{ mm}$. Si se fija la longitud en 600 mm, el tamaño de la soldadura que se requiere, de la Ecuación 3.3, es,

$$\phi R_n = 0.707 w L \phi F_w ; \quad w = \frac{\phi R_n}{0.707 L \phi F_w}$$

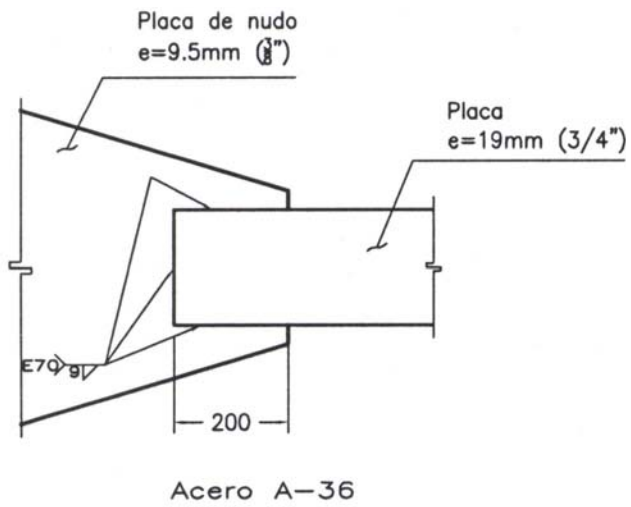
$$w = \frac{86\,526}{0.707 \times 60 \times 2\,215} = 0.92 \text{ cm}$$

Ensayar $w = 9.5 \text{ mm}$ (3/8") :

$$\text{Tamaño máximo de la soldadura} = 19 - 1.6 = 17.4 \text{ mm} > 9.5 \text{ mm} \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

$$\text{Longitud mínima} = 4(9.5) = 38 \text{ mm} < 600 \text{ mm} \quad (\text{ACEPTABLE})$$

RESPUESTA.- Utilizar la soldadura que se muestra en la figura 3.42

**Figura 3.42**

3.17 DISEÑO DE SOLDADURAS DE RANURA

El área efectiva de las soldaduras de ranura deberá ser considerada como la longitud efectiva de las soldaduras por el espesor efectivo de la garganta.

La longitud efectiva de la soldadura de ranura deberá tener el ancho de la parte unida.

El espesor efectivo de la garganta de la soldadura de ranura de penetración completa deberá tener el espesor de la parte unida más delgada (Fig 3.43).

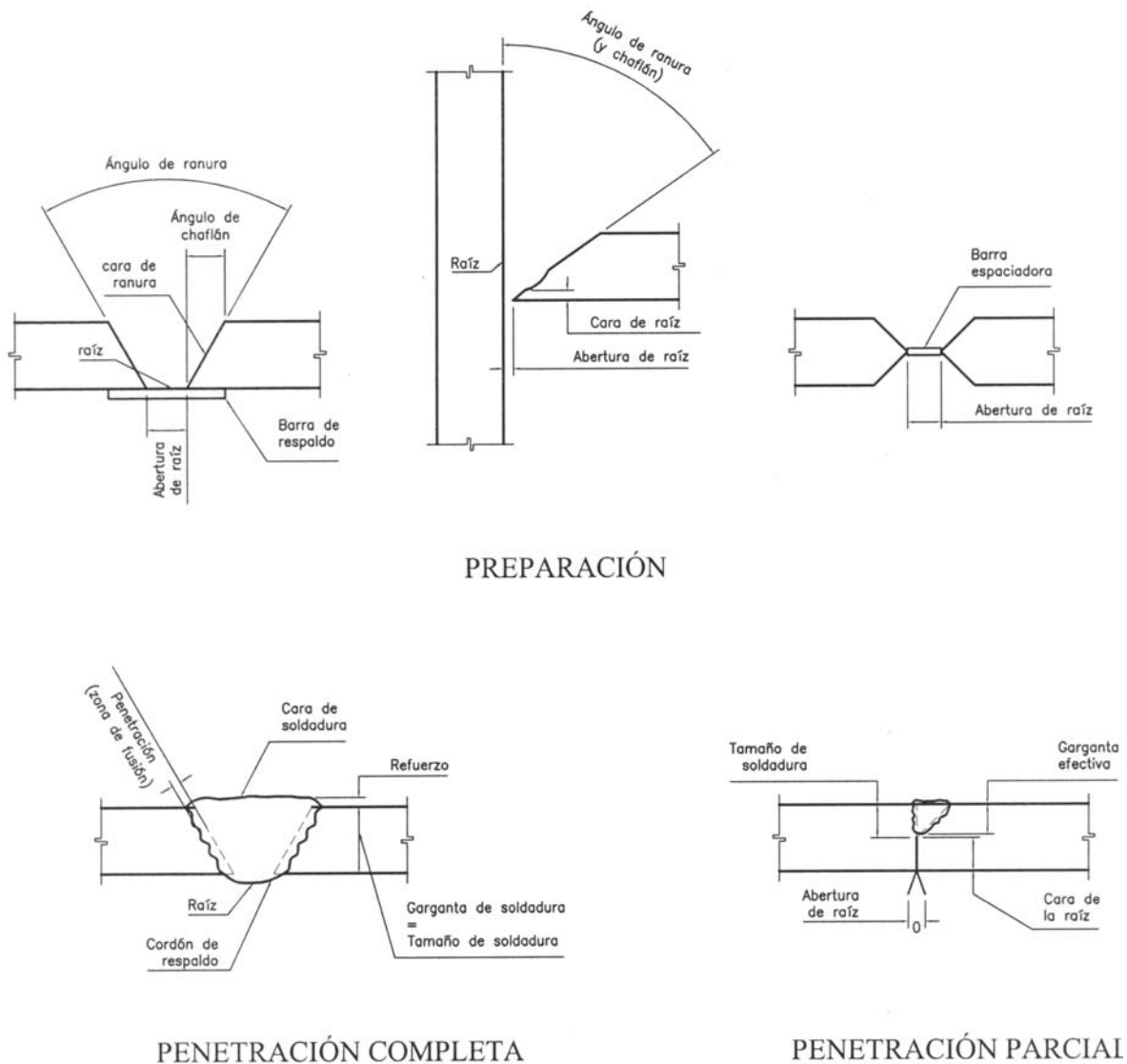


Figura 3.43

El espesor efectivo de la garganta de la soldadura de ranura de penetración parcial deberá ser como lo indicado en la Tabla 3.6 (Tabla J2.1 del AISC).

Tabla 3.6 (J2.1 Del Aisc) Espesor Efectivo De La Garganta De Las Soldaduras De Ranura De Penetración Parcial

PROCESO DE SOLDADO	POSICIÓN DE LA SOLDADURA	ÁNGULO INCLUIDO EN LA RAÍZ DE LA RANURA	ESPESOR EFECTIVO DE LA GARGANTA
Soldadura con electrodo de arco protegido. Soldadura con arco sumergido	Todas	Unión J ó U	Tamaño del bisel
Soldadura con gas		Bisel o unión V $\geq 60^\circ$	
Soldadura de arco con electrodo de núcleo		Bisel o unión V $< 60^\circ$ pero $\geq 45^\circ$	Tamaño del bisel menos 1/8"

El espesor efectivo de garganta de una soldadura de ranura acampanada cuando se vierte sobre una superficie de una barra o sobre un ángulo de 90° de secciones formadas deberá ser como lo mostrado en la Tabla 3.7 (Tabla J2.2 del AISC). Se deberán utilizar secciones al azar de cada procedimiento de soldado o de secciones equivalentes de prueba tal como pueda estar indicado en los planos de diseño, para verificar que la garganta efectiva se obtenga de forma apropiada.

Tabla 3.7 (J2.2 Del Aisc) Espesor Efectivo De La Garganta de las Soldaduras de Borde Curvo

TIPO DE SOLDADURA	RADIO (R) DE LA VARILLA O DE LA CURVA DE DOBLADO	ESPESOR EFECTIVO DE LA GARGANTA
Soldadura de borde entre una superficie curva y un plano	Todos	5/16 R
Soldadura entre dos superficies	Todos	$\frac{1}{2}$ R ^[a]
[a] Usar 3/8 R para soldadura de arco protegido con Gas (excepto en procesos de transferencia a corto circuito) cuando $R \geq 1"$ (25 mm)		

Son permitidos espesores mayores de garganta efectiva que los indicados en la Tabla 3.7 siempre y cuando el fabricante pueda establecer por medio de pruebas de calidad que la fabricación íntegra de dichos espesores mayores de garganta efectiva son los apropiados. Las pruebas consistirán en seccionar la soldadura uniformemente sobre su eje, luego a la mitad de la longitud y en los extremos de la soldadura. Dichas secciones deberán ser hechas en varios lugares con diferentes tamaños de material y serán muestras representativas de la calidad que se va a usar en la fabricación o donde lo requiera el diseñador.

Aunque una longitud de soldadura puede cargarse en cualquier dirección en cortante, compresión o tensión, una soldadura de ranura es más débil en cortante y siempre se supone que falla de esta manera. Específicamente, se supone que la falla ocurre por cortante sobre un plano a través de la garganta de la soldadura.

Para una longitud L dada de la soldadura sometida a una carga P, el esfuerzo cortante crítico es,

$$f_v = \frac{P}{w \times L} \quad [\text{Ec 3.10}]$$

donde w es el tamaño de la soldadura.

Si se emplea en esta ecuación el esfuerzo cortante último de la soldadura, F_w , la capacidad nominal de carga de la soldadura puede escribirse como:

$$R_n = w \times L \times F_w \quad [\text{Ec 3.11}]$$

y la resistencia nominal de diseño es,

$$\phi R_n = w \times L \times \phi F_w \quad [\text{Ec 3.12}]$$

3.17.1 DISEÑO DE SOLDADURAS DE RANURA DE PENETRACIÓN COMPLETA (Cortante en el área efectiva)

Las resistencias de diseño de las soldaduras están dadas en la Tabla 3.3 (Tabla J2.5 del AISC). El esfuerzo cortante último F_w en una soldadura de penetración completa es 0.6 veces la resistencia por tensión del metal de aportación, denotado por F_{EXX} . Por tanto, el esfuerzo de diseño es ϕF_w , donde $\phi = 0.80$ y $F_w = 0.60F_{EXX}$. Para los electrodos usuales, las resistencias (esfuerzos) de diseño son los siguientes:

$$E60XX : \phi F_w = 0.80[0.60(4\ 220)] = 2\ 025.60\ \text{kg} / \text{cm}^2$$

$$E70XX : \phi F_w = 0.80[0.60(4\ 925)] = 2\ 364.00\ \text{kg} / \text{cm}^2$$

$$E80XX : \phi F_w = 0.80[0.60(5\ 630)] = 2\ 702.40\ \text{kg} / \text{cm}^2$$

$$E90XX : \phi F_w = 0.80[0.60(6\ 330)] = 3\ 038.40\ \text{kg} / \text{cm}^2$$

Calculando la capacidad la resistencia por longitud unitaria para diferentes tamaños de soldadura de filete de los electrodos más comunes, basándose en el análisis anterior, se obtiene la siguiente tabla:

Tabla 3.8 Resistencia Última de Soldaduras de Penetración Completa (Cortante en el Área Efectiva)

TAMAÑO		RESISTENCIA ϕR_n (Kg/cm)		
(plg)	(mm)	E60XX	E70XX	E90XX
1/8	3.2	643	751	965
3/16	4.8	965	1126	1447
1/4	6.4	1286	1501	1929
5/16	7.9	1608	1876	2412
3/8	9.5	1929	2252	2894
1/2	12.7	2573	3002	3859
5/8	15.9	3216	3753	4823

3.17.2 DISEÑO DE SOLDADURAS DE RANURA DE PENETRACIÓN PARCIAL (Cortante paralelo al eje de la soldadura)

El esfuerzo cortante último F_w en una soldadura de penetración parcial es 0.6 veces la resistencia por tensión del metal de aportación, denotado por F_{EXX} . Por tanto, el esfuerzo de diseño es ϕF_w , donde $\phi = 0.75$ y $F_w = 0.60F_{EXX}$. Para los electrodos usuales, las resistencias (esfuerzos) de diseño son los siguientes:

$$E60XX : \phi F_w = 0.75[0.60(4\ 220)] = 1\ 900.00\ \text{kg} / \text{cm}^2$$

$$E70XX : \phi F_w = 0.75[0.60(4\ 925)] = 2\ 216.00\ \text{kg} / \text{cm}^2$$

$$E80XX : \phi F_w = 0.75[0.60(5\ 630)] = 2\ 534.00\ kg/cm^2$$

$$E90XX : \phi F_w = 0.75[0.60(6\ 330)] = 2\ 848.00\ kg/cm^2$$

Calculando la capacidad la resistencia por longitud unitaria para diferentes tamaños de soldadura de filete de los electrodos más comunes, basándose en el análisis anterior, se obtiene la siguiente tabla:

Tabla 3.9 Resistencia Última de Soldaduras de Penetración Parcial (cortante paralelo al eje de la soldadura)

TAMAÑO		RESISTENCIA ϕR_n (Kg/cm)		
(plg)	(mm)	E60XX	E70XX	E90XX
1/8	3.2	603	704	904
3/16	4.8	905	1055	1356
1/4	6.4	1207	1407	1808
5/16	7.9	1508	1759	2261
3/8	9.5	1810	2111	2713
1/2	12.7	2413	2814	3617
5/8	15.9	3016	3518	4521

3.18 CONEXIONES EXCÉNTRICAS

3.18.1 CONEXIONES EXCÉNTRICAS SOLDADAS: SOLO CORTANTE

Las conexiones excéntricas soldadas se analizan en forma muy parecida a como se estudian las conexiones atornilladas, excepto que las longitudes unitarias de soldadura reemplazan a los sujetadores individuales en los cálculos. Como en el caso de las conexiones excéntricas atornilladas cargadas en cortante, las conexiones en cortante soldadas pueden ser analizadas por métodos elásticos o de resistencia última.

3.18.1.1 Análisis elástico

La carga sobre la ménsula que se muestra en la figura 3.44a se considera que actúa en el plano de la soldadura, es decir, en el plano de la garganta. Si se hace esta ligera aproximación, la carga será resistida por el área de la soldadura que se presenta en la figura 3.44b. Sin embargo, los cálculos se simplifican si se utiliza una dimensión unitaria para la garganta. La carga calculada se multiplica por 0.707 veces el tamaño de la soldadura para obtener la carga real.

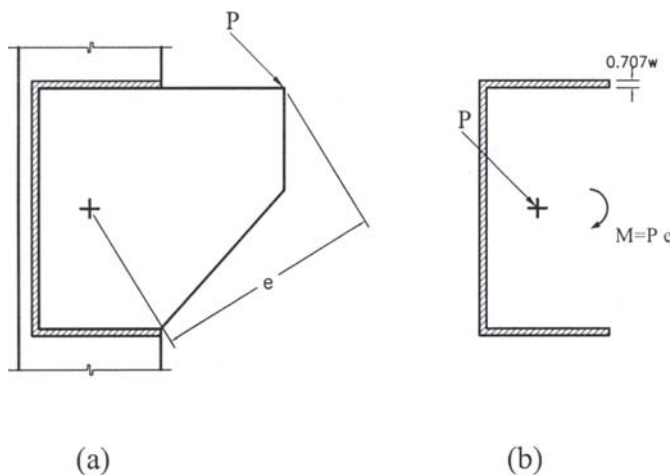


Figura 3.44

Una carga excéntrica, en el plano de la soldadura, somete a la propia soldadura a un cortante directo y a un cortante torsionante. Como todos los elementos de la soldadura resisten una porción igual de cortante directo, el esfuerzo cortante directo es:

$$f_1 = \frac{P}{L} \quad [\text{Ec 3.13}]$$

donde L es la longitud total de la soldadura y es numéricamente igual al área de cortante, porque se ha puesto un tamaño unitario de garganta. Si se emplean componentes rectangulares,

$$f_{1x} = \frac{P_x}{L} \quad [\text{Ec 3.14}]$$

y

$$f_{1y} = \frac{P_y}{L} \quad [\text{Ec 3.15}]$$

donde P_x y P_y son las componentes x y y de la carga aplicada. El esfuerzo cortante originado por el par que se encuentra con la fórmula de la torsión

$$f_2 = \frac{Md}{J} \quad [\text{Ec 3.16}]$$

donde

d = distancia del centroide del área de cortante al punto donde se está calculando el esfuerzo

J = momento polar de inercia de tal área

La figura 3.45 muestra este esfuerzo en la esquina superior derecha de la soldadura dada.

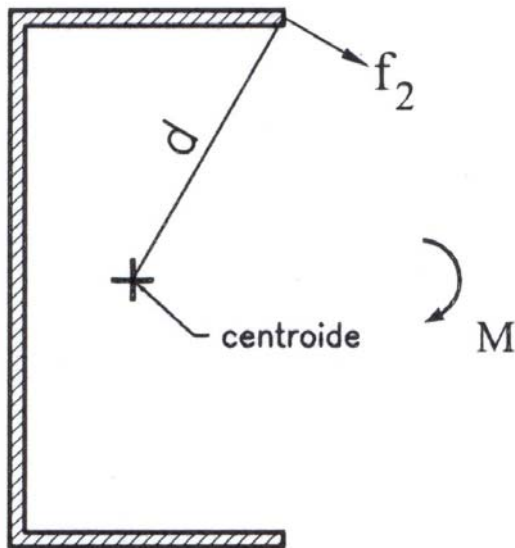


Figura 3.45

En términos de componentes rectangulares,

$$f_{2x} = \frac{M y}{J} \quad [\text{Ec 3.17}]$$

y

$$f_{2y} = \frac{M x}{J} \quad [\text{Ec 3.18}]$$

Se tiene también

$$J = \int_A r^2 dA = \int_A (x^2 + y^2) dA = \int_A x^2 dA + \int_A y^2 dA = I_y + I_x \quad [\text{Ec 3.19}]$$

donde I_x e I_y son los momentos de inercia rectangulares del área cortante. Una vez encontradas todas las componentes rectangulares, ellas pueden sumarse vectorialmente para obtener el esfuerzo cortante resultante en el punto de interés, o

$$f_v = \sqrt{(\sum f_x)^2 + (\sum f_y)^2} \quad [\text{Ec 3.20}]$$

Al igual que sucede con las conexiones atornilladas, la localización crítica para este esfuerzo resultante se determina por la inspección de las magnitudes y direcciones relativas de las componentes de los esfuerzos cortantes directo y torsionante.

Como se utiliza un ancho unitario de soldadura, los cálculos del centroide y el momento de inercia son los mismos que para una línea. En esta tesis tratamos todos los segmentos de la soldadura como segmentos de línea, que suponemos de la misma longitud que el borde de la parte conectada a la que son adyacentes. Además, despreciamos el momento de inercia de un segmento de línea respecto al eje que coincide con la línea.

EJEMPLO 3.5

Determinar el tamaño de la soldadura requerida para la conexión de la ménsula mostrada en la figura 3.46. La carga de 27 500 kg es factorizada. Se usa acero A36 para la ménsula y para la columna.

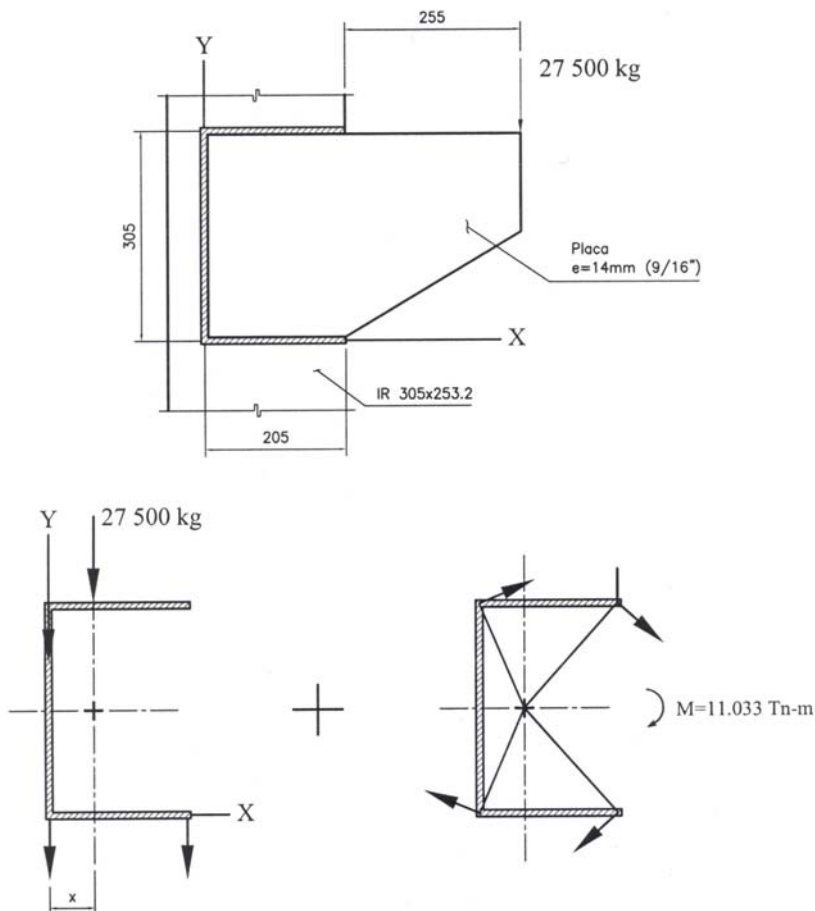


Figura 3.46

SOLUCIÓN

La carga excéntrica puede ser reemplazada por una carga concéntrica y un par, como se muestra en la figura.

El esfuerzo cortante directo, en kg/cm, es el mismo para todos los segmentos de la soldadura y es igual a:

$$f_{1y} = \frac{27\,500}{20.5 + 30.5 + 20.5} = 385 \text{ kg/cm}$$

Antes de calcular la componente torsionante del esfuerzo cortante, la localización del centroide del área cortante de la soldadura debe ser determinado. Del principio de momentos, con la suma de momentos respecto al eje y,

$$x(71.5) = 20.5(10.25)(2) = 420.25$$

$$x = 5.88 \text{ cm}$$

La excentricidad e es,

$$e = 25.5 + 20.5 - 5.88 ; \quad e = 40.12 \text{ cm}$$

El momento torsionante es,

$$M = P e = 27\,500(40.12) = 1\,103\,300 \text{ kg-cm} = 11.033 \text{ tn-m}$$

Si se desprecia el momento de inercia de cada soldadura horizontal con respecto a su propio eje centroidal, el momento de inercia del área total de la soldadura con respecto a su eje centroidal horizontal es,

$$I_x = \frac{1}{12}(1)(30.5)^3 + (2)(20.5)(15.25)^2 = 11\,900 \text{ cm}^4$$

De manera similar,

$$I_y = 2 \left[\frac{1}{12}(1)(20.5)^3 + (20.5)(10.25 - 5.88)^2 \right] + 30.5(5.88)^2 = 3\,273.4 \text{ cm}^4$$

y,

$$J = I_x + I_y = 11\,900 + 3\,273.4 = 15\,173.4 \text{ cm}^4$$

La figura 3.46 muestra las direcciones de ambas componentes de un esfuerzo en cada esquina de la conexión. Por inspección, la esquina superior derecha o la esquina inferior derecha pueden tomarse como la posición crítica.

Si se toma la esquina inferior derecha,

$$f_{2x} = \frac{M_y}{J} = \frac{1103\,300(15.25)}{15\,173.4} = 1\,109 \text{ kg/cm}$$

$$f_{2y} = \frac{M_x}{J} = \frac{1103\,300(20.5 - 5.88)}{15\,173.4} = 1\,063 \text{ kg/cm}$$

$$f_v = \sqrt{(1109)^2 + (385 + 1063)^2} = 1\,824 \text{ kg/cm}$$

Revisando la Resistencia del Metal Base.

De la Ecuación 3.4,

$$\phi R_n = \phi F_{BM} \times \text{área sometida a corte}$$

$$\phi R_n = \phi F_{BM} \times t = 0.54 F_y t = 0.54(2\,530)(1.4)$$

$$\phi R_n = 1\,913 \text{ kg/cm} > 1\,824 \text{ kg/cm} \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

De la Ecuación 3.3, la resistencia de la soldadura es,

$$\phi R_n = 0.707 w L \phi F_w$$

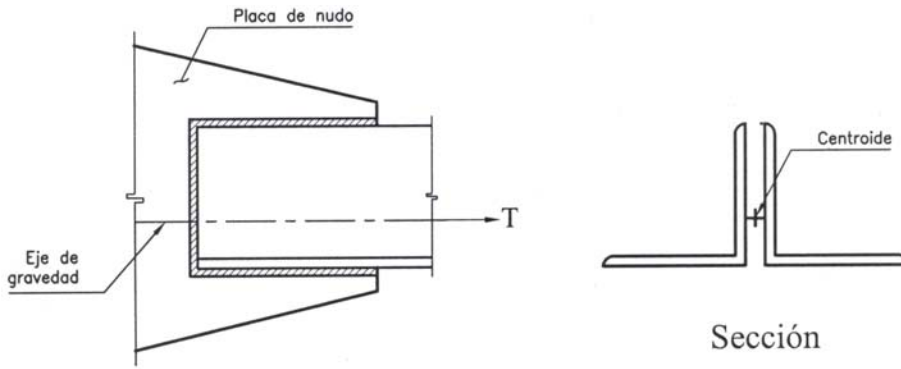
El electrodo concordante para el acero A36 es el E70XX, con $\phi F_w = 2\,215 \text{ kg/cm}^2$. El tamaño requerido de la soldadura es, por lo tanto,

$$w = \frac{\phi R_n}{0.707 L \phi F_w} = \frac{1\,824}{0.707(1)(2\,215)} = 1.165 \text{ cm}$$

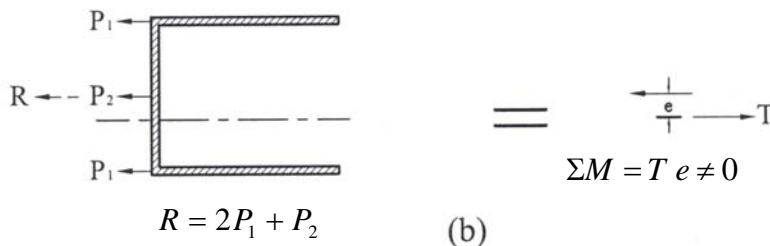
RESPUESTA.- Utilizar una soldadura de filete de $w = 13 \text{ mm}$ (1/2") y electrodos E70XX.

3.18.1.2 Norma especial para miembros cargados axialmente

Cuando un miembro estructural es cargado axialmente, el esfuerzo es uniforme sobre la sección transversal y la fuerza cortante puede considerarse que actúa a lo largo del *eje de gravedad*, que es un eje longitudinal a través del centroide. Para que el miembro esté cargado concéntricamente en sus extremos, la fuerza resistente resultante proporcionada por la conexión debe también actuar a lo largo del eje. Si el miembro tiene una sección transversal simétrica, este resultado puede lograrse al colocar las soldaduras o los tornillos de manera simétrica. Si el miembro tiene una sección transversal asimétrica, como la sección de ángulo doble de la figura 3.47, una colocación simétrica de las soldaduras o tornillos resultará en una conexión cargada excéntricamente, con un par de valor T e, tal y como se muestra en la figura 3.47b.



(a)



(b)

Figura 3.47

La sección J1.8 del AISC permite que esta excentricidad sea despreciada en los miembros estáticamente cargados. Cuando el miembro está sometido a la fatiga causada por la carga repetida o por las inversiones del esfuerzo, la excentricidad debe tomarse en cuenta o eliminarse por medio de una colocación apropiada de las soldaduras o de los tornillos (por supuesto, esta solución puede utilizarse aún si el miembro está sometido solo a las cargas estáticas). La colocación correcta puede determinarse al aplicar las ecuaciones de equilibrio por fuerzas y momentos. Para la conexión soldada que se muestra en la figura 3.48, la primera ecuación se obtiene al sumar momentos con respecto a la soldadura longitudinal inferior:

$$\sum M_{L_2} = T c - P_3 \frac{L_3}{2} - P_1 L_3 = 0 \quad [\text{Ec 3.21}]$$

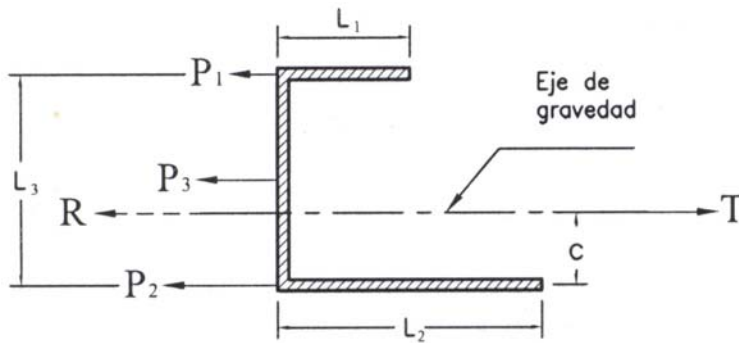


Figura 3.48

De esta ecuación puede despejarse P_1 , que es la fuerza resistente requerida en la soldadura longitudinal superior. Este valor se sustituye en la ecuación de equilibrio por fuerzas:

$$\sum F = T - P_1 - P_2 - P_3 = 0 \quad [\text{Ec 3.22}]$$

De esta ecuación se despeja P_2 , la fuerza resistente requerida en la soldadura longitudinal inferior. Para cualquier tamaño de soldadura, las longitudes L_1 y L_2 pueden, entonces, ser determinadas. Ilustramos este procedimiento, conocido como *balanceo de las soldaduras*, en el ejemplo 3.6.

EJEMPLO 3.6

Un miembro en tensión está formado por 2LD 152 x 102 x 13 (2L 6 x 4 x 1/2") con los lados largos espalda con espalda. Los ángulos están unidos a una placa de nudo de $t = 9.5 \text{ mm}$ (3/8") de espesor. Todo el acero es A36. Diseñar una conexión soldada, balanceada para eliminar la excentricidad, que resista la capacidad total por tensión del miembro.

SOLUCIÓN

La capacidad de carga del miembro con base en la sección total es,

$$\phi_t P_n = 0.90 F_y A_g = 0.90(2\,530)(61.3) = 139\,580 \text{ kg}$$

La capacidad de carga con base en la sección neta requiere un valor de U.

La longitud de la conexión aún no se conoce, por lo que U no puede calcularse con la Ecuación B3-2 del AISC. Al emplear un valor promedio de 0.85, resulta,

$$A_e = U A_g = 0.85(61.3) = 52.10 \text{ cm}^2$$

$$\phi_t P_n = 0.75 F_u A_e = 0.75(4\,080)(52.10) = 159\,426 \text{ kg} > 139\,580 \text{ kg}$$

La fluencia de la sección total es el estado límite que gobierna, por lo que $\phi_t P_n = 139\,580 \text{ kg}$

Para un ángulo, la carga por resistirse es:

$$\frac{139\,580}{2} = 69\,790 \text{ kg}$$

Para un acero A36, el electrodo apropiado es el E70XX, y,

Tamaño mínimo = 5 mm (3/16") (Tabla J2.4 del AISC)

Tamaño máximo de la soldadura = $12.7 - 1.6 = 11.1 \text{ mm}$ (AISC J2.2b)

Ensayando una soldadura de filete de $w = 8 \text{ mm}$ (5/16") y electrodos E70XX:

De la Tabla 3.4, la capacidad por cm de longitud de un electrodo E70XX es,

$$\phi R_n = 1\,253 \text{ kg/cm}$$

Capacidad del metal base por cortante,

$$\phi R_n = \phi F_{BM} \times t = 0.54 F_y t = 0.54(2\,530)(0.95) = 1\,298 \text{ kg/cm}$$

Gobierna la resistencia de la soldadura, por lo que se utiliza $\phi R_n = 1\,253 \text{ kg/cm}$

Refiriéndose a la figura 3.49, la capacidad de la soldadura a través del extremo del ángulo es:

$$P_3 = 1\,253(15.2) = 19\,045 \text{ kg}$$

$$\sum M_{L_2} = 69\,790(10.15) - 19\,045\left(\frac{15.2}{2}\right) - P_1(15.2) = 0$$

$$P_1 = \left[69\,790(10.15) - 19\,045\left(\frac{15.2}{2}\right) \right] \left(\frac{1}{15.2} \right)$$

$$P_1 = 37\,080 \text{ kg}$$

$$\sum F = 69\,790 - 37\,080 - 19\,045 - P_2 = 0$$

$$P_2 = 13\,665 \text{ kg}$$

$$L_1 = \frac{P_1}{1\,253} = \frac{37\,080}{1\,253} = 29.60 \text{ cm}$$

Usar L = 30 cm

$$L_2 = \frac{P_2}{1\,253} = \frac{13\,665}{1\,253} = 10.90 \text{ cm}$$

Usar L = 12 cm

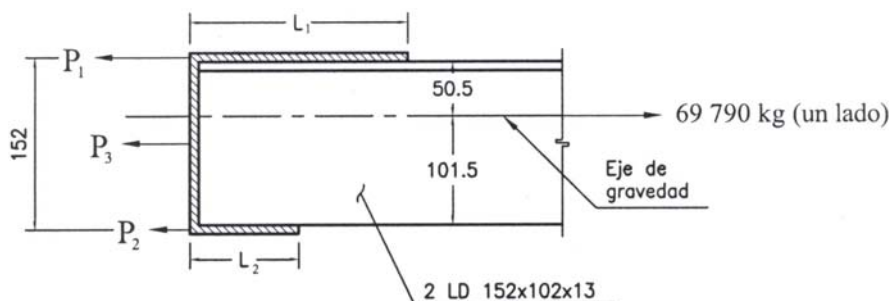


Figura 3.49

RESPUESTA.- Usar la soldadura mostrada en la figura 3.50

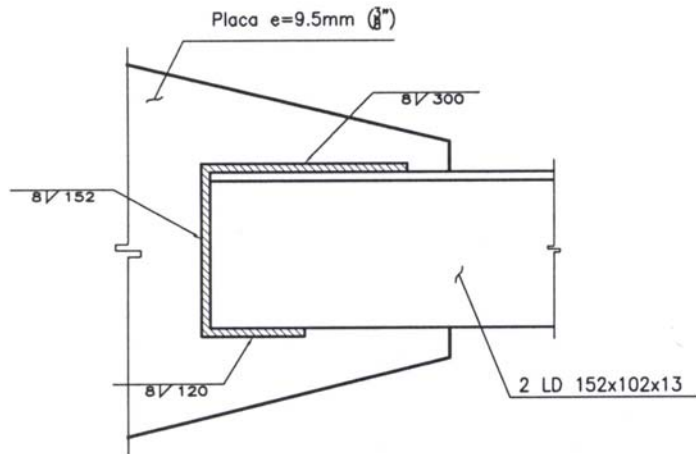


Figura 3.50

3.19 CONEXIONES EXCÉNTRICAS SOLDADAS: CORTANTE MÁS TENSIÓN

Muchas conexiones excéntricas, particularmente las conexiones de viga a columna, someten a las soldaduras a tensión más cortante. Dos de tales conexiones se ilustran en la figura 3.51.

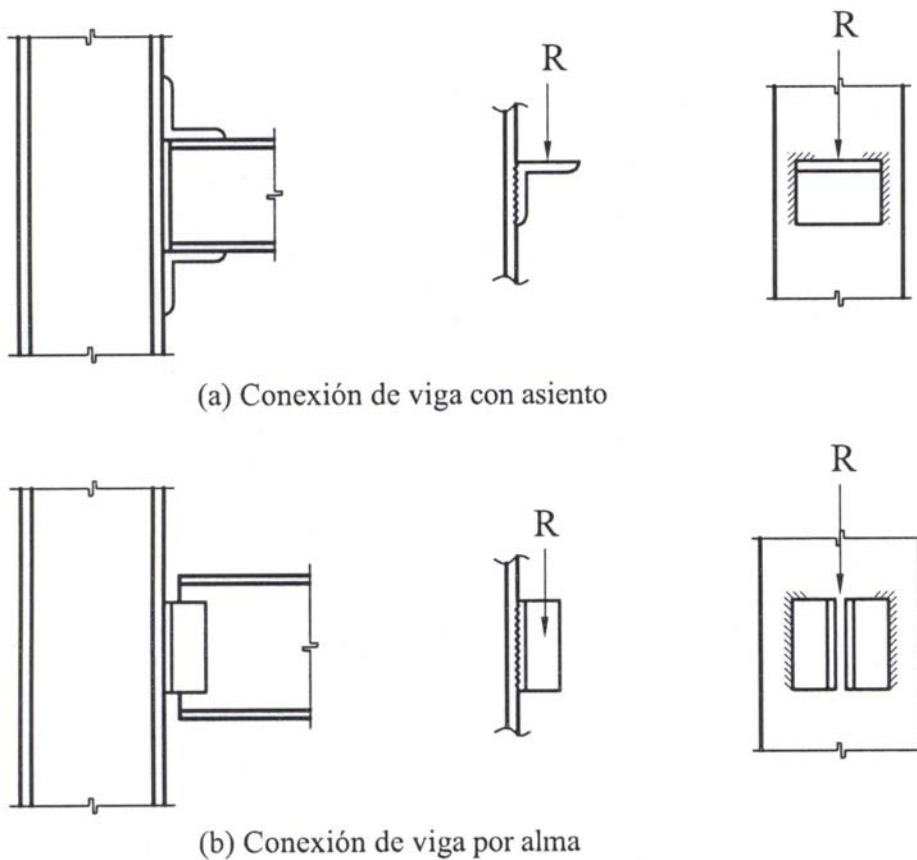


Figura 3.51

La conexión de viga con asiento consiste, principalmente, de una pequeña longitud de ángulo que sirve como "ménsula" para soportar la viga. Las soldaduras que unen este ángulo con la columna deben resistir el momento causado por la excentricidad de la reacción, así como la reacción de la viga en cortante directo. El ángulo que se conecta al patín superior, proporciona una estabilidad torsionante a la viga en su extremo y no ayuda a soportar la reacción. Éste puede unirse al alma de la viga en vez de al patín superior. Las conexiones de viga a ángulo pueden hacerse con soldaduras o con tornillos y no toman ninguna carga calculada.

La conexión de viga por alma que es muy común, somete las soldaduras verticales de ángulo a columna al mismo tipo de carga que la conexión de viga sentada. La parte de viga a ángulo de la conexión es también excéntrica, pero la carga está en el plano de cortante, por lo que no hay tensión. Tanto la conexión sentada como la viga por alma tienen sus contrapartes atornilladas.

En cada una de las conexiones analizadas, las soldaduras verticales sobre el patín de la columna están cargadas como se muestra en la figura 3.52. Al igual que en la conexión atornillada de la sección ****, la carga excéntrica P puede ser reemplazada por una carga concéntrica P y un par $M = P e$. El esfuerzo cortante es:

$$f_v = \frac{P}{A} \quad [\text{Ec 3.23}]$$

donde A es el área total de la garganta de la soldadura. El esfuerzo máximo de tensión se calcula con la fórmula de la flexión,

$$f_t = \frac{M c}{I} \quad [\text{Ec 3.24}]$$

donde I es el momento de inercia con respecto al eje centroidal del área que consiste en el área total de la garganta y c es la distancia del eje centroidal al unto más alejado del lado de la tensión. El esfuerzo máximo resultante se encuentra al sumar estas dos componentes de manera vectorial:

$$f_r = \sqrt{f_v^2 + f_t^2} \quad [\text{Ec 3.25}]$$

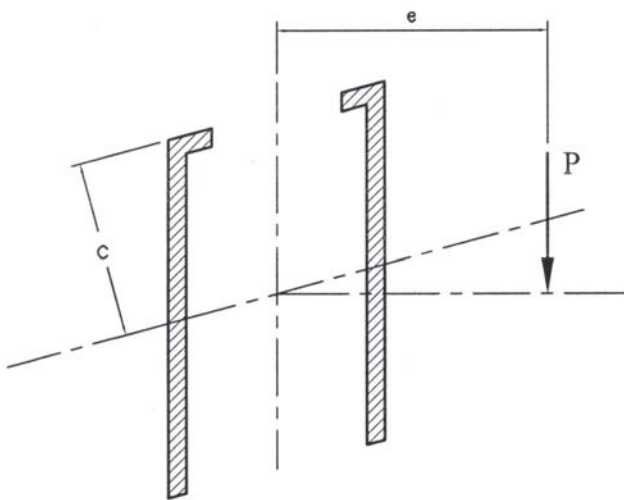


Figura 3.52

Este esfuerzo está en kg/cm^2 . Si se emplea una garganta unitaria en los cálculos, el mismo valor numérico se expresa en kg por centímetro lineal. Si f_r se obtiene de las cargas factorizadas, éste puede compararse con la resistencia de diseño de una longitud unitaria de soldadura. Aunque este procedimiento supone un comportamiento elástico, éste será conservador al utilizarse en un contexto LRFD.

EJEMPLO 3.7

Un perfil LD 152 x 102 x 13 (L 6 x 1/2") se emplea en una conexión de viga con asiento, como se muestra en la figura 3.53. El ángulo debe soportar una reacción por carga factorizada de 10 000 kg. Todo el acero es A36 y se usarán electrodos E70XX. ¿Qué tamaño de soldadura de filete se requiere para la conexión con el patín de la columna?

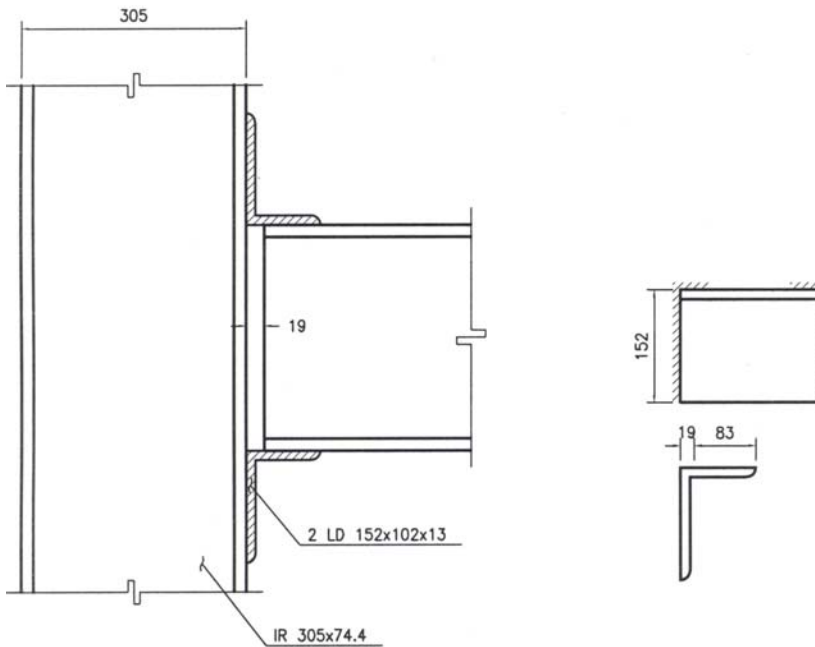


Figura 3.53

SOLUCIÓN

Igual que en los ejemplos previos de diseño, se empleará un tamaño unitario de garganta en los cálculos. Aunque se necesita un remate de extremo para una soldadura de este tipo, por simplicidad lo despreciaremos en los siguientes cálculos. En todo caso, en este momento su longitud sólo podría ser estimada ya que el tamaño de la soldadura no ha sido aún determinada.

Debido a la holgura de 19 mm de la viga, ésta última está soportada por 83 mm de los 102 mm del lado en voladizo del ángulo. Si se supone que la reacción actúa por el centro de esta longitud de contacto, la excentricidad de la reacción con respecto a la soldadura es:

$$e = 19 + \frac{83}{2} = 60.5 \text{ mm}$$

y el incremento es:

$$M = P e = 10\,000(6.05) = 60\,500 \text{ kg}$$

Para la configuración supuesta de la soldadura en la figura 3.54

$$I = \frac{2(1)(15.2)^3}{12} = 585.3 \text{ cm}^4$$

$$c = \frac{15.2}{2} = 7.6 \text{ cm}$$

$$f_t = \frac{M c}{I} = \frac{60\,500(7.6)}{585.3} = 785.6 \text{ kg/cm}$$

$$f_v = \frac{P}{A} = \frac{10\,000}{2(1)(15.2)} = 329 \text{ kg/cm}$$

$$f_r = \sqrt{f_t^2 + f_v^2} = \sqrt{(785.6)^2 + (329)^2} = 851.7 \text{ kg/cm}$$

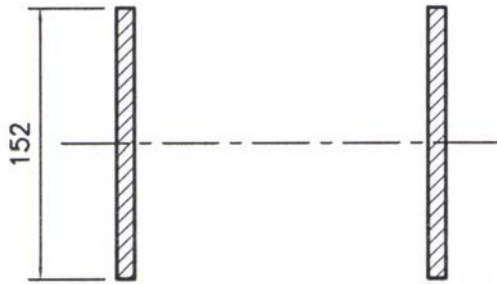


FIGURA 3.54

El tamaño w requerido de soldadura puede encontrarse al igualar f_r a la capacidad de la soldadura por cm de longitud:

$$f_r = 0.707 w (\phi F_w)$$

$$851.7 = 0.707 w (2\,215) \quad ; \quad w = 0.54 \text{ cm} = 5.4 \text{ mm}$$

De la Tabla J2.4 del AISC,

Tamaño mínimo de soldadura = 6.35 mm (con base en el espesor de 16.3 mm del patín de la columna)

De la Sección J2.2b del AISC,

$$\text{Tamaño máximo de soldadura} = 12.7 - 1.6 = 11.1 \text{ mm}$$

Revisando la Capacidad por Cortante del metal base:

$$\text{Esfuerzo cortante directo aplicado} = f_v = 329 \text{ kg/cm}$$

Capacidad por cortante del lado del ángulo

$$\phi R_n = \phi F_{BM} \times t = 0.54 F_y t$$

$$\phi R_n = 0.54(2\,530)(1.27) = 1\,735 \text{ kg/cm} > 329 \text{ kg/cm} \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

RESPUESTA.- Utilizar una soldadura de filete de $w = 6.35 \text{ mm}$ ($1/4''$) y electrodos E70XX.

EJEMPLO 3.8

En la figura 3.55 se muestra una conexión de viga por medio de dos ángulos soldados. Los ángulos son LD 102 x 76 x 13 y la columna es un perfil IR 305 x 106.9. Todo el acero es A36 y las soldaduras son de filete de $w = 9.5 \text{ mm}$ hechas con electrodos E70XX. Determinar la reacción máxima por carga factorizada de la viga, limitada por las soldaduras en el patín de la columna.

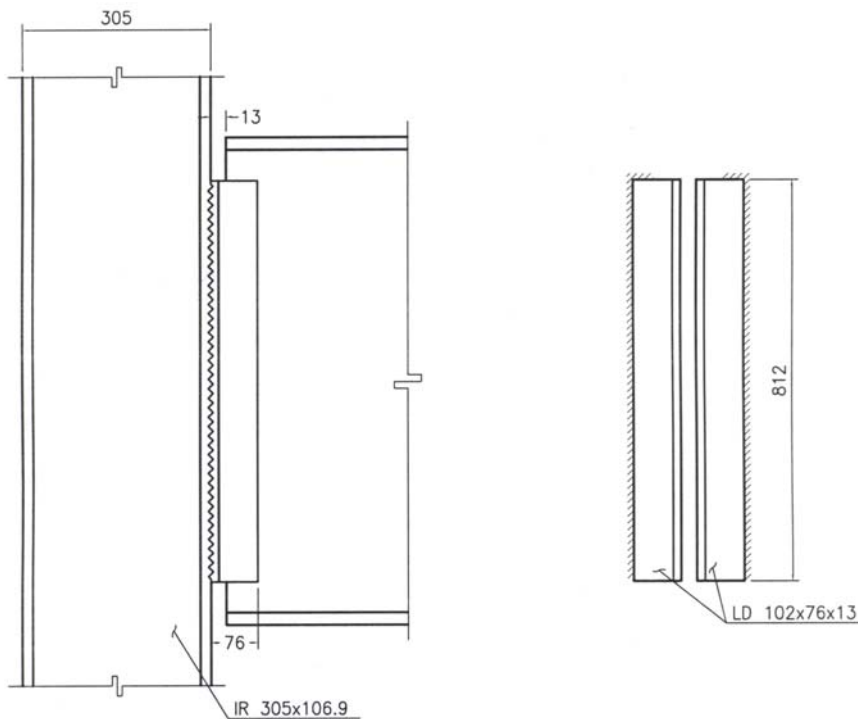


Figura 3.55

SOLUCIÓN

La reacción de la viga se supondrá que actúa por el centro de gravedad de la conexión a los ángulos. La excentricidad de la carga con respecto a las soldaduras en el patín de la columna será, por lo tanto, la distancia de este centro de gravedad al patín de la columna. Para un tamaño unitario de garganta y la soldadura que se muestra en la figura 3.56a.

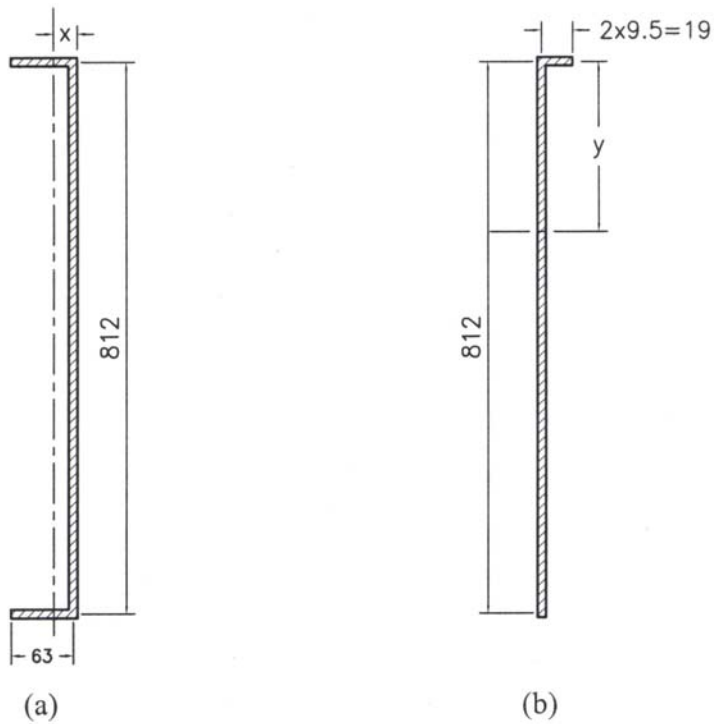


Figura 3.56

$$x = \frac{2(63)(31.5)}{812 + 2(63)} = 4.23 \text{ mm} = 0.42 \text{ cm}$$

$$e = 7.6 - 0.42 = 7.18 \text{ cm}$$

El momento sobre las soldaduras en el patín de la columna es:

$$M = R e = 7.18R \text{ kg} - \text{cm}$$

donde R es la reacción de la viga en kg.

De las dimensiones que se dan en la figura 3.56b, las propiedades de las soldaduras en el patín de la columna son:

$$y = \frac{812(406)}{812 + 19} = 397 \text{ mm} = 39.7 \text{ cm}$$

$$I = \frac{(1)(81.2)^3}{12} + 81.2(40.6 - 39.7)^2 + 1.9(39.7)^2 = 47\,676 \text{ cm}^4$$

Para las dos soldaduras

$$I = 2(47\,676) = 95\,352 \text{ cm}^4$$

$$f_t = \frac{M c}{I} = \frac{7.18R(39.7)}{95\,352} = 0.002989R \quad \text{kg/cm}$$

$$f_v = \frac{R}{A} = \frac{R}{2(81.2 + 1.9)} = 0.006017R \quad \text{kg/cm}$$

$$f_r = \sqrt{(0.002989R)^2 + (0.006017R)^2} = 0.006719R$$

Haciendo $0.006719R = 0.707 w(\phi F_w)$

Despejando R,

$$R = \frac{0.707(0.95)(2\,215)}{0.006719} = 221\,418 \text{ kg}$$

Revisando la capacidad por cortante del metal base (Gobierna el espesor del ángulo):

$$\phi R_n = \phi F_{BM} x t = 0.54 F_y t = (0.54)(2\,530)(1.27) = 1\,735 \text{ kg/cm}$$

El cortante directo que debe resistirse es:

$$\frac{221\,418}{2(81.2 + 1.9)} = 1332 \text{ kg/cm} < 1735 \text{ kg/cm} \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

RESPUESTA.- La máxima reacción de la viga por carga factorizada = 221 418 kg

4.0 CONEXIONES A MOMENTO

En todas las conexiones de viga a columna y de viga a viga, hay en algún grado cierta restricción por momento, aún en las conexiones diseñadas como simples o libres de momento. Por una parte, es imposible construir una articulación perfectamente libre de fricción y la mayoría de las conexiones diseñadas para estar libre de momento, fallan en alcanzar tal condición. Por otra parte es también difícil fabricar una junta perfectamente rígida que sea capaz de transmitir el 100% de la capacidad por momento de un miembro a otro. Aunque las conexiones de viga con ángulo o de asiento mostradas en la Figura 3.51 podrían parecer algo rígidas, ellas transmitirán, en realidad, muy poco momento si los ángulos de la conexión son lo suficientemente flexibles. Como se indicó antes, la excentricidad de la carga con respecto a los tornillos o a las soldaduras es muy pequeña y, por lo regular, se desprecia.

Las Especificaciones AISC definen dos clases de construcción en la Sección A2 sobre “Tipos de Construcción”.

Tipo FR – Totalmente restringida (estructuración rígida o continua). Este tipo de estructura tiene juntas resistentes a momento, capaces de transmitir cualquier momento que el miembro pueda resistir, sin rotación relativa de los miembros que se pueden unir en la junta. Este tipo de construcción es autorizado sin restricciones. Si el marco se diseña como marco rígido, las conexiones deben diseñarse de manera correspondiente, es decir, como conexiones por momento.

Tipo PR – Parcialmente restringida (estructuración semirrígida). En este tipo de construcción el marco se diseña con base en una cantidad conocida de restricción, intermedia entre simple y rígida, en cada junta. En general, la restricción del momento será del orden de entre 20% y 90% de la capacidad por momento del miembro. La principal desventaja de este tipo de estructuración es el requisito de un análisis estructural riguroso que tome en cuenta esta restricción parcial de las juntas. Implícito en este requisito, está la necesidad de contar con las curvas de momento-rotación para las conexiones.

Si se desprecia la restricción parcial, las vigas pueden tratarse como simplemente apoyadas sin resistencia por momento en las juntas. Las conexiones de vigas enmarcadas o conexiones de viga por alma y con asiento, mencionadas con anterioridad, Caen en esta clasificación. En general, las conexiones que transmiten menos del 20% de la capacidad del miembro se consideran simples. Los soportes de vigas diseñados de esta manera se llaman a veces, conexiones por cortante, ya que solo es transmitida la reacción o la fuerza cortante de extremo.

Los marcos con conexiones de cortante deben arriostrarse en el plano del marco, porque no se tiene “acción de marco” que proporcione una estabilidad lateral. Este arriostramiento toma varias formas: miembros de arriostramiento diagonal, muros de cortante o soporte lateral de una estructura adyacente. Los momentos que resultan de las cargas laterales (usualmente por viento o sismo) también son tomados en cuenta en el diseño de las conexiones seleccionadas de viga a columna. En este enfoque, se supone que la conexión actúa como una conexión simple al resistir las cargas muertas y vivas (cargas de gravedad) y como una conexión por momento con capacidad limitada para resistir los momentos por viento. La conexión será, en realidad, una conexión parcialmente restringida independientemente de la carga. Si la viga se diseña como si estuviera simplemente soportada, el momento máximo por carga de gravedad estará sobreestimado y la viga quedará algo sobrediseñada. Sin embargo, en muchos casos los momentos por viento serán pequeños y el sobrediseño será pequeño. Si se emplea este concepto de estructuración simple, las Especificaciones requieren que se cumplan con las siguientes condiciones:

1. Aunque las vigas (o trabes) no estén simplemente apoyadas, ellas deben ser capaces de soportar las cargas de gravedad como si ellas lo estuvieran.
2. las conexiones y los miembros conectados (vigas y columnas) deben ser capaces de resistir los momentos por viento.

3. las conexiones deben tener suficiente capacidad rotacional inelástica para que los sujetadores o las soldaduras no queden sobrecargadas bajo la acción combinada de las cargas de gravedad y viento.

En esta tesis consideraremos solo dos tipos de conexiones: *las simples*, diseñadas por cargas de gravedad (con estabilidad lateral del marco proporcionada por un sistema de arriostramiento) y *las rígidas*, diseñadas para más del 90% de la capacidad por momento de la viga. Ya hemos considerado conexiones simples de vigas en el análisis de las conexiones enmarcadas y de asiento; veremos ahora las conexiones rígidas.

En la Figura 4.1 están ilustrados varios ejemplos de conexiones por momento que por lo regular se utilizan. Como regla general, la mayor parte del momento transmitido es a través de los patines de la viga y la mayor parte de la capacidad por momento se desarrolla ahí. La conexión en la Figura 4.1a tipifica este concepto. La placa que conecta el alma de la viga a la columna es soldada en taller a la columna y atornillada en campo a la viga. Con este arreglo, la viga se mantiene de forma conveniente en posición, de manera que los patines puedan ser soldados en campo a la columna. La conexión de placa se diseña para resistir solo cortante y ella se encarga de tomar la reacción de la viga. Las soldaduras de ranura de penetración completa conectan los patines de la viga a la columna y pueden transmitir un momento igual a la capacidad por momento de los patines de la viga. Esto constituye la mayor parte de la capacidad por momento de la viga, pero una pequeña cantidad de restricción será también proporcionada por la conexión de la placa (debido al endurecimiento por deformación, la capacidad por momento plástico total de la viga puede, en realidad, desarrollarse a través de los patines). Para hacer la conexión por patín, se requiere que una pequeña porción del alma de la viga se remueva y se use una "barra de respaldo" en cada patín para permitir que toda la soldadura se deposite desde la parte superior. Cuando las soldaduras de los patines se enfrían, ellas se contraen, típicamente 3 mm (1/8"). El desplazamiento longitudinal resultante puede tomarse en cuenta al emplear agujeros ovalados para los tornillos y apretándolos después de que las soldaduras se han enfriado. Este tipo de conexión también utiliza atiesadores en la columna, los que no son siempre requeridos.

La conexión por momento de la Figura 4.1a, también ilustra una práctica recomendada para el diseño de conexiones: siempre que sea posible, la soldadura debe hacerse en el taller de fabricación y el atornillado tendrá que hacerse en campo. La soldadura de taller es menos cara y puede controlarse, de mejor manera su calidad.

En la mayoría de las conexiones por momento de viga a columna, los miembros son parte de un marco plano y se orientan como se muestra en la Figura 4.1a, es decir, con las almas en el plano del marco de manera que la flexión de cada miembro es con respecto a su eje mayor. Cuando una viga debe conectarse al alma de una columna en vez de a su patín (por ejemplo, en un marco espacial) puede emplearse una conexión como la que se muestra en la Figura 4.1b. Esta conexión es similar a la que se presenta en la Figura 4.1a, pero requiere el uso de atiesadores de la columna para hacer las conexiones a los patines de la viga.

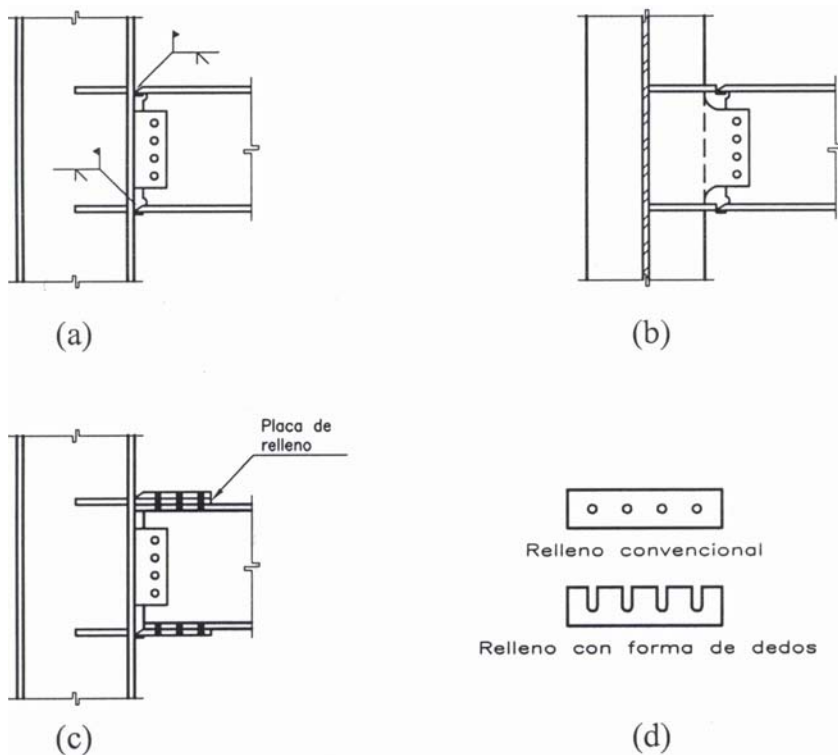


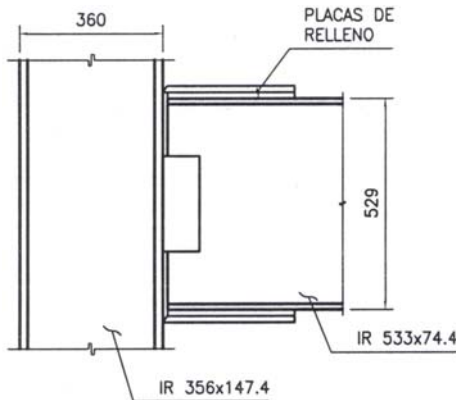
Figura 4.1

Aunque la conexión mostrada en la figura 4.1a es simple en concepto, su ejecución requiere de tolerancias estrechas. Si la viga es más corta que lo anticipado, la abertura entre la columna y el patín de la viga puede causar dificultades durante el proceso de soldado, incluso si se emplea una barra de respaldo. La conexión de tres placas que se muestra en la Figura 4.1c, no tiene esta desventaja y posee la ventaja adicional de ser completamente atornillada en campo. Las placas de los patines y la placa de alma son soldadas en taller al patín de la columna y atornilladas en campo a la viga. Para tomar en cuenta las variaciones en el peralte de la viga, la distancia entre las placas de los patines se hace mayor que el peralte nominal de la viga, por lo regular, alrededor de 9.5 mm (3/8"). Esta abertura se llena en el patín superior durante el montaje con *placas de relleno*, que son las placas delgadas de acero utilizadas para lograr el ajuste en las juntas. Las placas de relleno son de dos tipos: convencionales o de "dedos"; estas últimas se insertan después de que los tornillos están en posición, como se muestra en la Figura 4.1d. En las zonas sísmicas, la conexión que se presenta en la figura 4.1a requiere de procedimientos especiales de diseño (FEMA 1995).

El ejemplo 4.1 ilustra el diseño de una conexión por momento a base de tres placas, y se incluyen los requisitos de los elementos de conexión, que son dados por la Sección J5 del AISC (Elementos de conexión).

EJEMPLO 4.1

Diseñar una conexión resistente a momento a base de tres placas del tipo que se muestra en la figura 4.2 para conectar una viga IR 533 x 74.4 la patín de una columna IR 356 x 147.4. Suponer una holgura para la viga de 13 mm. Un análisis estructural del marco muestra que la conexión debe transmitir un momento por carga factorizada de 28.5 tn-m y una fuerza cortante factorizada de 15 tn. Todas las placas deben soldarse en taller a la columna con electrodos E70XX y atornillarse en campo a la viga con tornillos A325 tipo aplastamiento. Todo el acero será A36.

**PROPIEDADES DE LAS SECCIONES**

IR 356 x 147.4	IR 533 x 74.4
$d = 360 \text{ mm}$	$d = 529 \text{ mm}$
$t_w = 12.3 \text{ mm}$	$t_w = 9.7 \text{ mm}$
$b_f = 370 \text{ mm}$	$b_f = 166 \text{ mm}$
$t_f = 19.8 \text{ mm}$	$t_f = 13.6 \text{ mm}$
$k = 37 \text{ mm}$	$k = 33 \text{ mm}$

Figura 4.2**SOLUCIÓN**

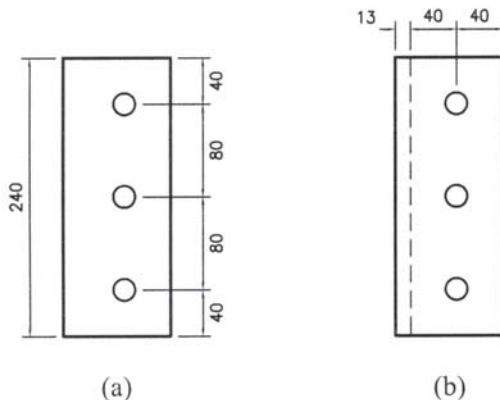
Para la placa del alma (despreciando la excentricidad), ensayar con tornillos de $\phi = 19 \text{ mm}$. Suponer que las roscas están en el plano de corte. La capacidad por cortante de un tornillo es

$$\phi R_n = 7\,265 \text{ kg} \quad (\text{Tabla 2.9})$$

$$\text{Número de tornillos requeridos} = \frac{15\,000}{7\,265} = 2.06$$

Ensayar con 3 tornillos y determinar el espesor requerido de la placa por aplastamiento. Utilizar la separación y la distancia al borde que se muestra en la figura 4.3a y un diámetro de agujero de,

$$h = d + 1.6 \text{ mm} = 19 + 1.6 = 20.6 \text{ mm}$$

**Figura 4.3**

Para el agujero más cercano al borde

$$L_c = L_e - \frac{h}{2} = 40 - \frac{21}{2} = 29.5 \text{ mm}$$

$$2d = 2(19) = 38 \text{ mm}$$

$$L_c < 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (1.2 L_c t F_u) = 0.75[(1.2)(29.5)(t)(4080)] = 10905.84 t \text{ kg/tor}$$

Para los otros agujeros,

$$L_c = s - h = 80 - 20.6 = 59.4 \text{ mm}$$

$$L_c > 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (2.4 d t F_u) = 0.75[(2.4)(19)(t)(4080)] = 13953.6 t \text{ kg/tor}$$

Para encontrar el espesor requerido, igualar la resistencia total por aplastamiento a la carga aplicada:

$$10905.84 t + 2(13953.6 t) = 15000 \text{ kg}$$

$$38813.04 t = 15000 \text{ kg}$$

$$t = 0.386 \text{ cm} = 3.8 \text{ mm}$$

Para el alma de la viga, $t_w = 9.7 \text{ mm} > 3.8 \text{ mm}$

(SATISFACTORIO)

Para determinar el espesor requerido de la placa por cortante, considerar una sección vertical a través de la placa. De la Sección J5 de AISC, "Elementos de Conexión",

$$\phi R_n = 0.90[0.60 A_g F_y] \quad [\text{Ec 4.1 o LRFD J5-3}]$$

$$15000 = 0.90[(0.60)(24 t)(2530)]$$

$$15000 = 32788.8 t$$

$$t = 0.457 \text{ cm} = 4.57 \text{ mm} \quad (\text{GOBIERNA})$$

Usar $t = 6.35 \text{ mm}$ (1/4")

Para la conexión de la placa de cortante al patín de la columna, el tamaño mínimo de filete de soldadura es de 6 mm (con base en la parte conectada de mayor grosor, el mínimo es de 8 mm 85/16"), pero no tiene que ser mayor que el espesor de la parte más delgada). Entonces, la capacidad por cm de soldadura de 6 mm E70XX es,

$$\phi R_n = 940 \text{ kg/cm} \quad (\text{Tabla 3.4})$$

La capacidad por cortante del metal base es:

$$t\phi F_{BM} = t(0.54 F_y) = 0.635(0.54)(2\,530) = 54 \text{ kg/cm} \quad (\text{GOBIERNA})$$

Por lo tanto, la longitud requerida del filete de soldadura de 6 mm es,}

$$\frac{15\,000}{867.54} = 17.29 \text{ cm}$$

Una soldadura continua por un lado de la placa será suficiente, pero regularmente se suelda por los dos lados, y eso haremos aquí.

El ancho mínimo de la placa se puede determinar al considerar las distancias a los bordes. La carga por resistir (reacción de la viga) es vertical, por lo que la distancia horizontal al borde tiene que ajustarse solo a los requisitos de la distancia libre de la Tabla 2.2 (Tabla J3.4 del AISC). Si suponemos un borde cortado con soplete, la distancia mínima al borde es de 32 mm (1 1/4").

Con una holgura de la viga de 13 mm y con las distancias a bordes de 40 mm, como se muestra en la figura 3b, el ancho de la placa es:

$$13 + 40 + 40 = 93 \text{ mm} \quad ; \quad \text{Usar una placa de } 93 \times 6.35$$

Para las placas en los patines, encontrar la fuerza en la interfaz entre el patín de la viga y la placa. De la figura 4.4.

$$M = H d \quad \text{y} \quad H = \frac{M}{d} = \frac{28.5 \times 10^5}{52.9} = 53\,875 \text{ kg}$$

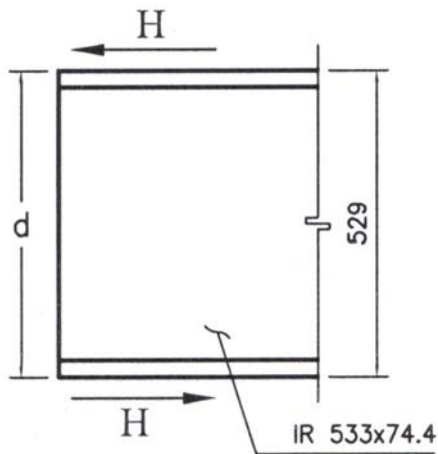


Figura 4.4

Ensayando con tornillos A325 de 3/4" (como se eligieron tornillos de 3/4" de diámetro para la conexión por cortante, se ensayará el mismo tamaño aquí). Si el cortante en los tornillos gobierna, el número requerido de tornillos es:

$$N = \frac{53875}{7265} = 7.42 \quad ; \quad \text{Usar 8 tornillos (4 pares)}$$

Utilizando la distancia a bordes de 40 mm, separaciones de 80 mm, determinar el espesor mínimo requerido para la placa por aplastamiento. Emplear un diámetro de agujero de,

$$h = d + 1.6 \text{ mm} = 19 + 1.6 = 20.6 \text{ mm}$$

Para el agujero más cercano al borde

$$L_c = L_e - \frac{h}{2} = 40 - \frac{20.6}{2} = 29.7 \text{ mm}$$

$$2d = 2(19) = 38 \text{ mm}$$

$$L_c < 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (1.2 L_c t F_u) = 0.75[(1.2)(29.7)(t)(4080)] = 10905.84 t \text{ kg/tor}$$

Para los otros agujeros,

$$L_c = s - h = 80 - 20.6 = 59.4 \text{ mm}$$

$$L_c > 2d$$

$$\therefore \phi R_n = \phi (2.4 d t F_u) = 0.75[(2.4)(19)(t)(4080)] = 13953.6 t \text{ kg/tor}$$

Para encontrar el espesor requerido, igualar la resistencia total por aplastamiento a la carga aplicada:

$$2(10905.84 t) + 6(13953.6 t) = 53875 \text{ kg}$$

$$105533.28 t = 53875 \text{ kg}$$

$$t = 0.51 \text{ cm} = 5.1 \text{ mm}$$

Ambas placas de patines serán diseñadas como los elementos conectados en tensión (aunque una de las placas estará en compresión, los detalles de la conexión evitan cualquier problema de estabilidad). La sección transversal mínima requerida por tensión sobre las áreas total y neta, serán ahora determinadas.

De la Ecuación J5.1 del AISC,

$$\phi R_n = 0.90 A_g F_y$$

$$A_{g \text{ requerida}} = \frac{\phi R_n}{0.90 F_y} = \frac{H}{0.90 F_y} = \frac{53875}{0.90(2530)} = 23.66 \text{ cm}^2$$

De la Ecuación J5.2 del AISC

$$\phi R_n = 0.75 A_n F_u$$

$$A_{n \text{ requerida}} = \frac{\phi R_n}{0.90 F_u} = \frac{H}{0.90 F_u} = \frac{53\,875}{0.75(4\,080)} = 17.61 \text{ cm}^2$$

Ensayar con un ancho de placa $w_g = 166 \text{ mm}$ (igual al ancho del patín de la viga). Calcular el espesor necesario para satisfacer el requisito de área total,

$$A_g = 16.6 t = 23.66 \text{ cm}^2 \quad ; \quad t = 1.43 \text{ cm}$$

Calcular el espesor necesario para satisfacer el requisito de área neta.

$$A_n = t w_n = t (w_g - \Sigma d_{\text{agujero}}) = t [16.6 - 2(2.22)] = 12.16 t$$

Haciendo,

$$12.16 t = 17.61 \text{ cm}^2 \quad ; \quad t = 1.45 \text{ cm} \quad (\text{GOBIERNA})$$

Este espesor también es mayor que el requerido por el aplastamiento, por lo que será el espesor mínimo aceptable.

Ensayar con una barra de 16.6×16 (5/8"). Esta placa es un elemento de conexión en tensión, por lo que su área neta no puede exceder de $0.85 A_g$ en los cálculos (AISC J5.2):

$$A_n = 1.6 [16.6 - 2(2.22)] = 19.456 \text{ cm}^2$$

$$0.85 A_g = 0.85(1.6)(16.6) = 22.576 \text{ cm}^2 > 19.456 \text{ cm}^2 \quad ; \quad \text{Usar una barra de } 16.6 \times 1.6 \text{ cm}$$

Parte del área del patín de la viga se perderá debido a los agujeros para los tornillos y la capacidad por momento se reducirá. La Sección B10 del AISC permite que esta reducción se desprecie cuando,

$$0.75 F_u A_{fn} \geq 0.9 F_y A_{fg} \quad [\text{Ec B10 AISC}]$$

Donde,

$$A_{fg} = \text{área total del patín de la viga} = b_f t_f = 16.6 \times 1.36 = 22.576 \text{ cm}^2$$

$$A_{fn} = \text{área neta del patín de la viga}$$

$$A_{fn} = t_f (b_f - \Sigma d_h) = 1.36 [16.6 - 2(2.22)] = 16.54 \text{ cm}^2$$

La evaluación de la Ecuación B10-1 del AISC da,

$$0.75 F_u A_{fn} = 0.75(4\,080)(16.54) = 50\,612.4 \text{ kg}$$

$$0.9 F_y A_{fg} = 0.90(2\,530)(22.576) = 51\,405.55 \text{ kg} > 50\,612.4 \text{ kg}$$

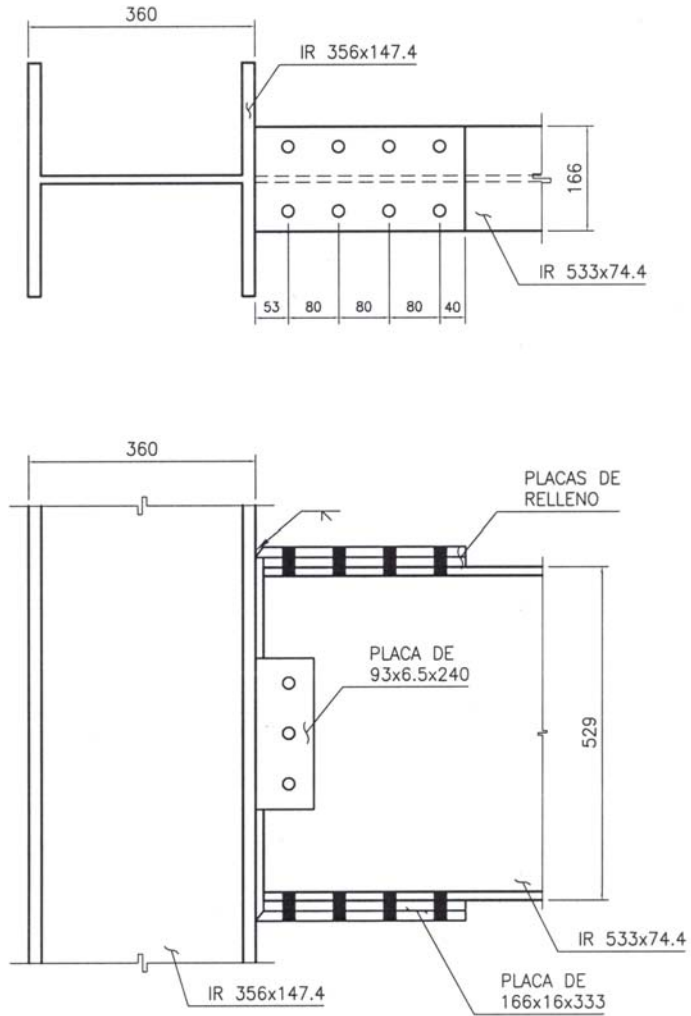
Como la Ecuación B10 del AISC no se satisface, la resistencia por flexión deberá basarse en un área efectiva del patín de

$$A_{fe} = \frac{5 F_u}{6 F_y} A_{fn} \quad [\text{Ec B10-3 del AISC}]$$

$$A_{fe} = \frac{5}{6} \left[\frac{4\,080}{2\,530} \right] (16.54) = 22.23 \text{ cm}^2$$

Esta área no difiere de forma considerable del área real total del patín de 22.576 cm², por lo que la resistencia por flexión no será modificada.

RESPUESTA.- Usar una conexión como la que se muestra en la figura 4.5

**Figura 4.5**

La figura 4.5 también muestra el símbolo para una soldadura de ranura en bisel, usada aquí para la conexión de la placa del patín de la viga a la columna.

4.1 ATIESADORES DE COLUMNAS Y OTROS REFUERZOS

La mayor parte del momento transmitido de la viga a la columna en una conexión rígida toma la forma de un par que consiste en las fuerzas de tensión y compresión en los patines de la viga. La aplicación de esas, relativamente, enormes grandes fuerzas concentradas puede requerir el refuerzo de la columna. Por momento negativo, como es el caso con la carga de gravedad, esas fuerzas están dirigidas como se muestra en la Figura 4.6, con el patín superior de la viga transmitiendo una fuerza de compresión.

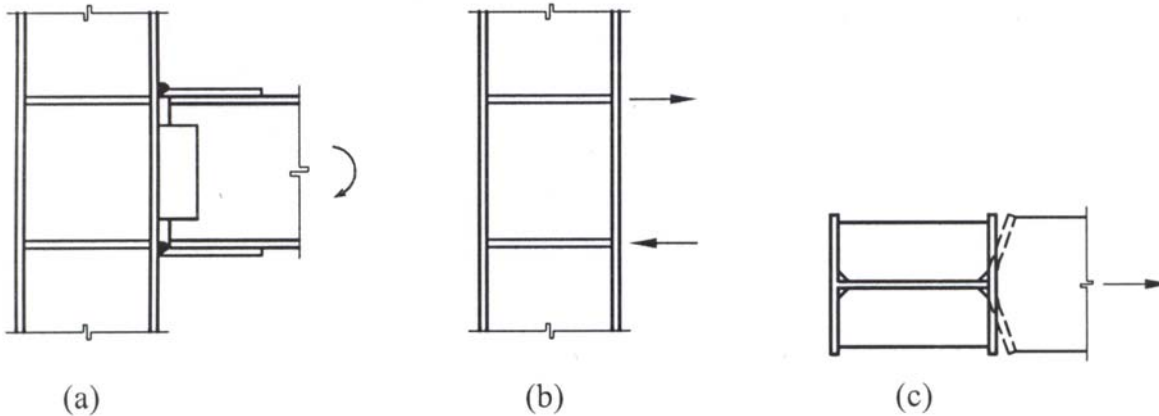


Figura 4.6

Ambas fuerzas son transmitidas al alma de la columna; de las dos fuerzas, la de compresión resulta más crítica debido al problema de la estabilidad. La carga de tensión en la parte superior distorsiona el patín de la columna (que se presenta de forma exagerada en la Figura 4.6c), al generar una carga adicional sobre la soldadura que conecta el patín de la viga al patín de la columna. Un atiesador del tipo mostrado proporciona un anclaje al patín de la columna. Es claro que este atiesador debe soldarse al alma y al patín. Si el momento aplicado nunca cambia de sentido, el atiesador que resiste la carga de compresión (el atiesador inferior en esta figura) puede ajustarse para que quede apoyado sobre el patín sin tener que ser soldado a éste.

4.1.1 Requisitos de las Especificaciones AISC

Los requisitos del AISC para el refuerzo de las almas de columnas se ven en el Capítulo K sobre las "Fuerzas concentradas". La mayor parte de estas normas se basan en los análisis teóricos que han sido modificados para ajustarse a los resultados de las pruebas. Si la carga factorizada aplicada, que es transmitida por el patín de la viga o la placa de patín, excede la resistencia de diseño ϕR_n para cualquiera de los estado límite considerados, deberán usarse atiesadores.

Para evitar una falla por **flexión local del patín de la columna**, la carga de tensión del patín de la viga no debe exceder

$$\phi R_n = \phi(6.25 t_f^2 F_{yf}) \quad [\text{Ec 4.1 o LRFD K1-1}]$$

donde:

$$\phi = 0.90$$

t_f = espesor del patín de la columna

F_{yf} = esfuerzo de fluencia del patín de la columna

Para el estado límite de **fluencia local del alma** en compresión,

$$\phi R_n = \phi \left[(5k + N) F_{yw} t_w \right] \quad [\text{Ec 4.2 o LRFD K1-2}]$$

o, cuando se aplica la carga a una distancia del extremo del miembro igual al peralte de éste,

$$\phi R_n = \phi \left[(2.5k + N) F_{yw} t_w \right] \quad [\text{Ec 4.3 o LRFD K1-3}]$$

donde:

$$\phi = 1.0$$

k = distancia de la superficie exterior del patín de la columna a la punta del filete en el alma

N = longitud de carga aplicada = espesor del patín de la viga o placa del patín

F_{yw} = esfuerzo de fluencia del alma a la columna

t_w = espesor del alma de la columna

Para impedir el **aplastamiento del alma** cuando la carga de compresión se transmite a un solo patín, como en el caso de una columna exterior con una viga conectada por un solo lado, la carga aplicada no debe exceder la resistencia de diseño dada por una de las siguientes ecuaciones.

Cuando la carga se aplica a una distancia de por lo menos $d/2$ del extremo de la columna,

- a) Cuando la fuerza de compresión concentrada a resistir sea aplicada a una distancia a partir del extremo del miembro mayor o igual que $d/2$.

$$\phi R_n = \phi 0.80 t_w^2 \left[1 + 3 \left(\frac{N}{d} \right) \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^{1.5} \right] \sqrt{\frac{E F_{yw} t_f}{t_w}} \quad [\text{Ec 4.4 o LRFD K1-4}]$$

- b) Cuando la fuerza de compresión concentrada a resistir sea aplicada a una distancia a partir del extremo del miembro menor o igual que $d/2$.

para $\frac{N}{d} \leq 0.2$

$$\phi R_n = \phi 0.40 t_w^2 \left[1 + 3 \left(\frac{N}{d} \right) \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^{1.5} \right] \sqrt{\frac{E F_{yw} t_f}{t_w}}, \quad [\text{Ec 4.5 o LRFD K1-5a}]$$

para $\frac{N}{d} > 0.2$

$$\phi R_n = \phi 0.40 t_w^2 \left[1 + \left(4 \frac{N}{d} - 0.2 \right) \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^{1.5} \right] \sqrt{\frac{E F_{yw} t_f}{t_w}}, \quad [\text{Ec 4.6 o LRFD K1-5b}]$$

donde:

$$\phi = 0.75$$

d = peralte total de la columna

Cuando se requieran atiesadores transversales deberán estar apoyados o estar soldados al patín cargado para desarrollar la fuerza transmitida a los atiesadores. La soldadura que conecta a los atiesadores transversales con el alma deberá ser diseñada para transmitir la fuerza desequilibrada del atiesador al alma.

El **pandeo por compresión del alma** debe investigarse cuando las cargas son transmitidas a *ambos* patines de la columna. Tal condición de carga ocurre en una columna interior con las vigas conectadas por los dos lados. La resistencia de diseño para este estado límite es,

$$\phi R_n = \phi \left[\frac{24 t_w^3 \sqrt{E F_{yw}}}{h} \right] \quad [\text{Ec 4.7 o LRFD K1-8}]$$

donde:

$$\phi = 0.90$$

h = longitud del alma de la columna entre las puntas de los filetes (Figura 4.7)

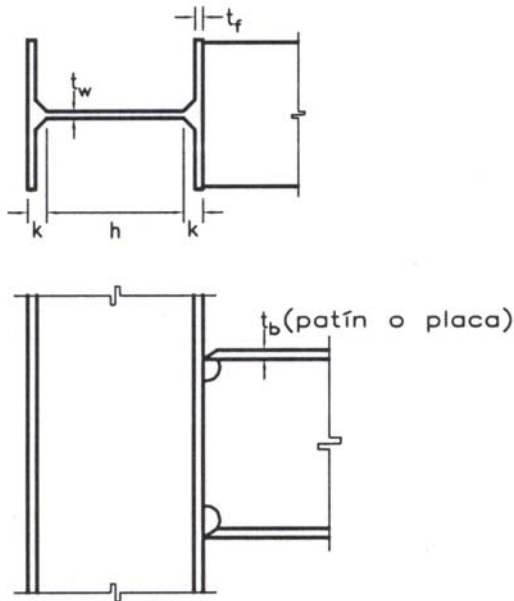


Figura 4.7

Si la conexión está cerca del extremo de la columna (es decir, si la carga está aplicada dentro de una distancia $d/2$ desde el extremo), la resistencia dada por la Ecuación 4.7 del AISC debe reducirse a la mitad.

En resumen, para investigar la necesidad de atiesadores en las columnas, deben revisarse tres estados límite:

1. La flexión local del patín (Ecuación 4-1)
2. La fluencia local del alma (Ecuación 4.2 o 4.3)
3. El aplastamiento del alma o el pandeo por compresión del alma [si la carga de compresión se aplica solo a un patín, revisar el aplastamiento del alma (Ecuación 4.4-a o 4.5). Si la carga de compresión se aplica a ambos patines, revisar el pandeo por compresión del alma (Ecuación 4.7).

Si se requieren atiesadotes de acuerdo con la Ecuación 4.2 por fluencia local del alma, el área de la sección transversal requerida para los atiesadotes puede hallarse como sigue. Suponer que la resistencia de diseño adicional se obtiene con el área A_{st} de un atiesador que ha fluido. Entonces, de la Ecuación 4.2,

$$\phi R_n = \phi [(5k + N)F_{yw} t_w + A_{st} F_{yst}] \quad [\text{Ec 4.8}]$$

donde F_{yst} es el esfuerzo de fluencia del atiesador. Al igualar el lado derecho de esta ecuación a la carga aplicada, denotada por P_{bf} , y al despejar A_{st} se obtiene lo siguiente:

$$A_{st} = \frac{\frac{P_{bf}}{\phi} - (5k + N)F_{yw} t_w}{F_{yst}} = \frac{P_{bf} - (5k + t_b)F_{yw} t_w}{F_{yst}} \quad [\text{Ec 4.9}]$$

donde $\phi = 1.0$ y t_b es el espesor r del patín o de la placa de patín de la viga. La ecuación 8.6 también se usa para revisar la resistencia por fluencia local del alma de la columna. Despejar A_{st} ; si se obtiene un resultado negativo, no se necesitan atiesadores para este estado límite.

Si se requieren atiesadores debido a cualquiera de esas normas, la Sección AISC K1.9 da las siguientes directrices para su proporcionamiento:

- El ancho del atiesador más la mitad del espesor del alma de la columna debe ser igual a, por lo menos, un tercio del ancho del patín de la viga o de la placa que transmita la fuerza a la columna o, de la figura 4.8,

$$b + \frac{t_w}{2} \geq \frac{b_b}{3} \quad \text{por lo tanto} \quad b \geq \frac{b_b}{3} - \frac{t_w}{2} \quad [\text{Ec 4.10}]$$

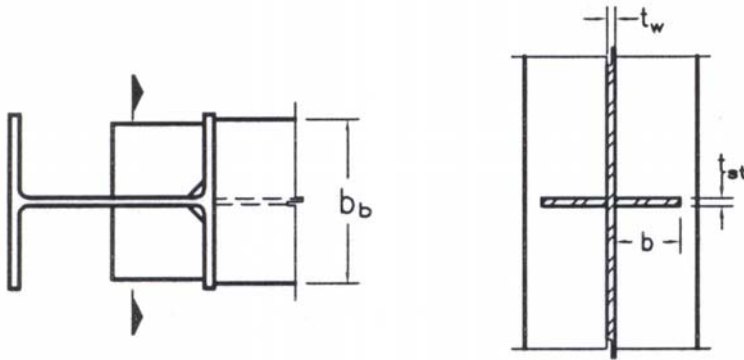


Figura 4.8

- El espesor de los atiesadores no deberá ser menor que la mitad del espesor del patín o del momento de la placa de conexión que transmite la carga concentrada y no deberá ser menor que su espesor multiplicado por,

$$t_{st} \geq \frac{t_b}{2} \geq 1.79 \sqrt{\frac{F_y}{E}} t_b \quad [\text{Ec 4.11}]$$

Para el caso de pandeo por compresión se requieren de atiesadores de peralte total, pero se permiten atiesadores de medio peralte para los otros estados límite. Así, entonces, se requieren de atiesadores de peralte total sólo cuando se tienen las vigas conectadas por ambos lados de la columna.

Para cualquiera de los estados límite, le decisión de soldar el atiesador al patín debe basarse en los siguientes criterios:

- Sobre el lado de tensión, los atiesadores deben soldarse al alma y al patín.
- Sobre el lado de compresión, los atiesadores sólo tienen que apoyarse sobre el patín pero pueden soldarse a él.

Cortante en el alma de la columna

La transmisión de un gran momento a una columna puede producir grandes esfuerzos cortantes en el alma de ésta dentro de los límites de la conexión; por ejemplo, la región ABCD de la Figura 4.9. Esta región se llama, a veces, *zona de tablero*. El momento *neto* es importante, por lo que si las vigas están conectadas a ambos lados de la columna, la suma algebraica de los momentos es quien induce este cortante en el alma.

Si se supone que las fuerzas en los patines de la viga actúan a una distancia de $0.95 d_b$ entre sí, donde d_b es el peralte de la viga, cada fuerza puede tomarse igual a

$$H = \frac{M_1 + M_2}{0.95 d_b} \quad [\text{Ec 4.12}]$$

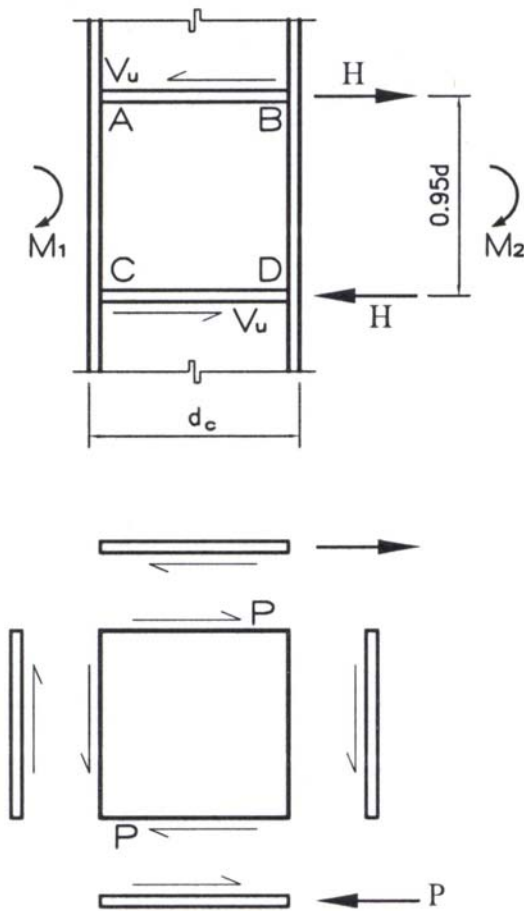


Figura 4.9

Si la fuerza cortante en la columna, adyacente al tablero es V_u y está dirigida como se muestra, la fuerza cortante total en el tablero es

$$P = H - V_u = \frac{M_1 + M_2}{0.95 d_b} - V_u \quad [\text{Ec 4.13}]$$

La resistencia por cortante del alma en la Zona del Panel está dada en la sección K1.7 del AISC por ϕR_v , donde $\phi = 0.90$ y R_v es una función de la carga axial en la columna y se determina como sigue:

- a) Cuando no se considera en el análisis que el efecto de deformación en la zona del panel actúa sobre la estabilidad del marco.

Cuando $P_u \leq 0.4 P_y$,

$$R_v = 0.60 F_y d_c t_w \quad [\text{Ec 4.14 o LRFD K1-9}]$$

Cuando $P_u > 0.4 P_y$,

$$R_v = 0.60 F_y d_c t_w \left[1.4 - \left(\frac{P_u}{P_y} \right) \right] \quad [\text{Ec 4.15 o LRFD K1-10}]$$

- b) Cuando se considera en el análisis la estabilidad del marco e incluye la deformación plástica en la zona del panel.

Cuando $P_u \leq 0.75 P_y$,

$$R_v = 0.60 F_y d_c t_w \left[1 + \frac{3 b_{cf} t_{cf}^2}{d_b d_c t_w} \right] \quad [\text{Ec 4.16 o LRFD K1-10}]$$

Cuando $P_u > 0.75 P_y$,

$$R_v = 0.60 F_y d_c t_w \left[1 + \frac{3 b_{cf} t_{cf}^2}{d_b d_c t_w} \right] \left[1.9 - \frac{1.2 P_u}{P_y} \right] \quad [\text{Ec 4.17 o LRFD K1-12}]$$

donde:

t_w = espesor del alma de la columna, incluidas cualesquiera de las placas de refuerzo

b_{cf} = ancho del patín de la columna

t_{cf} = espesor del patín de la columna

d_b = peralte de la viga

d_c = peralte total de la columna

F_y = esfuerzo de fluencia del alma de la columna

P_y = resistencia axial por fluencia de la columna = $A F_y$

A = área de la sección transversal de la columna, incluido cualquier refuerzo (por ejemplo, placas de refuerzo)

P_u = carga axial factorizada en la columna

Si el alma de la columna tiene una resistencia por cortante insuficiente, ella debe ser reforzada. Una *placa de refuerzo* con espesor suficiente para compensar la deficiencia puede soldarse al

alma o bien puede utilizarse un par de atiesadores diagonales. Los atiesadores son, por lo regular más prácticos.

Cuando se requieran placas dobles estas deberán reunir el criterio de la Sección F2 y deberán soldarse para desarrollar la proporción de la fuerza cortante total la cual va a cargar.

EJEMPLO 4.2

Determinar si se requieren atiesadotes u otro refuerzo en el alma de la columna para la conexión del ejemplo 4.1. Suponer que $V_u = 0$ y $P_u/P_y = 0.4$.

SOLUCIÓN

La fuerza en el patín, P_{bf} , puede tomarse conservadoramente como,

$$P_{bf} = H = 53\,875 \text{ kg}$$

Revisando la *Flexión Local del Patín* con la Ecuación 4.1:

$$\begin{aligned} \phi R_n &= \phi(6.25 t_f^2 F_{yf}) \\ \phi R_n &= 0.90[6.25 (1.98)^2 (2530)] = 55\,792 \text{ kg} > 53\,875 \text{ kg} \quad (\text{SATISFACTORIO}) \end{aligned}$$

Revisando la *Fluencia Local del Alma* con la Ecuación 4.2:

$$\begin{aligned} \phi R_n &= \phi[(5k + N)F_{yw} t_w] \\ \phi R_n &= 1.0[5(3.7) + 1.6](2530)(1.23) = 62\,550 \text{ kg} > 53\,875 \text{ kg} \quad (\text{SATISFACTORIO}) \end{aligned}$$

Revisando el *Aplastamiento del Alma* con la Ecuación 4.4:

$$\begin{aligned} \phi R_n &= \phi 0.80 t_w^2 \left[1 + 3 \left(\frac{N}{d} \right) \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^{1.5} \right] \sqrt{\frac{E F_{yw} t_f}{t_w}} \\ \phi R_n &= (0.75)(0.80)(1.23)^2 \left[1 + 3 \left(\frac{1.6}{36} \right) \left(\frac{1.23}{1.98} \right)^{1.5} \right] \sqrt{\frac{(2040000)(2530)(1.98)}{1.23}} \end{aligned}$$

$$\phi R_n = 88\,142 \text{ kg} > 53\,875 \text{ kg} \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

RESPUESTA.- No se requiere de atiesadotes en la columna

Por Cortante en el Alma de la columna, de la Ecuación 4.13, y al despreciar el espesor de las placas de relleno en el cálculo de d_b , la fuerza cortante por carga factorizada en la zona del tablero del alma de la columna es:

$$P = \frac{M_1 + M_2}{0.95 d_b} - V_u$$

$$P = \frac{(28.5 \times 10^5)}{0.95 [52.9 + 2(1.6)]} - 0 = 53475 \text{ kg}$$

Como $P_u = 0.4P_y$, usar la Ecuación 4.14:

$$R_v = 0.60 F_y d_c t_w = 0.60(2530)(36)(1.23) = 67217 \text{ kg}$$

La resistencia de diseño es

$$\phi R_v = 0.90(67217) = 60495 \text{ kg} > 53475 \text{ kg} \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

RESPUESTA.- No se requiere refuerzo para el alma de la columna.

EJEMPLO 4.3

La conexión viga a columna que se muestra en la figura 4.10 debe transmitir un momento factorizado de 20 tn-m. este momento es causado por las cargas de gravedad muertas y vivas. Todo el acero es A36 y se utilizan electrodos E70. Investigar los requisitos de refuerzo por atiesadores en la columna y en la zona del tablero del alma. Suponer que $V_u = 0$ y $P_u < 0.4P_y$.

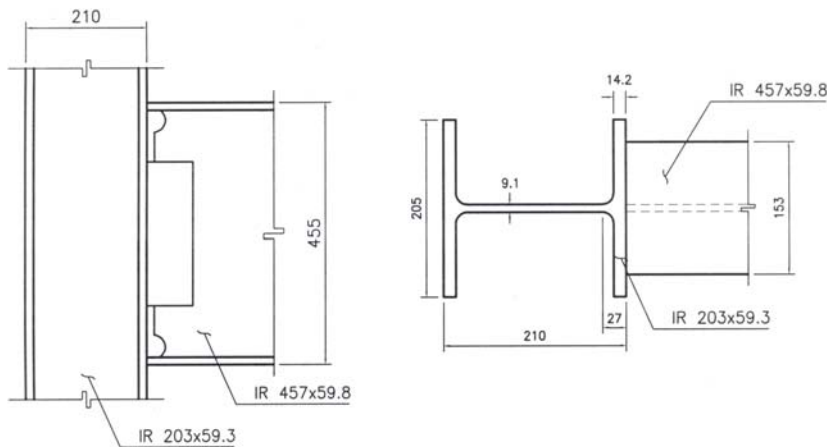


Figura 4.10

PROPIEDADES DE LAS SECCIONES

IR 203 x 59.3	IR 457 x 59.8
$d = 210 \text{ mm}$	$d = 455 \text{ mm}$
$t_w = 9.1 \text{ mm}$	$t_w = 8 \text{ mm}$
$b_f = 205 \text{ mm}$	$b_f = 153 \text{ mm}$
$t_f = 14.2 \text{ mm}$	$t_f = 13.3 \text{ mm}$
$k = 27 \text{ mm}$	$k = 30 \text{ mm}$

SOLUCIÓN

La fuerza en el patín es:

$$P_{bf} = \frac{M}{d_b - t_b} = \frac{20 \times 10^5}{45.5 - 1.33} = 45280 \text{ kg}$$

Para revisar la *Flexión Local del Patín*, emplear la Ecuación 4.1:

$$\phi R_n = \phi(6.25 t_f^2 F_{yf})$$

$$\phi R_n = 0.90[6.25(1.42)^2(2530)] = 28696 \text{ kg} > 45280 \text{ kg (NO SATISFACTORIO)}$$

∴ Se requiere de atiesadores para prevenir la flexión local del patín.

Para revisar la *Fluencia Local del Alma*, usar la Ecuación 4.9 en vez de la Ecuación 4.2:

$$A_{st} = \frac{P_{bf} - (5k + t_b)F_{yw}t_w}{F_{yst}}$$

$$A_{st} = \frac{45280 - [(5)(2.7) + 1.33](2530)(0.91)}{2530} = 4.40 \text{ cm}^2$$

Como A_{st} es positiva, se requiere de un par de atiesadores con un área transversal combinada de, por lo menos, 4.40 cm^2 .

Para revisar la resistencia por *Aplastamiento del Alma*, usar la Ecuación 4.4:

$$\phi R_n = \phi 0.80 t_w^2 \left[1 + 3 \left(\frac{N}{d} \right) \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^{1.5} \right] \sqrt{\frac{E F_{yw} t_f}{t_w}}$$

$$\phi R_n = (0.75)(0.80)(0.91)^2 \left[1 + 3 \left(\frac{1.33}{21} \right) \left(\frac{0.91}{1.42} \right)^{1.5} \right] \sqrt{\frac{(2040000)(2530)(1.42)}{0.91}}$$

$$\phi R_n = 48936 \text{ kg} > 45280 \text{ kg} \quad (\text{SATISFACTORIA})$$

Las dimensiones del atiesador se seleccionarán con base en los criterios dados en la Sección K1.9 del AISC y luego se revisará el área de la sección transversal resultante.

El ancho mínimo es:

$$b \geq \frac{b_f}{3} - \frac{t_w}{2} = \frac{153}{3} - \frac{9.1}{2} = 46.45 \text{ mm}$$

Si no se permite que los atiesadores se extiendan más allá de los bordes del patín de la columna, el ancho máximo es:

$$b \leq \frac{205 - 9.1}{2} = 98 \text{ mm}$$

El espesor mínimo es:

$$\frac{t_b}{2} = \frac{13.3}{2} = 6.65 \text{ mm}$$

Ensayar una placa de 75 x 8 mm (5/16")

$$A_{st} = 7.5 \times 0.8 \times 2 \text{ atiesadores} = 12 \text{ cm}^2 > 4.40 \text{ cm}^2 \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

Revisando la relación ancho espesor:

$$\frac{b}{t_{st}} = \frac{75}{8} = 9.38$$

$$0.56 \sqrt{\frac{E}{F_y}} = 0.56 \sqrt{\frac{2040000}{2530}} = 15.90 > 9.38 \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

Esta conexión es por un solo lado por lo que no se requiere de atiesadores de peralte total. Por lo consiguiente,

$$\frac{d}{2} = \frac{210}{2} = 105 \text{ mm} \quad ; \quad \text{Usar } 120 \text{ mm}$$

RESPUESTA.- Utilizar dos placas de 75 x 8 x 120 (recortar las esquinas interiores para librar los filetes en la intersección del patín al alma de la columna. Recortarlos según un ángulo de 45° con lado de 16 mm (5/8").

Para las soldaduras del atiesador al alma de la columna,

Tamaño mínimo = 5 mm (3/16") (Tabla 3.5)

El tamaño requerido por resistencia es:

$$w = \frac{\text{Fuerza resistida por el atiesador}}{0.707 L (\phi F_w)}$$

De la Ecuación 4.9, la fuerza que debe transmitir el atiesador es:

$$A_{st} F_{yst} = P_{bf} - (5k + tb) F_{yw} t_w$$

$$A_{st} F_{yst} = 45280 - [(5)(2.7) + 1.33](2530)(0.91) = 11137 \text{ kg}$$

La longitud disponible para la soldadura del atiesador del alma es:

$$L = (120 - 16) \times 2 \text{ lados} \times 2 \text{ atiesadores} = 416 \text{ mm} \quad (\text{FIGURA 4.11})$$

$$w = \frac{A_{st} F_{yst}}{0.707 L (\phi F_w)} = \frac{11137}{0.707(41.6)(2215)} = 0.17 \text{ mm} < \text{mínimo de } 5 \text{ mm (3/16")}$$

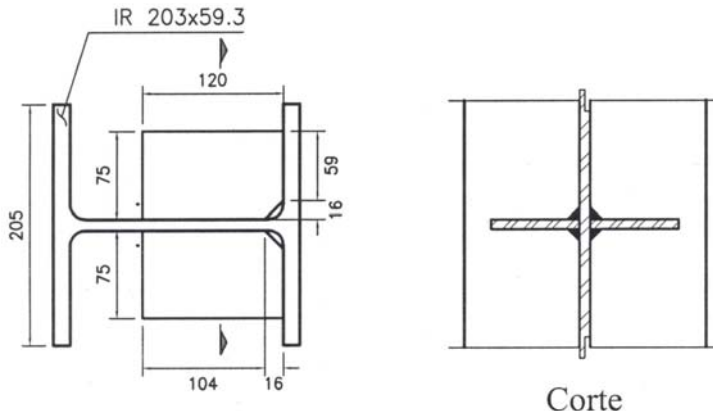


Figura 4.11

La Resistencia por Cortante del Metal Base es;

$$\phi R_n = \phi F_{BM} t = 0.54 F_y t_{st} = 0.54(2530)(0.8) = 1093 \text{ kg/cm}$$

La capacidad requerida de la soldadura (para un atiesador)

$$= 0.17(0.707)(2215)(2) = 532 \text{ kg/cm} < 1093 \text{ kg/cm}$$

RESPUESTA.- Utilizar una soldadura de filete de $w = 5 \text{ mm (3/16")}$

Para la soldadura del atiesador al patín de la columna,

$$\text{Tamaño mínimo} = 6.35 \text{ mm (1/4")} \quad (\text{Tabla 3.5 basada en el espesor del patín})$$

$$\text{Capacidad por cm} = 0.707(0.635)(2215) = 994 \text{ kg/cm} < 0.54 F_y t_{st} = 1093 \text{ kg/cm}$$

(SATISFACTORIO)

$$\text{Longitud disponible para la soldadura} = (75 - 16)(2)(2) = 236 \text{ mm}$$

El tamaño requerido por resistencia es:

$$w = \frac{\text{Fuerza requerida por el atiesador}}{0.707 L (\phi F_w)} = \frac{11137}{0.707(23.6)(2215)} = 0.30 \text{ cm} < 6.35 \text{ mm}$$

RESPUESTA.- Emplear una soldadura de filete de $w = 6.35 \text{ mm (1/4")}$. (El momento aplicado es causado por las cargas de gravedad y no es reversible, por lo que los atiesadotes opuestos al patín de compresión de la viga puedan adaptarse para que se apoyen sobre el patín de la columna y no tienen que ser soldados; esta opción usaremos aquí).

Revisando por *Cortante en el Alma de la Columna*.

De la Ecuación 4.13,

$$P = \frac{M_1 + M_2}{0.95 d_b} = \frac{20 \times 10^5}{(0.95)(45.5)} = 46270 \text{ kg}$$

De la Ecuación 4.14

$$R_v = 0.60 F_y d_c t_w = 0.60(2530)(21)(0.91) = 29008 \text{ kg}$$

La resistencia de diseño es,

$$\phi R_v = 0.90(29008) = 26107 < 46270 \text{ kg} \quad (\text{NO SATISFACTORIO})$$

Usar la Ecuación 4.14 para encontrar el espesor requerido del alma. Al multiplicar ambos lados por ϕ y al despejar t_w , resulta,

$$t_w = \frac{\phi R_v}{\phi(0.60 F_y d_c)} = \frac{46270}{(0.90)(0.60)(2530)(21)} = 1.61 \text{ cm}$$

Usar una placa de refuerzo. Sea,

$$t_d = \text{Espesor requerido de la placa de refuerzo} = 1.61 - 0.91 = 0.7 \text{ cm}$$

Ensayando con $t_d = 8 \text{ mm}$ (5/16")

Proporcionar una soldadura acorde con la resistencia por cortante del espesor requerido de la placa de refuerzo.

Hacer,

$$\phi F_{BM} t_d = 0.707 w (\phi F_w)$$

$$w = \frac{0.54(2530)(0.7)}{0.707(2215)} = 0.61 \text{ cm}$$

Al 1/8" más cercano, el tamaño requerido de soldadura es de 6.35 mm (1/4").

De la Sección J2.2 el AISC. El tamaño máximo de soldadura es,

$$t_d - 1.6 \text{ mm} = 8 - 1.6 = 6.4 \approx (1/4") \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

RESPUESTA.- Usar una placa de refuerzo de 8 mm (5/16") y una soldadura de filete de 6 mm (1/4").

Usar un Atiesador Diagonal

Utilizar atiesadores horizontales de peralte total, como se muestra en la figura 4.12, con esta alternativa,

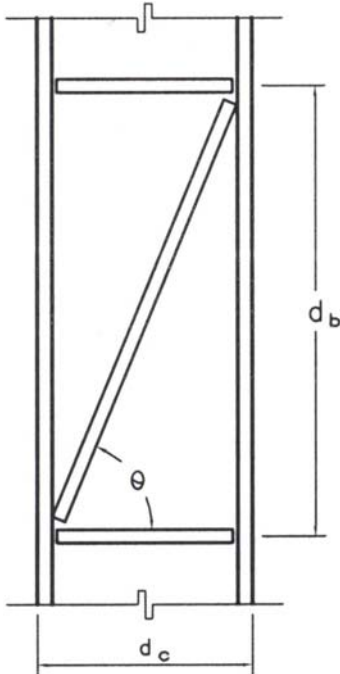


Figura 4.12

La fuerza cortante que debe resistir el refuerzo del alma es de $46\,270 - 26\,107 = 20\,163$ kg.

Si esta fuerza se toma como la componente horizontal de una fuerza axial P en el atiesador,

$$\cos \theta = \frac{20163}{P} \quad \text{donde} \quad \theta = \tan^{-1} \left(\frac{45.5}{21.0} \right)$$

$$\theta = 65.22^\circ$$

$$P = \frac{20163}{\cos(65.22)} = 48106 \text{ kg}$$

Sea,

$$\phi R_n = \phi A_{st} F_y = 0.9 A_{st} (2530) = 48106 \text{ kg}$$

$$A_{st} = \frac{48106}{0.9(2530)} = 21.13 \text{ cm}^2$$

Usar dos atiesadores de 75×14 (9/16"), uno a cada lado del alma

$$A_{st \text{ proporcionada}} = 2(7.5)(1.4) = 21.0 \text{ cm}^2 \approx 21.13 \text{ cm}^2 \quad (\text{SATISFACTORIA})$$

Revisando la razón ancho espesor,

$$\frac{b}{t_{st}} = \frac{75}{14} = 5.4$$

$$0.56 \sqrt{\frac{E}{F_y}} = 0.56 \sqrt{\frac{2040000}{2530}} = 15.90 > 5.4 \quad (\text{SATISFACTORIA})$$

Diseño de soldaduras

La longitud aproximada de cada atiesador diagonal es:

$$\cos \theta = \frac{d_c}{L} \quad ; \quad L = \frac{d_c}{\cos \theta} = \frac{21}{\cos 65.22} = 50 \text{ cm}$$

Si se emplean soldaduras en ambos lados de los atiesadores, la longitud disponible para la soldadura es,

$$L = 50 (4) = 200 \text{ cm}$$

El tamaño de soldadura requerida por resistencia es:

$$w = \frac{P}{0.707 L (\phi F_w)} = \frac{48106}{0.707(200)(2215)} = 0.15 \text{ cm}$$

De la Tabla 3.5, utilizar el tamaño mínimo de 6 mm (1/4")

Debido al pequeño tamaño requerido por resistencia, investigar la posibilidad de emplear soldaduras intermitentes

De la Sección J2.2b del AISC, la

$$Longitud \text{ mínima} = 4w = 4(6.35) = 25.4 \text{ mm} \quad \text{pero no menos de } 38 \text{ mm} \approx 40 \text{ mm} \\ (\text{GOBIERNA } 40 \text{ mm})$$

Las capacidades y separación de un grupo de cuatro soldaduras de $L = 4 \text{ cm}$ son:

$$4(0.707)wL(\phi F_w) = 4(0.707)(0.635)(4)(2215) = 15910 \text{ kg}$$

$$La \text{ capacidad requerida por cm} = \frac{P}{L_{req}} = \frac{48106}{50} = 962 \text{ kg/cm}$$

$$La \text{ separación requerida de las soldaduras} = \frac{15910}{962} = 16.54 \text{ cm}$$

$$La \text{ capacidad por corte del metal base} = 0.54F_y t_w = 0.54(2530)(0.91) = 1243 \text{ kg/cm}$$

$$La \text{ capacidad requerida de la soldadura} = 0.707w(\phi F_w) = 707(0.635)(2215) \\ = 994 \text{ kg/cm} < 1243 \text{ kg/cm} \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

RESPUESTA.- Utilizar una soldadura intermitente de filete de $w = 6 \times 40$ mm a 150 mm entre centros, una a cada lado de cada atiesador diagonal.

Nota.- Como se mencionó con anterioridad, los atiesadores diagonales son, por lo regular, más prácticos que las placas e refuerzo, pero la alternativa más económica puede ser la de emplear una sección mayor de columna. Los costos de mano de obra asociados con las placas de refuerzo y los atiesadores (incluidos los opuestos a los patines de la viga), pueden exceder el costo del material adicional de una columna mayor.

4.2 CONEXIONES CON PLACA DE EXTREMO

La conexión con placa de extremo es una que se emplea con mucha frecuencia como conexión de viga a columna y de viga a viga, que ha estado en uso desde mediados de la década de 1950. La Figura 4.13 ilustra dos tipos: la conexión simple, o por cortante solamente (construcción tipo PR) y la conexión rígida, resistente a momento (construcción tipo FR). La base de ambos tipos es una placa que se suelda en taller al extremo de una viga y se atornilla en campo a una columna o a otra viga. Esta característica es una de las ventajas principales de este tipo de conexión; otra es que, por lo común, se requieren menos tornillos que con otros tipos de conexiones, lo que hace más rápido su montaje. Sin embargo, se tiene poco margen de error en la longitud de la viga y su extremo debe cortarse a escuadra. La contraflecha hará el ajuste aún más crítico. Alguna tolerancia puede proporcionarse en la longitud de la viga al fabricar esta un poco más corta y al lograr el ajuste final con placas de relleno.

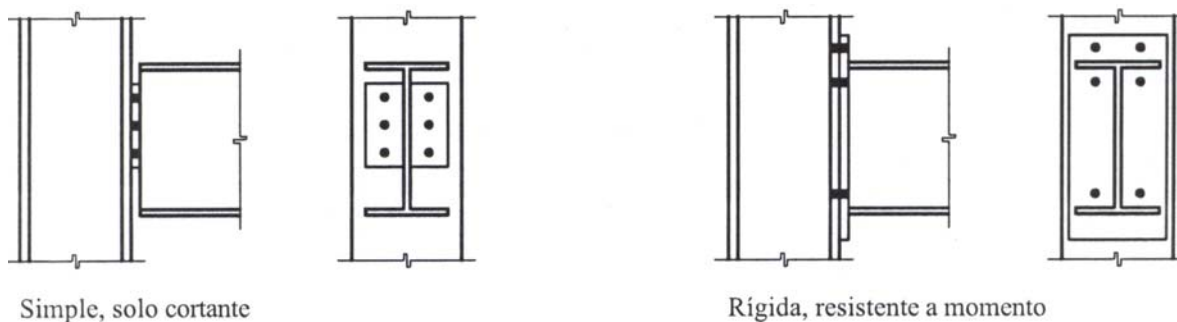


Figura 4.13

En una conexión simple, debe tenerse cuidado de hacer la conexión lo suficientemente flexible como para que la rotación en el extremo de la viga sea posible. Esta flexibilidad puede lograrse si la placa es relativamente corta o delgada, comparada con la versión de restricción completa de esta conexión. El *Manual of Steel Construction*, en su Parte 9 sobre las “Conexiones Simples por Cortante”, recomienda que el espesor sea entre 6.35 mm (1/4”) y 9.5 mm (3/8”) para lograr esta flexibilidad.

El diseño de las conexiones con placa de extremo, resistentes a momento, requiere de la determinación del espesor de la placa, del tamaño o tamaños de la soldadura y de los detalles de los tornillos. El diseño de las soldaduras y los tornillos es una aplicación directa de los procedimientos tradicionales de análisis. Sin embargo, la determinación del espesor de la placa, se basa en resultados de investigaciones experimentales y estadísticas (Krishnamurthy, 1978). El lado de tensión de la conexión es crítico; los tornillos en el lado de compresión sirven, principalmente, para mantener la conexión bien alineada. Si el momento es reversible, el diseño para el lado de tensión se emplea en ambos lados. El procedimiento general es el siguiente:

1. Determinar la fuerza en el patín de tensión de la viga.
2. Seleccionar los tornillos necesarios para resistir esta fuerza y disponerlos de manera simétrica respecto al patín de tensión. Si el momento es reversible, utilizar este mismo arreglo en el lado de compresión. Si no es así, emplear un número nominal de tornillos para fines de alineación. El número total de tornillos debe ser adecuado para resistir la fuerza cortante de la reacción de la viga.

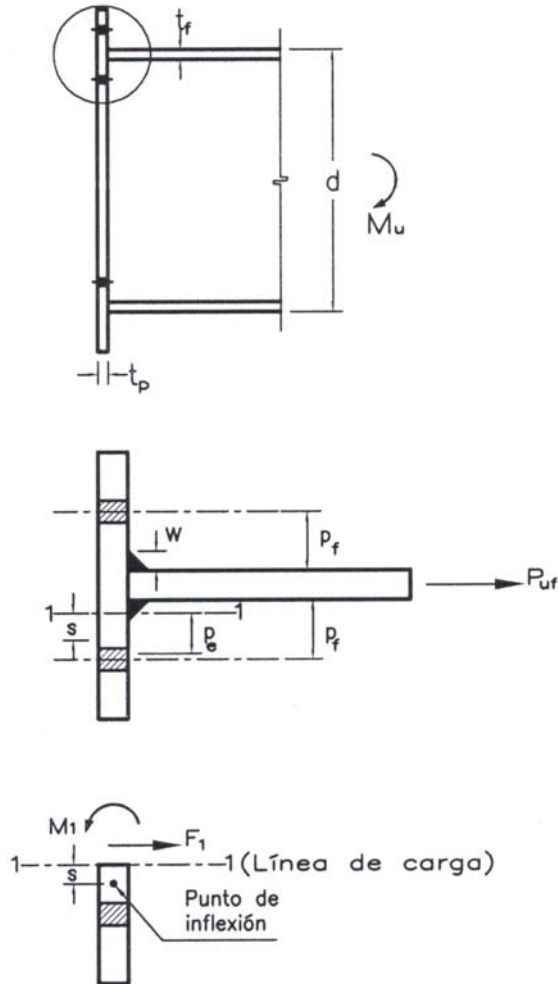


Figura 4.14

3. Considerar una porción del patín de la viga y la placa adyacente para que actúen como un perfil T sometido a una carga de tensión aplicada a su alma, como se muestra en la Figura 4.14.
4. Seleccionar el ancho y el espesor del “patín” de esta T para satisfacer los requisitos de flexión, de manera parecida a como se diseña un colgante en T (ver la Sección 2.1.5.7).
5. Revisar el cortante en la placa.
6. Diseñar las soldaduras

El *Manual of Steel Construction* (Volumen II), presenta un procedimiento detallado de diseño con ejemplos en la Parte 10 sobre “Fully Restrained (FR) Moment Connections” [“Conexiones por momento (FR) totalmente restringidas”]. Es, en esencia, el mismo que el procedimiento recién delineado, llamado a veces método de la T recortada, con modificaciones (Krishnamurthy, 1978). La diferencia principal está en el paso 4, el cual es relativo al cálculo del momento flexionante en la placa. El análisis tradicional toma en cuenta las fuerzas de apalancamiento, en la forma descrita en

la sección 7.8. En el enfoque presente, la selección de los tornillos y del espesor de la placa es independiente de cualquier consideración de la acción de apalancamiento. El cálculo del momento se basa en el análisis estadístico de los estudios realizados con la técnica del elemento finito que han sido confirmados experimentalmente. El primer paso en el procedimiento consiste en calcular la fuerza en el patín de tensión de la viga:

$$P_{uf} = \frac{M_u}{d - t_f} \quad [\text{Ec 4.18}]$$

A continuación, se eligen los tornillos que deben resistir las fuerzas de tensión y se disponen de forma simétrica en dos filas con respecto al patín de tensión de la viga. Los tornillos adicionales se colocan en el patín de compresión según lo requiera la reacción de la viga, con un mínimo de dos. El número necesario para resistir la reacción de la viga se basa en la capacidad por cortante o en la capacidad crítica al deslizamiento de los tornillos, en función del tipo de conexión. Si la conexión es del tipo aplastamiento, deberá revisarse la interacción del cortante con la tensión en los tornillos. Esta investigación puede omitirse en una conexión tipo fricción.

El momento máximo en la T recortada ocurrirá en la "línea de carga", mostrada en la Figura 4.14, y es:

$$M_t = F_t s \quad [\text{Ec 4.19}]$$

donde:

$$F_t = \text{fuerza cortante} = \frac{P_{uf}}{2} \quad [\text{Ec 4.20}]$$

$$s = \text{distancia de la línea de carga al punto de inflexión} = \frac{p_e}{2} \quad [\text{Ec 4.21}]$$

$$p_e = p_f - 0.25d_b - 0.707w \quad [\text{Ec 4.22}]$$

De la Figura 4.14, p_f es la distancia de la línea de tornillos al patín de la viga, que, por lo regular, es igual al diámetro del tornillo d_1 más 12.7 mm (1/2") y w es el tamaño de la soldadura; p_f se llama distancia del tornillo y p_e es la distancia efectiva del tornillo o claro efectivo. El momento M_t es modificado por el factor α_m para obtener el momento efectivo M_{eu} , o

$$M_{eu} = \alpha_m M_t \quad [\text{Ec 4.23}]$$

donde:

$$\alpha_m = C_a C_b \left(\frac{A_f}{A_w} \right)^{1/3} \left(\frac{p_e}{d_b} \right)^{1/4} \quad [\text{Ec 4.24}]$$

C_a = constante que relaciona las propiedades del material de los tornillos y la placa

$$C_b = \sqrt{\frac{b_f}{b_p}} \quad [\text{Ec 4.25}]$$

b_f = ancho del patín de la viga

b_p = ancho de la placa de extremo [Krishnamurthy (1978) recomienda un ancho efectivo máximo de

$b_f + 2w + t_p$, donde t_p es el espesor de la placa de extremo. El Manual recomienda un ancho real máximo de $b_f + 25$ mm]

A_f = área del patín de la viga

A_w = área del alma de la viga entre filetes

La constante C_a es una función sólo de las propiedades de los materiales y puede ser tabulada para los grados usuales de acero estructural y pernos de alta resistencia. Esta tabulación se presenta en la Tabla 10-1 en la Parte 10 del Manual. La Tabla 10-2 da valores de A_f/A_w para perfiles que son utilizados con regularidad como vigas. Una vez calculado el momento M_{eu} , éste se iguala a la resistencia de diseño y se encuentra con el espesor mínimo requerido $t_{p\ req}$ de la placa. Para una sección transversal rectangular flexionada respecto a su eje menor, la resistencia de diseño es:

$$\phi_b M_n = \phi_b M_p = \phi_b Z F_y = 0.90 \left(\frac{b_p t_{p\ req}^2}{4} \right) F_y \quad [\text{Ec 4.26}]$$

Al igualar esta expresión al momento por carga factorizada y despejar el espesor de la placa, resulta

$$0.90 \left(\frac{b_p t_{p\ req}^2}{4} \right) F_y = M_{eu} \quad \text{ó} \quad t_{p\ req} = \sqrt{\frac{4M_{eu}}{0.90 b_p F_y}} \quad [\text{Ec 4.27}]$$

El patín de tensión de la viga se une a la placa con una soldadura de ranura de penetración total o con una soldadura de filete que rodee completamente al patín. Se debe desarrollar la fuerza total del patín en el lado de tensión. El alma se suelda por ambos lados con las soldaduras de filete capaces de resistir a la reacción de la viga. Las siguientes directrices adicionales deben cumplirse para satisfacer los supuestos hechos en este procedimiento.

1. La placa y la viga deben tener el mismo esfuerzo de fluencia F_y
2. El diámetro d_b de los tornillos no tiene que exceder de 38 mm (1 1/2")
3. Los tornillos deben tensionarse de acuerdo con la Tabla 2.7
4. La distancia vertical al borde tiene que ser de aproximadamente 1.75 d_b , pero no menos que 1.5 d_b

EJEMPLO 4.4

Diseñar una conexión con placa de extremo para una viga IR 457 x 52.2. Esta conexión debe ser capaz de transmitir un momento por carga factorizada de 24 tn-m y una fuerza cortante factorizada de 15.5 Tn. Utilizar acero A36, electrodos E70 y tornillos A325 críticos al deslizamiento.

PROPIEDADES
DE LA SECCIÓN
IR 457 x 52.2

$$d = 450 \text{ mm}$$

$$t_w = 7.6 \text{ mm}$$

$$b_f = 152 \text{ mm}$$

$$t_f = 10.8 \text{ mm}$$

$$k = 29 \text{ mm}$$

SOLUCIÓN

La fuerza en el patín es,

$$P_{uf} = \frac{M_u}{d - t_f} = \frac{24 \times 10^5}{45 - 1.08} = 54645 \text{ kg}$$

Ensayar dos filas de tornillos en el patín superior y dos tornillos en el patín inferior con un total de seis tornillos.

La resistencia de diseño en tensión para tornillos es:

$$\phi R_n = 0.75(6330)(A_b)$$

El área requerida para un tornillo es:

$$A_b = \frac{\phi R_{n \text{ requerida}}}{0.75(6330)} = \frac{54645}{0.75(6330)} = 2.88 \text{ cm}^2$$

RESPUESTA.- Usar Tornillos A325 de 22 mm de diámetro (7/8") con $A_b = 3.87 \text{ cm}^2$.

La fuerza cortante máxima que puede ser soportada por esta conexión se determina al considerar la resistencia por deslizamiento crítico de los tornillos (que será más pequeña que la resistencia por cortante).

Para seis tornillos,

$$\phi R_{str} = \phi(1.13 \mu T_m N_b N_s) = 1.0(1.13)(17650)(6)(1)$$

$$\phi R_{str} = 39490 \text{ kg} > 15500 \text{ kg} \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

/el espesor del patín de la columna no es dado y el espesor de la placa de extremo no se conoce aún, por lo que la resistencia por aplastamiento no puede investigarse en este momento. Sin embargo, una vez diseñadas todas las partes conectadas, debe revisarse la resistencia por aplastamiento). Como esta es una conexión crítica al desplazamiento, la interacción del cortante con la tensión no tiene que ser revisada.

RESPUESTA.- Utilizar seis tornillos, cuatro dispuestos en forma simétrica con respecto al patín de tensión y dos localizados en el patín de compresión.

Para la soldadura del patín, la longitud disponible es:

$$L = 2b_f + 2t_f - t_w = 2(152) + 2(1.08) - 0.76 = 31.8 \text{ cm}$$

El tamaño requerido de soldadura es

$$w = \frac{P_{uf}}{0.707 L (\phi F_w)} = \frac{54645}{0.707(31.8)(2215)} = 1.09 \text{ cm}$$

Aunque el espesor de la placa de extremo no se conoce aún, el tamaño mínimo de la soldadura dado por la Tabla 3.5, nunca excede de 8 mm, por lo que el tamaño de 10.9 mm requerido por resistencia gobernará.

RESPUESTA.- Utilizar una soldadura de filete de 11 mm (7/16”).

Para las placas de extremo, usar

$$p_f = d_b + \frac{1}{2} = 2.22 + 1.3 = 3.5 \text{ cm}$$

$$p_e = p_f - 0.25d_b - 0.707w = 3.5 - (0.25)(2.22) - (0.707)(1.1) = 2.17 \text{ cm}$$

Para el ancho de la placa emplear,

$$b_p = b_f + 2.5 = 15.2 + 2.5 = 17.70 \text{ cm}$$

Entonces,

$$M_t = F_1 s = \left(\frac{P_{uf}}{2} \right) \left(\frac{P_e}{2} \right) = \left(\frac{54645}{2} \right) \left(\frac{2.17}{2} \right) = 29645 \text{ kg} - \text{cm}$$

$$C_a = 1.13 \quad (\text{Parte 5 del Manual AISC "Conexiones"})$$

$$C_b = \sqrt{\frac{b_f}{b_p}} = \sqrt{\frac{15.2}{17.7}} = 0.9267$$

$$\frac{A_f}{A_w} = 0.504 \quad (\text{Parte 5 del Manual AISC "Conexiones"})$$

$$\alpha_m = C_a C_b \left(\frac{A_f}{A_w} \right)^{1/3} \left(\frac{P_e}{d_b} \right)^{1/4} = (1.13)(0.9267)(0.504)^{1/3} \left(\frac{2.17}{2.22} \right)^{1/4} = 0.8286$$

$$M_{eu} = \alpha_m M_t = (0.8286)(29645) = 24564 \text{ kg} - \text{cm}$$

$$t_{p \text{ requerido}} = \sqrt{\frac{4M_{eu}}{0.90b_p F_y}} = \sqrt{\frac{4(24564)}{(0.90)(17.7)(2530)}} = 1.56 \text{ cm}$$

RESPUESTA.- Utilizar un espesor de placa de 19 mm (3/4").

El ancho efectivo máximo de la placa, recomendado por Krishnamurthy (1978) es:

$$b_f + 2w + t_p = 15.2 + (2)(1.1) + 1.9 = 19.3 \text{ cm} > 17.7 \text{ cm} \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

Revisando la Fuerza Cortante, la fuerza cortante en la placa es,

$$F_1 = \frac{P_{uf}}{2} = \frac{54645}{2} = 27323 \text{ kg}$$

De la sección J5 del AISC, la Resistencia por Cortante es:

$$\phi R_n = 0.90(0.60A_g F_y) = 0.90(0.60)(17.7)(1.9)(2530)$$

$$\phi R_n = 45945 \text{ kg} > 27323 \text{ kg} \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

Para igualar la resistencia por cortante del alma, la resistencia requerida de la soldadura (dos cordones, uno a cada lado del alma) es:

$$\frac{\phi V_n}{d} = \frac{45945}{45} 1021 \text{ kg} / \text{cm}$$

El tamaño requerido de la soldadura es:

$$w = \frac{\frac{1021}{2}}{0.707(2215)} = 0.33 \text{ cm}$$

Determinar el tamaño requerido para resistir la flexión en el alma. Cuando el momento plástico se ha alcanzado, el esfuerzo en el alma es igual al esfuerzo de fluencia F_y y la carga por longitud unitaria del alma es:

$$\phi_b (F_y t_w \times 1 \text{ cm}) = 0.90(2530)(0.76) = 1730 \text{ kg} / \text{cm}$$

La carga por cordón de soldadura es,

$$\frac{1730}{2} = 865 \text{ kg} / \text{cm}$$

y el tamaño requerido de la soldadura es:

$$w = \frac{865}{0.707(2215)} = 0.55 \text{ cm} > 0.33 \text{ cm}$$

El tamaño mínimo es de 6 mm (Tabla 3.5, con base en el espesor de la placa).

RESPUESTA.- Utilizar una soldadura de filete de $w = 6 \text{ mm}$ (El diseño está resumido en la figura 4.15)

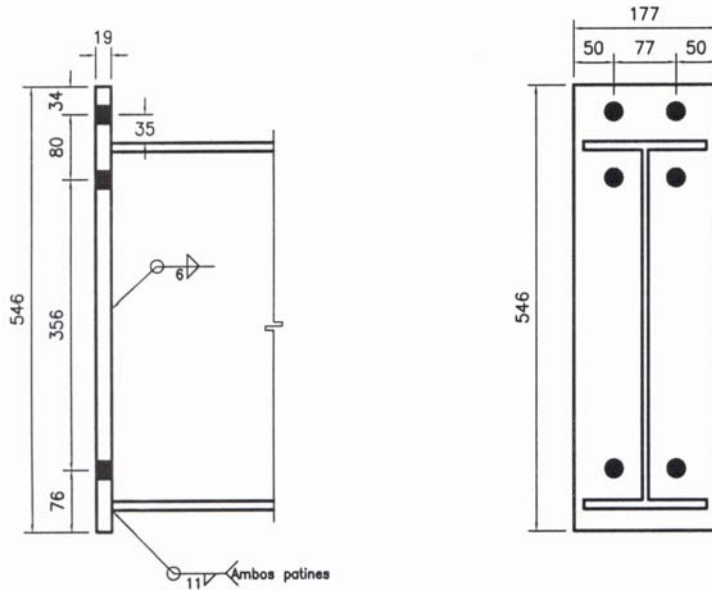


Figura 4.15

4.2.1 Consideraciones sobre los atiesadores para el alma de la columna

Una menor liberalización de la Ecuación K1-2 del AISC, que previene la fluencia del alma de la columna en conexiones viga a columna, puede hacerse cuando se emplean placas de extremo. Esta ecuación se basa en limitar el esfuerzo sobre una sección transversal del alma formada por su espesor y una longitud de $t_b + 5k$, como se muestra en la Figura 4.16a.

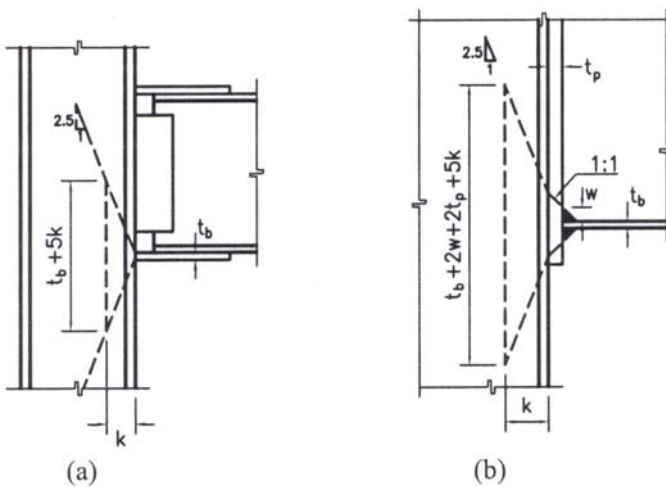


Figura 4.16

Como se presenta en la figura 4.16b, una mayor área estará disponible cuando la carga se transmite a través del espesor adicional de la placa de extremo. Si se toman en cuenta las soldaduras entre el patín de la viga y la placa y se supone que la carga se dispersa con una pendiente de 1:1 a través de la placa, la longitud cargada del alma será $t_b + 2w + 5k$. Con base en estudios experimentales (Hendrick y Murray, 1984), el término $5k$ puede reemplazarse por $6k$, con lo que resulta la siguiente ecuación para la resistencia por fluencia del alma:

$$\phi R_n = \phi [(6k + t_b + 2w + 2t_p) F_{yw} t_w] \quad [\text{Ec 4.28}]$$

donde w = tamaño de la soldadura.

Además, la flexión local del patín y la estabilidad del alma (ya sea por aplastamiento o por pandeo por compresión) deben investigarse. La Parte 10 del manual contiene directrices que pueden emplearse para tomar en cuenta la flexión local del patín.

4.3 OBSERVACIONES FINALES

En este capítulo enfatizamos el diseño y el análisis de los tornillos y las soldaduras más que el de los dispositivos de conexión, tales como los ángulos de enmarcamiento y asiento de vigas. En la mayoría de los casos, las normas por aplastamiento en conexiones atornilladas y por cortante del metal base en conexiones soldadas, garantizan una resistencia adecuada de esas partes. Sin embargo, algunas veces se requieren de investigaciones adicionales del cortante. En otras ocasiones deben considerarse la tensión directa y la flexión.

La flexibilidad de la conexión es otra consideración importante. En una conexión por cortante (estructuración simple), las partes de la conexión deben ser lo suficientemente flexibles como para permitir que la conexión gire bajo la carga. Sin embargo, las conexiones tipo FR (conexiones rígidas) deben ser suficientemente rígidas de manera que la rotación relativa de los miembros conectados se mantenga en un mínimo.

5.0 MIEMBROS EN TENSION

A.1 INTRODUCCIÓN.

Los miembros en tensión se definen como elementos estructurales sometidos a fuerzas axiales de tensión, es decir, miembros que transmitan un “estirón” entre dos puntos de una estructura. Ellos se usan en varios tipos de estructuras que incluyen miembros de armaduras, cables en puentes colgantes y atirantados, arriostramiento para edificios y puentes y cables en sistemas de techos colgantes. Si bajo ciertas condiciones de carga el esfuerzo se invierte en el miembro y se vuelve de compresión, deberán diseñarse como miembros a tensión y como columna.

Para que todo el material en el miembro a tensión sea totalmente efectivo, las conexiones de extremo deben diseñarse más fuertes que el cuerpo del miembro. Si se sobrecarga a la falla, tal miembro a tensión no sólo alcanzará el esfuerzo de fluencia sino que pasará de este nivel hasta la resistencia última del material. Al hacerlo así puede absorber una cantidad mucho mayor de energía por peso unitario de material que cualquier otro tipo de miembro. Ésta es una consideración importante si son posibles las cargas dinámicas o de impacto. Las vigas y columnas no utilizan el material con una eficiencia plena por dos razones: 1) la falla del metal se concentra en posiciones de altos esfuerzos y 2) algún tipo de falla por pandeo siempre ocurre en o por debajo del esfuerzo de fluencia y la resistencia última a tensión del material nunca puede alcanzarse.

Debido a su eficiencia y a que el pandeo no es un problema, los miembros a tensión hacen un uso más ventajoso de los aceros de alta resistencia que cualquier otro tipo de miembro.

A.2 TIPOS DE MIEMBROS A TENSION.

Puede usarse cualquier configuración de sección transversal, ya que para cualquier material, el único factor que determina la resistencia es el área transversal. Como no existe el problema de pandeo, el proyectista sólo necesita calcular la fuerza factorizada que debe tomar el miembro y dividirla entre un esfuerzo de diseño para determinar el área de la sección transversal efectiva necesaria.

En la figura A.1 se muestran cuatro tipos de miembros a tensión eficientes. Además, pueden usarse perfiles estructurales y miembros compuestos, especialmente en armaduras donde miembros a tensión y a compresión deben concurrir a un nudo común, como se muestra en la figura A.2.

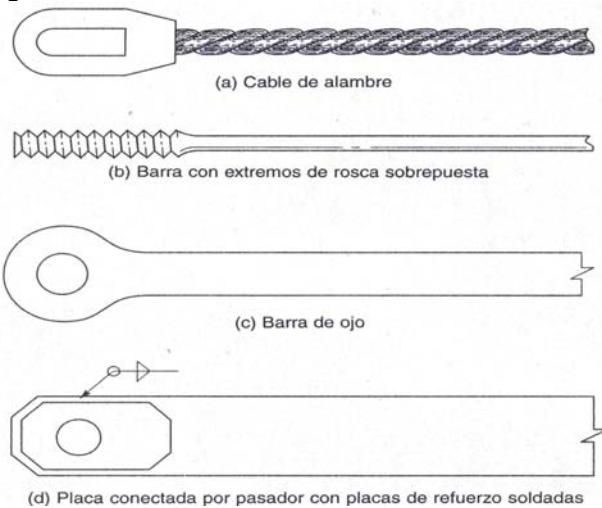


Figura A.1 Miembros a Tensión de Alta Eficiencia

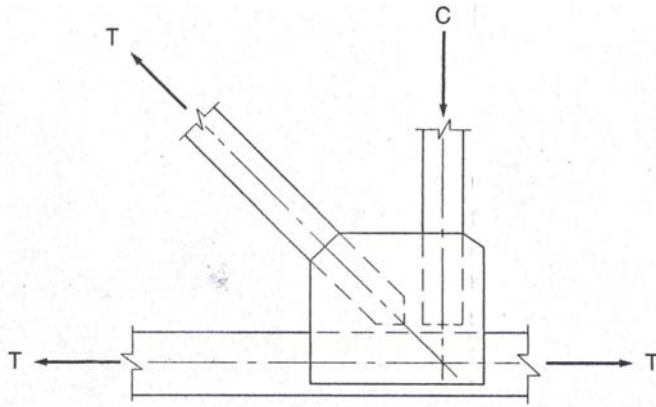


Figura A.2 Miembros a Tensión (T) y Miembros a Compresión (C)
Entrando a un nudo de la Cuerda Inferior de una Armadura

A.2.1 Cables y cuerdas de alambre.

Un cable se define como un miembro flexible a tensión que consiste en uno o más grupos de alambres, torones o cuerdas. Un torón se forma por alambres dispuestos helicoidalmente respecto a un alambre central para producir una sección simétrica; una cuerda de alambre es una pluralidad de torones dispuesto helicoidalmente alrededor de un núcleo central compuesto de un núcleo de tela u otro torón de alambre, como se ilustra en la figura A.3.

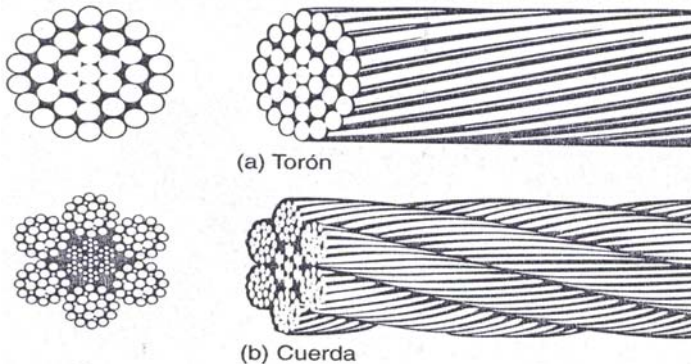


Figura A.3 Torón de Alambre y Cuerda de Alambre

Los cables de alambre se usan cada vez más en el diseño de acero estructural y se han usado tanto en miembros primarios como secundarios de una amplia variedad de estructuras, incluyendo puentes colgantes, miembros de concreto preesforzado, torres atirantadas y estructuras de techo de grandes claros.

A.2.2 Varillas y barras.

El miembro a tensión más simple es la barra cuadrada o redonda. Las barras redondas con extremos roscados cuestan menos que las barras con extremos de rosca sobrepuesta (figura A.1b), pero tienen ciertas desventajas. Es probable la ocurrencia de una falla bajo sobrecarga de impacto o por carga repetida en la sección roscada. Las barras con extremos de rosca sobrepuesta fluyen a lo largo de toda su longitud y se recomiendan para el diseño del arriostramiento diagonal de estructuras de torres simples en regiones sísmicas. Las barras de gran diámetro con extremos roscados deben usarse con cuidado, ya que la contracción lateral del diámetro de la barra cuando

comienza la fluencia en la porción roscada puede resultar en una pérdida tal de área roscada de apoyo, que dé lugar a una falla por desprendimiento de las roscas antes de que se desarrolle totalmente la resistencia máxima deseada. Para evitar el aflojamiento, después de una sobrecarga, deben tomarse medidas para apretar los extremos del miembro o por medio de un templador entre los extremos de un miembro de dos piezas.

Las barras redondas son a menudo insertadas con lechada en agujeros en formaciones rocosas para estabilizar forros de túneles o muros de retención. Ellas son útiles también para reducir y restringir el movimiento, como un pedestal agrietado de maquinaria o en muros de cimentación en viejas estructuras de mampostería.

Al diseñar una barra con extremos de rosca sobrepuesta, el esfuerzo promedio sobre el área en la raíz de la rosca debe ser menor que el esfuerzo en el cuerpo de la barra. Esto garantizará la fluencia en el cuerpo de la barra si se tiene una sobrecarga severa, como puede ocurrir durante un sismo. Si se tiene un desalineamiento o doblez en un tirante, el uso de extremos de rosca sobrepuesta ofrece la ventaja adicional de que cualquier esfuerzo extra debido a flexión es máximo en el cuerpo principal de la barra, que es más flexible y capaz de ajustarse a dicha condición.

A.2.3 Barras de ojo y placas conectadas por pasadores.

Las barras de ojo y las placas conectadas por pasadores (figuras A.1c y d) se usan en una gran cantidad de situaciones especiales. Ejemplos incluyen la transferencia de una carga de tensión de una cuerda de alambre o cable a un miembro o anclaje de acero estructural, como en el caso de un puente colgante.

Si ocurriese la falla en la cabeza de la barra de ojo en la conexión, las pruebas han demostrado que sería de uno de los tipos siguientes:

1. Fractura detrás del pasador en una dirección paralela al eje de la barra. Este tipo de falla ocurrirá si se proporciona una distancia insuficiente al borde detrás del pasador (figura A.4a).
2. Falla en la sección neta a través del pasador transversalmente al eje de la barra. Este tipo de falla ocurrirá si el área total de la sección principal de la barra es igual o mayor que a sección neta a través del soporte del pasador (figura A.4b).
3. Falla por *abombamiento*. Éste es un tipo de falla por inestabilidad lateral inelástica, que ocurrirá si la razón ancho/espesor detrás del pasador es muy grande. La falla por abombamiento es parecida a la inestabilidad lateral de una viga corta de gran peralte (figura A.4c).

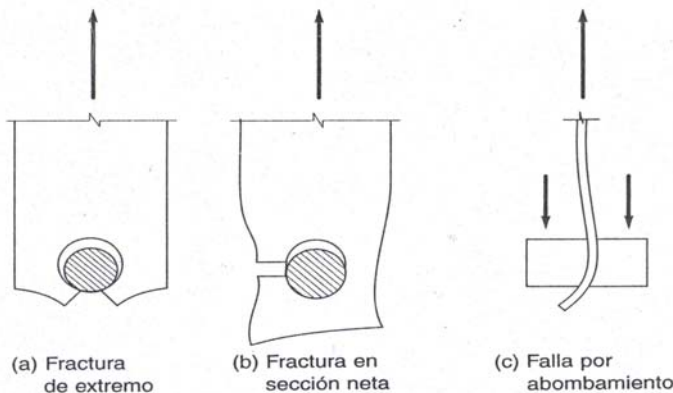


Figura A.4 Varios Modos de Falla de una Placa Conectada

Como es deseable garantizar que una fluencia general y una falla última ocurran en el cuerpo principal de la barra y no en el extremo, todas las especificaciones proporcionan requisitos dimensionales que impiden la falla de los tipos enumerados arriba. Cuando varias barras de ojo se juntan o conectan en el mismo pasador con relleno y tuercas de presión para prevenir la dispersión del relleno, no habrá necesidad de restringir la relación ancho/espesor de la barra de ojo, ya que el abombamiento será impedido por las restricciones laterales proporcionadas.

A.2.4 Perfiles estructurales y miembros compuestos.

Se usan perfiles estructurales y miembros compuestos cuando se requiere rigidez en un miembro a tensión, para resistir pequeñas cargas laterales o cuando la inversión de la carga puede someter al miembro a compresión y tensión alternada, como en la diagonal de una armadura cerca del centro del claro. Los perfiles más comúnmente usados son el ángulo, la te y los perfiles W, S o M, como se muestra en la figura A.5. Para uso expuesto, para minimizar las cargas de viento o por razones estéticas, puede escogerse la sección tubular. Los miembros compuestos se forman conectando dos o más perfiles estructurales con separadores, celosía o con placas continuas, de manera que trabajen en conjunto como una unidad, como se muestra en la figura A.5. Los miembros angulares y en canal, como se muestra, pueden usarse en la construcción de armaduras planas conectadas a placas de nudo con remaches, pernos o soldaduras. La forma compuesta de caja abierta, como se muestra (Las líneas interrumpidas indican celosía o placas de unión), es apropiada para la construcción de armaduras de doble plano y se unen por remaches, pernos o soldadura entre dos placas de nudo en cada conexión de extremo. Los perfiles W, M o S son especialmente adecuados para la construcción de armaduras soldadas de doble plano.

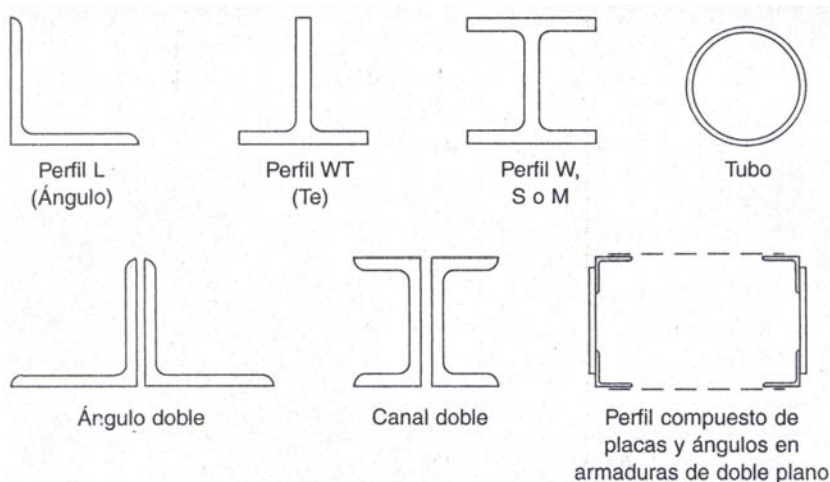


Figura A.5 Perfiles Estructurales Usados como Miembros a Tensión

Una cláusula no obligatoria, la sección B7 del AISC, recomienda una relación de esbeltez máxima (l/r) de 300. Las barras y los cables no se incluyen en ésta cláusula.

A.3 RESISTENCIA DE DISEÑO

Un miembro en tensión puede fallar al alcanzarse en él uno de dos estados límite: deformación excesiva o fractura. Para prevenir una deformación excesiva, iniciada por fluencia, la carga sobre la sección total debe ser suficientemente pequeña para que el esfuerzo sobre la sección total sea menor que el esfuerzo de fluencia F_y . Para prevenir la fractura, el esfuerzo sobre la sección neta

debe ser menor que la resistencia por tensión F_u , en cada caso, el esfuerzo P/A debe ser menor que el esfuerzo límite F o

$$\frac{P}{A} < F \quad [\text{Ec A.1}]$$

La carga P debe ser entonces menor que FA , o

$$P < FA \quad [\text{Ec A.2}]$$

El lado izquierdo de esta expresión es la carga factorizada aplicada y el lado derecho es la resistencia. La *resistencia nominal* por fluencia es

$$P_n = F_y A_g \quad [\text{Ec A.3}]$$

y la resistencia nominal por fractura es

$$P_n = F_u A_e \quad [\text{Ec A.4}]$$

donde A_e es el área neta efectiva, que puede ser igual al área neta o, en algunos casos, a un área menor (área neta efectiva), como se verá más adelante.

Aunque la fluencia ocurrirá primero en la sección transversal neta, la deformación dentro de la longitud de la conexión será generalmente más pequeña que la deformación en el resto del miembro en tensión. La razón es que la sección neta existe sobre una longitud relativamente pequeña del miembro y el alargamiento total es un producto de la longitud y la deformación unitaria (que es una función del esfuerzo). La mayor parte del miembro tendrá una sección transversal no reducida, por lo que al alcanzarse el esfuerzo de fluencia sobre el área total se generará un alargamiento total mayor. Es esta deformación mayor y no la primera fluencia lo que es el estado límite.

Los miembros en tensión se ven en el capítulo D de las Especificaciones AISC. Los requisitos que son comunes con otros tipos de miembros se ven en el capítulo B, "Requisitos de diseño".

El factor de resistencia $\phi = \phi_t$ es menor por fractura que por fluencia, lo que refleja la naturaleza mas seria de que se alcance el estado límite de fractura.

Por fluencia, $\phi_t = 0.90$

Por fractura, $\phi_t = 0.75$

La ecuación

$$\sum \gamma_i Q_i \leq \phi R_n \quad [\text{Ec A.5}]$$

puede escribirse para miembros en tensión como

$$\sum \gamma_i Q_i \leq \phi P_n \quad [\text{Ec A.6}]$$

o

$$P_u \leq \phi P_n \quad [\text{Ec A.7}]$$

donde P_u es la combinación gobernante de cargas factorizadas. Como hay dos estados límite, ambas condiciones siguientes deben satisfacerse:

$$P_u \leq 0.90 F_y A_g \quad (\text{Para el estado límite de fluencia en la sección bruta}) \quad [\text{Ec A.8}]$$

$$P_u \leq 0.75 F_u A_e \quad (\text{Por fractura en la sección neta}) \quad [\text{Ec A.9}]$$

Las especificaciones LRFD-D1 estipula que la resistencia de diseño de un miembro a tensión, $\phi_t P_n$, será la más pequeña de los valores obtenidos con las dos expresiones anteriores.

Las resistencias de diseño presentadas aquí no son aplicables a barras roscadas (con cuerdas) o a miembros con agujeros para pasadores (como las barras de ojo).

PROBLEMA A.1

Una barra de 127 x 12.7 mm (5 x 1/2") de acero A36 se usa como miembro en tensión. Ella está conectada a una placa de nudo por medio de cuatro tornillos de 16 mm (5/8") de diámetro, como se muestra en la figura A.6. suponer que el área neta efectiva A_e es igual al área neta real y calcular la resistencia de diseño.

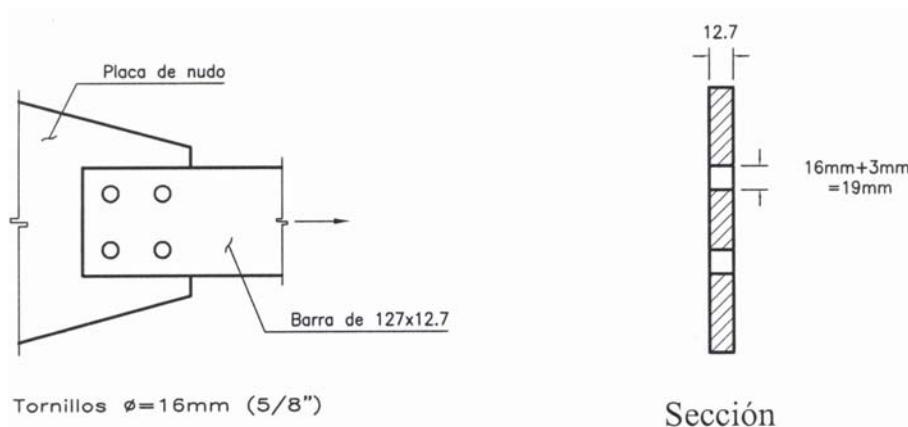


Figura A.6

SOLUCIÓN:

A) Por fluencia de la sección total

$$A_g = (12.7)(1.27) = 16.13 \text{ cm}^2$$

La resistencia nominal es:

$$P_n = F_y A_g = (2530)(16.13) = 40\,808 \text{ kg}$$

y la resistencia de diseño es

$$\phi_t P_n = 0.9(40\,808) = 36\,727 \text{ kg}$$

B) Por fractura de la sección neta

$$A_n = A_g - A_{\text{agujeros}} = 16.13 - (1.27)(1.9)(2) = 11.30 \text{ cm}^2$$

$$A_e = A_n = 11.30 \text{ cm}^2 \quad (\text{para este ejemplo, } A_e \text{ no siempre es igual a } A_n)$$

La resistencia nominal es

$$P_n = F_u A_e = (4\,080)(11.30) = 46\,104 \text{ kg}$$

y la resistencia de diseño es

$$\phi_t P_n = 0.75(46\,104) = 34\,578 \text{ kg}$$

Gobierna el menor de los valores

$$\text{RESPUESTA.- Resistencia de diseño} = \phi_t R_n = 34\,578 \text{ kg}$$

PROBLEMA A.2

Un miembro en tensión formado por un solo ángulo L1 89 x 10 (L 3 ½ x 3 ½ x 3/8") está conectado a una placa de nudo por medio de tornillos de $\phi=22 \text{ mm}$ (7/8"), como se muestra en la figura A.7. el acero es A36. Las cargas de servicio son de 16 000 kg de carga muerta y de 6 800 kg de carga viva. Investigar si este miembro cumple con las especificaciones AISC. Suponer que el área neta efectiva es el 85% del área neta calculada.

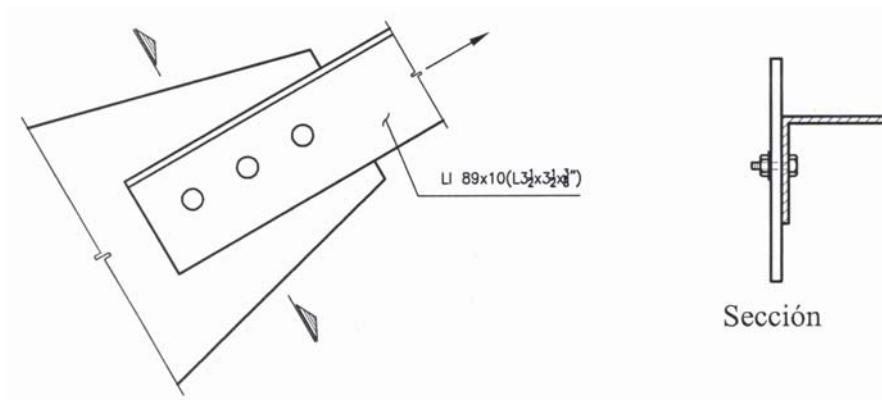


Figura A.7

SOLUCIÓN

A) Las combinaciones de carga son

$$1.4 D = 1.4(16\,000) = 22\,400 \text{ kg}$$

$$1.2D + 1.6L = 1.2(16\,000) + (1.6)(6\,800) = 60\,080 \text{ kg}$$

La segunda combinación gobierna, $P_u = 30\,800 \text{ kg}$

B) Las resistencias de diseño son

Sección total:

$$A_g = 16 \text{ cm}^2 \quad (\text{Del manual IMCA})$$

$$\phi_t P_n = \phi_t F_y A_g = 0.9(2\,530)(16) = 36\,432 \text{ kg}$$

Sección neta:

$$A_n = 16 - 0.95(2.5) = 13.65 \text{ cm}^2$$

$$A_e = 0.85(13.63) = 11.58 \text{ cm}^2 \quad (\text{en este ejemplo})$$

$$\phi_t P_n = \phi_t F_u A_e = 0.75(4\,080)(11.58) = 35\,435 \text{ kg} \quad (\text{GOBIERNA})$$

RESPUESTA.- Como $P_u < \phi_t P_n$ ($30\,800 < 35\,435 \text{ kg}$), el miembro es satisfactorio.

A.4. ÁREAS NETAS.

La presencia de un agujero en un miembro sujeto a tensión incrementa los esfuerzos, aún si el agujero está ocupado por un tornillo o remache. (Cuando se usan tornillos de alta resistencia puede haber cierto desacuerdo respecto a esto, bajo ciertas circunstancias). Se tiene menos área de acero sobre la que puede distribuirse la carga y habrá concentración de esfuerzos a lo largo del borde del agujero.

La tensión se supone uniformemente distribuida sobre la sección neta del miembro, aunque estudios de fotoelasticidad demuestran que existe un incremento en la intensidad del esfuerzo alrededor de los bordes de los agujeros, que en ocasiones puede alcanzar varias veces el valor del esfuerzo que se tendría si los agujeros no estuvieran presentes. Sin embargo, para materiales dúctiles es razonable suponer una distribución uniforme de esfuerzos cuando el material se carga más allá de su punto de fluencia. Si las fibras alrededor de los agujeros se esfuerzan hasta su punto de fluencia, éstas fluirán sin incremento de esfuerzo, redistribuyéndose los esfuerzos presentes. Bajo carga última es razonable suponer una distribución uniforme de los esfuerzos. La importancia de la ductilidad en la resistencia de miembros a tensión atornillados o remachados se ha demostrado claramente en ensayos. Los miembros a tensión (con agujeros para tornillos o remaches) fabricados de acero dúctil han resultado entre 1/5 y 1/6 más resistentes que miembros similares, hechos de aceros frágiles con las mismas resistencias últimas.

Estas consideraciones son aplicables solamente a miembros a tensión sometidos a cargas relativamente estáticas. Si es necesario diseñar estos miembros por cargas de fatiga, deberá ponerse especial cuidado en minimizar las fuentes de concentración de esfuerzos, tales como los cambios bruscos de sección transversal, esquinas salientes, etc. Además en ocasiones, estos miembros tendrán que reforzarse.

El término “*área neta de la sección transversal*” o simplemente “*área neta*” e refiere al área bruta de la sección transversal menos la de ranuras, muescas y agujeros.

La cantidad exacta de área por reducir del área total para tomar en cuenta la presencia de agujeros para tornillos depende del procedimiento de fabricación. La práctica usual es taladrar o punzonar agujeros estándar (es decir, no de tamaño extragrande) con un diámetro 1.6 mm (1/16 plg) mayor que el diámetro del sujetador. Para tomar en cuenta posibles rugosidades alrededor de los bordes del agujero, la Sección B2 de las Especificaciones AISC requieren la adición de 1.6 mm (1/16 plg) al diámetro real del agujero. Esto equivale a usar un diámetro efectivo de agujero 3 mm (1/8 plg) mayor que el diámetro del sujetador. En el caso de agujeros alargados, 1.6 mm (1/16 plg) debe agregarse al *ancho real* del agujero.

A.5 ÁREAS NETAS EFECTIVAS.

De los varios factores que influyen en el desempeño de un miembro en tensión, el más importante es la manera en que él es conectado. Una conexión casi siempre debilita al miembro y la medida de su influencia se llama *eficiencia de la junta*. Este factor es función de la ductilidad del material, del espaciamiento entre conectores, de la concentración de esfuerzos en los agujeros, del procedimiento de fabricación y de un fenómeno conocido como *retraso del cortante*. Todos contribuyen a reducir la efectividad del miembro, pero el retraso del cortante es el más importante.

El retraso del cortante se presenta cuando algunos elementos de la sección transversal no están conectados, como en el caso en que un solo lado de un ángulo está atornillado a una placa de nudo, como se muestra en la figura A.8. La consecuencia de esta conexión parcial es que el elemento conectado resulta sobrecargado y la parte no conectada no queda plenamente esforzada. Alargando la región conectada reducirá este efecto. Consecuentemente, las especificaciones LRFD B3 sugieren que el retraso del cortante sea tomado en cuenta usando un área neta reducida o efectiva. Como el retraso del cortante afecta tanto a las conexiones atornilladas como a las soldadas, el concepto del área neta efectiva es aplicable a ambos tipos de conexiones.

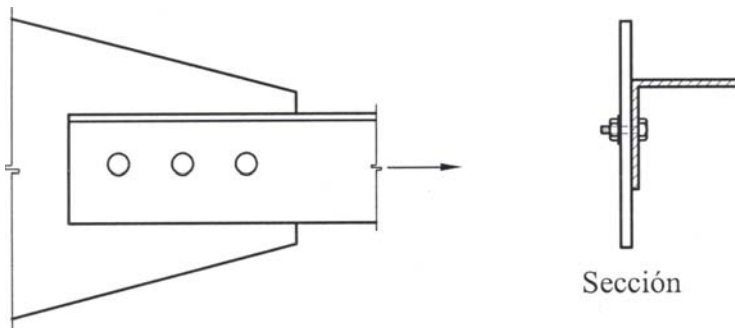


Figura A.8

Para conexiones atornilladas, el área neta efectiva es

$$A_e = U A_n \quad [\text{Ec A.10}]$$

y para conexiones soldadas es

$$A_e = U A_g \quad [\text{Ec A.11}]$$

donde el factor de reducción U está dado por

$$U = 1 - \frac{x}{L} \leq 0.90 \quad [\text{Ec A.12 ó B3-2 AISC}]$$

En esta expresión, x es la distancia del centroide del área conectada al plano de la conexión y L es la longitud de la conexión. Si un miembro tiene dos planos simétricamente localizados de conexión, x se mide desde el centroide de la mitad del área más cercana. La figura A.9 ilustra x para varias secciones transversales.

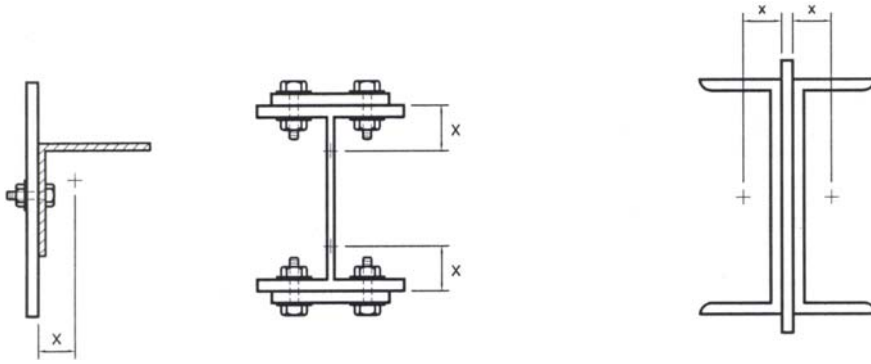


Figura A.9

La longitud L en la ecuación A.12 es la longitud de la conexión en la dirección de la carga, como se muestra en la figura A.10. Para conexiones atornilladas, ella se mide desde el centro del tornillo en un extremo de la conexión al centro del tornillo en el otro extremo.

Para soldaduras, ella se mide desde un extremo de la conexión al otro. Si se tienen segmentos de longitudes diferentes en la dirección de la carga, se usa el segmento más largo.

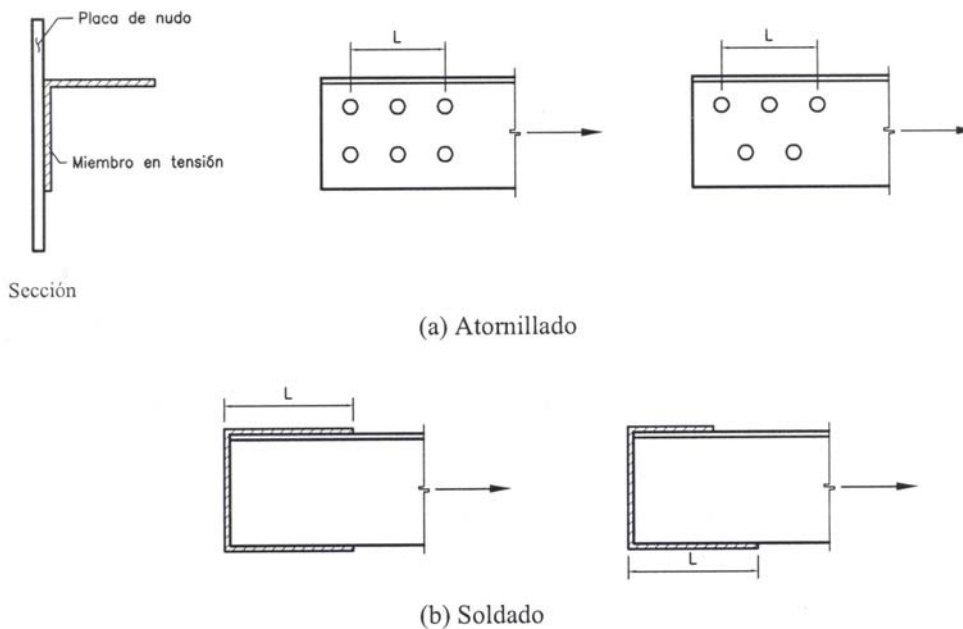


Figura A.10

Con base en los valores promedio de x/L para varios tipos de conexiones de miembros en tensión atornillados, el Comentario B3 del AISC da valores del factor de reducción U que pueden usarse en vez del valor calculado de $1-x/L$. Esos valores promedio de U para conexiones atornilladas se basan en dos amplias categorías de conexiones; aquellas con dos sujetadores por línea en la dirección de la carga aplicada y aquellas con tres o más por línea. Se dan solo tres valores diferentes; ellos corresponden a las siguientes condiciones.

1. Para perfiles W, M y S que tienen una razón ancho a peralte de por lo menos $2/3$ (y perfiles T recortados de ellos) y están conectados a través de los patines con por lo menos tres sujetadores por línea en la dirección de la carga aplicada.

$$U = 0.90$$

- Para todos los otros perfiles (incluidos los perfiles compuestos) con por lo menos tres sujetadores por línea.

$$U = 0.85$$

- Para todos los miembros con solo dos sujetadores por línea.

$$U = 0.75$$

La aplicación de estas reglas se ilustra en la figura A.11.

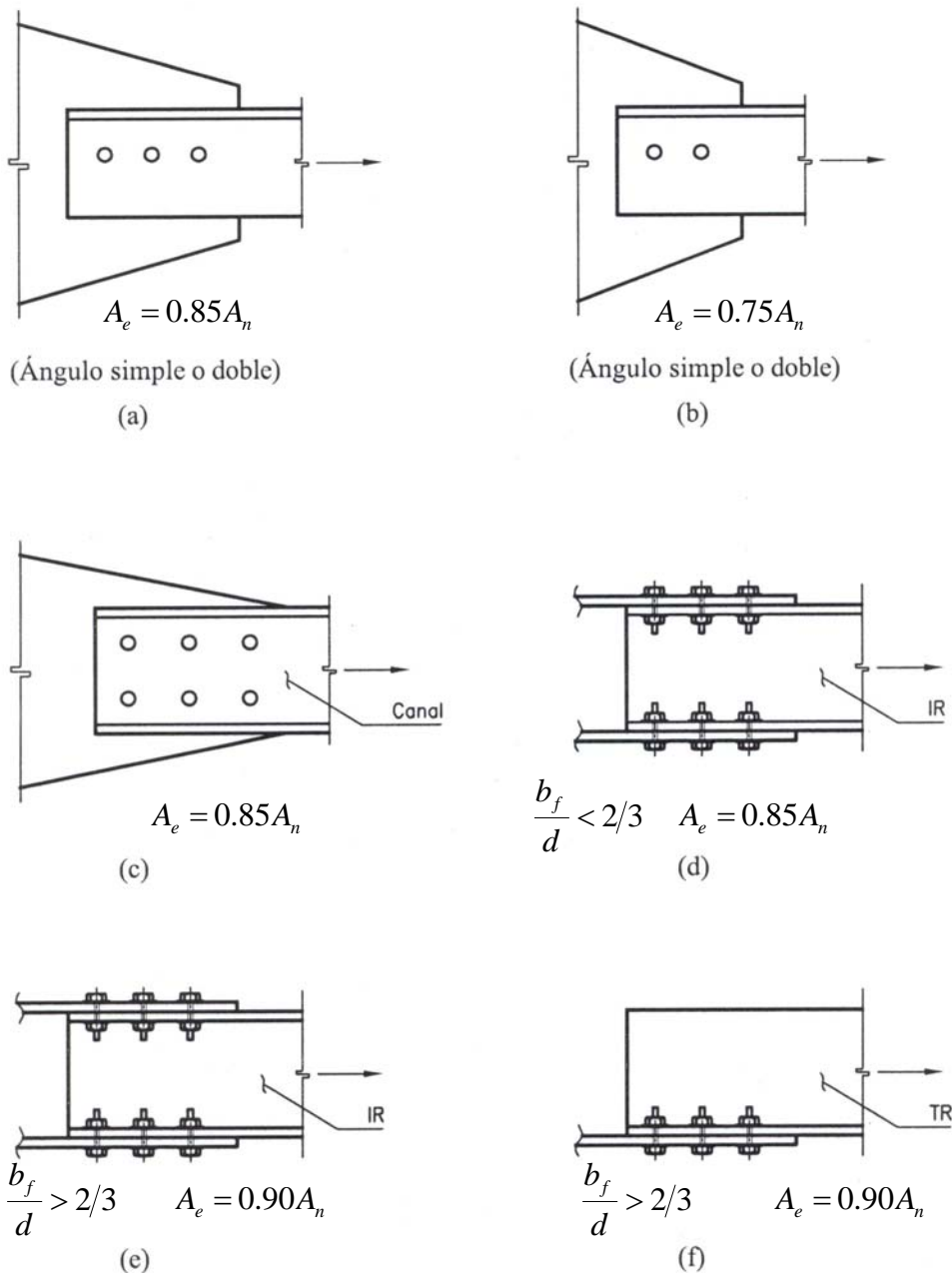


Figura A.11

Pueden usarse también valores de U promedio para conexiones soldadas. Aunque no se estipula explícitamente en los Comentarios, esa es la intención (AISC, 1989b). Las reglas son las mismas, excepto que la regla correspondiente a dos sujetadores por línea no se aplica. Los valores promedio para las conexiones soldadas son las siguientes.

1. Para perfiles W , M y S que tienen una razón ancho a peralte de por lo menos $2/3$ (y perfiles T recortados de ellos) y conectados en los patines,

$$U = 0.90$$

2. Para todos los otros perfiles,

$$U = 0.85$$

A.6 CASOS ESPECIALES DE CONEXIONES SOLDADAS

Solo cuando algunos elementos de la sección transversal no están conectadas, A_e será menor que A_n . Para miembros en tensión como placas y barras simples (como en el ejemplo A.1), el área neta efectiva se toma como el área neta total calculada. Sin embargo, hay una excepción a esta regla: Para placas o barras conectadas por soldaduras longitudinales en sus extremos, como se muestra en la figura A.12,

$$A_e = U A_g$$

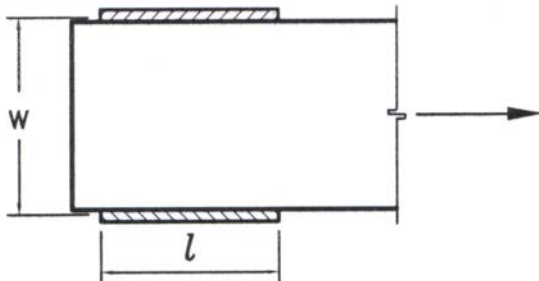


Figura A.12

donde

$$U = 1.0, \quad \text{para } l \geq 2w$$

$$U = 0.87, \quad \text{para } 1.5w \leq l < 2w$$

$$U = 0.75, \quad \text{para } w \leq l < 1.5w$$

l = longitud del par de soldaduras $\geq w$

w = distancia entre las soldaduras (que puede tomarse como el ancho de la placa o barra)

La sección B3 del AISC da otro caso especial para conexiones soldadas. Para cualquier miembro conectado por soldaduras transversales solamente.

A_e = área del elemento conectado de la sección transversal

La figura A.13 ilustra la diferencia entre soldaduras transversales y longitudinales. Las conexiones por soldaduras transversales solas no son comunes.

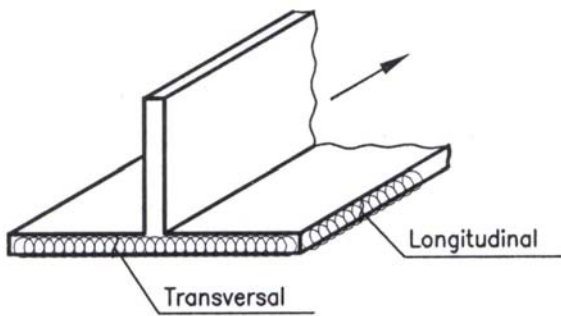


Figura A.13

PROBLEMA A.3

Determinar el área neta efectiva para el miembro en tensión mostrado en la figura A.14.

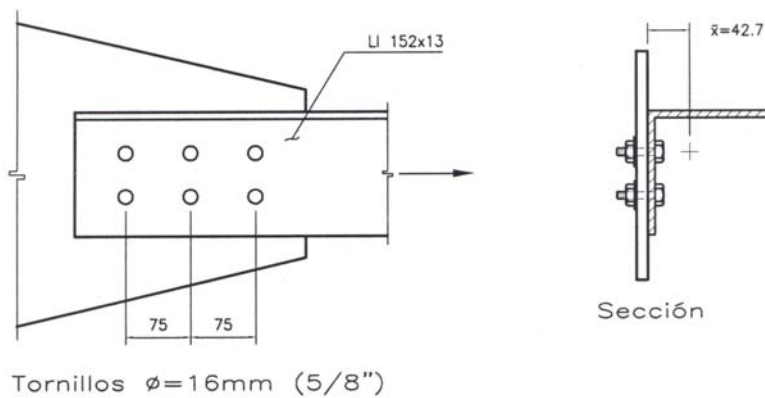


Figura A.14

SOLUCIÓN

$$A_n = A_g - A_{\text{agujeros}} = 37.10 - 1.3(1.6 + 0.3)(2) = 32.16 \text{ cm}^2$$

Solo un elemento (un lado) de la sección transversal está conectado, por lo que el área neta debe reducirse. Del manual IMCA, la distancia del centroide a la cara exterior del lado de un LI 152 x 13 (L 6 x 6x 1/2) es:

$$x = 4.27 \text{ cm}$$

$$L = 7.5 + 7.5 = 15 \text{ cm}$$

$$\therefore U = 1 - \frac{x}{L} = 1 - \left(\frac{4.27}{15} \right) = 0.715 < 0.9$$

$$A_e = UA_n = 0.715(32.16) = 23 \text{ cm}^2$$

Podría también usarse el valor promedio de U de los Comentarios. Como este perfil no es un W, M, S ó T y tiene más de dos tornillos en la dirección de la carga, el factor de reducción U puede tomarse igual a 0.85 y

$$A_e = UA_n = 0.85 \times 32.16 = 27.34 \text{ cm}^2$$

Cualquier valor de U es aceptable, pero el valor obtenido con la Ecuación B3-2 del AISC es más exacto. Sin embargo, los valores promedio de U son útiles durante el diseño preliminar cuando las propiedades de la sección y los detalles de la conexión no se conocen.

PROBLEMA A.4

Para el miembro en tensión del ejemplo A.3, soldado como se muestra en la figura A.4, determinar el área neta efectiva.

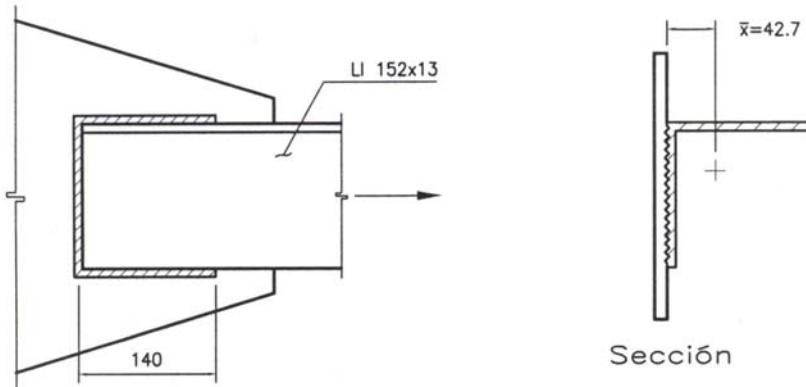


Figura A.15

SOLUCIÓN

Sólo parte de la sección transversal está conectada y entonces debe usarse un área neta efectiva reducida. La conexión se hace con una combinación de soldaduras longitudinales y transversales, por lo que no es uno de los casos especiales para miembros soldados.

$$U = 1 - \frac{x}{L} = 1 - \left(\frac{4.27}{14} \right) = 0.695 < 0.9$$

$$A_e = UA_g = 0.695(37.10) = 25.78 \text{ cm}^2$$

A.7 TORNILLOS ALTERNADOS

Si una conexión de un miembro en tensión se hace con tornillos, el área neta se maximizará si éstos se colocan en una sola línea. Algunas veces, las limitaciones de espacio, como el límite en la dirección en la figura A.16a, requieren que se use más de una línea. Si es así, la reducción del área de la sección transversal es minimizada si los sujetadores se arreglan según un patrón alternado, tal como se muestra. Algunas veces los sujetadores alternados se requieren por la geometría de una conexión, como la mostrada en la figura A.16b. En cualquier caso, cualquier sección transversal que pase por agujeros, pasará por menos agujeros si los sujetadores no están alternados.

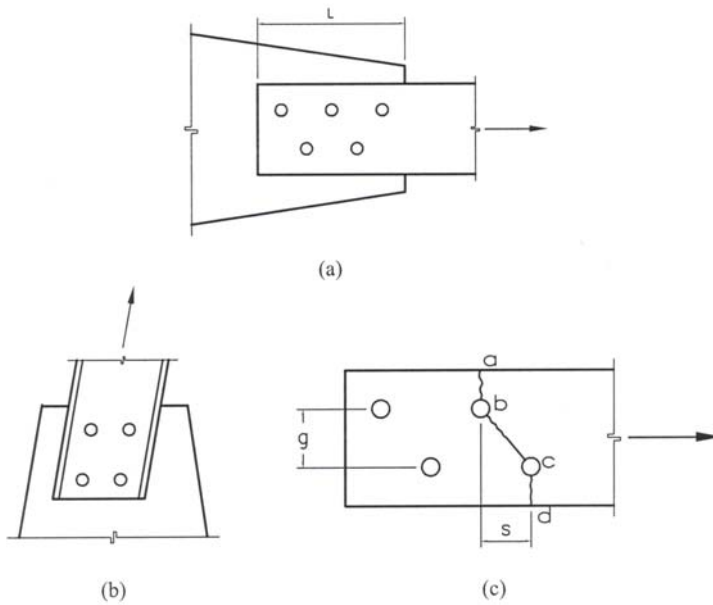


Figura A.16

Si la cantidad de alternación es suficientemente pequeña, la influencia de un agujero excéntrico puede ser sentida por una sección transversal cercana y es entonces posible una fractura a lo largo de una trayectoria inclinada como la *abcd* en la figura A.16c. En tal caso, la relación $f = P/A$ no es aplicable y los esfuerzos sobre la porción inclinada *b-c* son una combinación de esfuerzos de tensión y cortantes.

Las pruebas en juntas demuestran que no se consigue mucho al utilizar fórmulas teóricas complicadas para considerar la situación de agujeros escalonados, por lo que normalmente el problema se resuelve aplicando una ecuación empírica. Las especificaciones LRFD B2 y otras usan un método muy simple para calcular el ancho neto de una sección a lo largo de una sección en zigzag. El método consiste en considerar el ancho total del miembro sin tomar en cuenta la línea a lo largo de la cual pueda ocurrir la falla, restar el diámetro de los agujeros a lo largo de la sección en zigzag considerada y añadir por cada diagonal una cantidad dada por la expresión:

$$\frac{s^2}{4g} \quad [\text{Ec A.13}]$$

Es decir,

$$w_n = w_g - \sum d + \sum \frac{s^2}{4g} \quad [\text{Ec A.14}]$$

En ésta expresión, d es el diámetro del agujero, s (paso) es la separación de dos agujeros adyacentes en la dirección paralela a la carga y g (gramil) es la separación transversal.

Cuando es concebible más de un patrón de falla, todas las posibilidades deben ser investigadas y deberá usarse la correspondiente a la capacidad menor de carga. Note que éste método no considera patrones de falla con líneas paralelas a la carga aplicada.

PROBLEMA A.5

Calcular el área neta más pequeña para la placa mostrada en la figura A.17. los agujeros son para tornillos de $\phi=25$ mm (1").

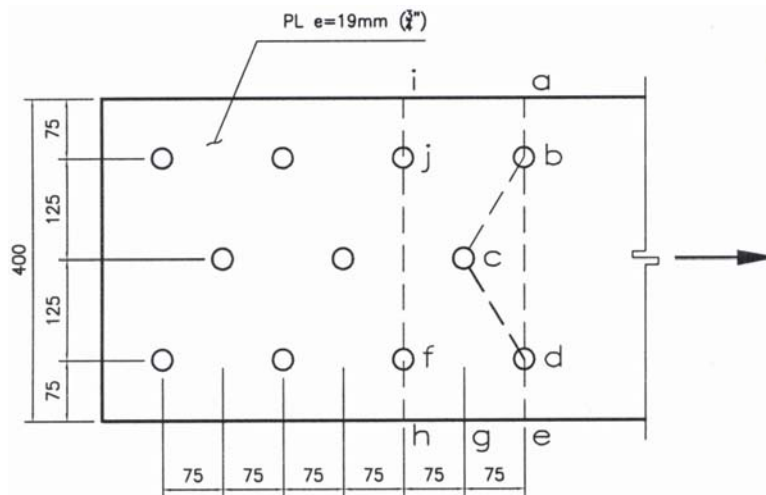


Figura A.17

SOLUCIÓN

El diámetro efectivo de agujero es $25 + 3 = 28$ mm.

Para la línea *abde*,

$$w_n = 40.0 - 2(2.8) = 34.4 \text{ cm}$$

Para la línea *abcde*,

$$w_n = 40.0 - 3(2.8) + \frac{2(7.5)^2}{4(12.5)} = 33.85 \text{ cm}$$

La segunda condición gobierna:

$$\text{RESPUESTA.- } A_n = tw_n = 1.9(33.85) = 64.32 \text{ cm}^2$$

PROBLEMA A.6

Encontrar la resistencia de diseño por tensión del ángulo mostrado en la figura A.18. Considerar acero A36 y agujeros para tornillos de $\phi=22$ mm (7/8").

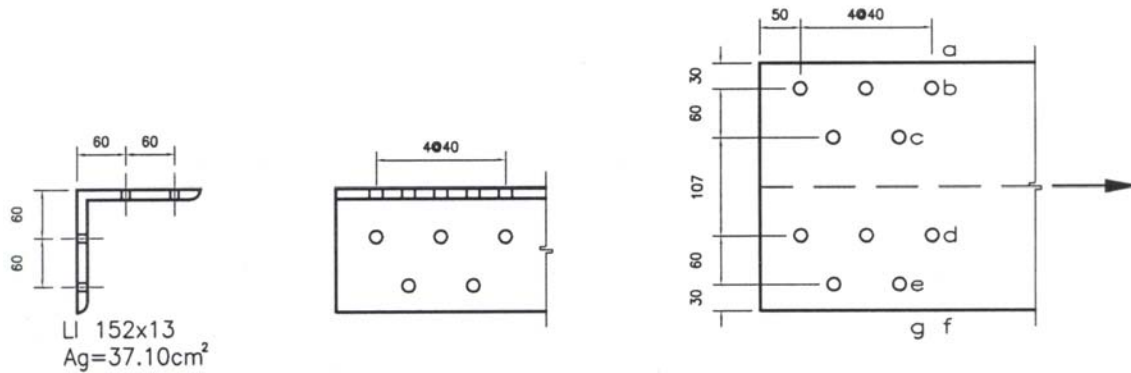


Figura A.18

SOLUCIÓN

Cálculo del ancho neto

$$w_g = 15.2 + 15.2 - 1.3 = 29.1 \text{ cm}$$

$$\text{Diámetro efectivo del agujero} = 22 + 3 = 25 \text{ mm}$$

Para la línea *abdf*,

$$w_n = 29.1 - 2(2.5) = 24.1 \text{ cm}$$

Para la línea *abceg*,

$$w_n = 29.1 - 3(2.5) + \frac{(4)^2}{4(6)} = 22.27 \text{ cm}$$

NOTA.- Como 1/10 de la carga ha sido transferida desde el miembro por el conector d, esta línea de falla potencial debe resistir solo 9/10 de carga. Por lo tanto, el ancho neto de 22.7 cm debe multiplicarse por 10/9 para obtener un ancho neto que pueda compararse con el de aquellas líneas que resistan la carga completa. Usar $w_n = (22.27)(10/9) = 20 \text{ cm}$.

Para la línea *abcdeg*,

$$g_{cd} = 6 + 6 - 1.3 = 10.7 \text{ cm}$$

$$w_n = 29.1 - 4(2.5) + \frac{(4)^2}{4(6)} + \frac{(4)^2}{4(10.7)} + \frac{(4)^2}{4(6)} = 20.80 \text{ cm}$$

El último caso gobierna:

$$A_n = tw_n = 1.3(20.80) = 27.04 \text{ cm}^2$$

Ambos lados del ángulo están conectados, por lo que

$$A_e = A_n = 27.04 \text{ cm}^2$$

La resistencia de diseño basada en la fractura es

$$\phi_t P_n = 0.75 F_u A_e = (0.75)(4\,080)(27.04) = 82\,742 \text{ kg}$$

La resistencia de diseño basada en la fluencia es

$$\phi_t P_n = 0.90 F_y A_g = (0.90)(2\,530)(37.10) = 84\,475 \text{ kg}$$

RESPUESTA.- La fractura gobierna;

$$\text{Resistencia de diseño } \phi_t R_n = 82\,742 \text{ kg}$$

COMENTARIO.- Notar que el producto del ancho total calculado y el espesor del ángulo es el área total exacta del ángulo, justo como si los lados del ángulo fueran rectangulares. La razón es que la forma rectangular puede obtenerse retirando el área del talón del filete y agregándola en las puntas del mismo.

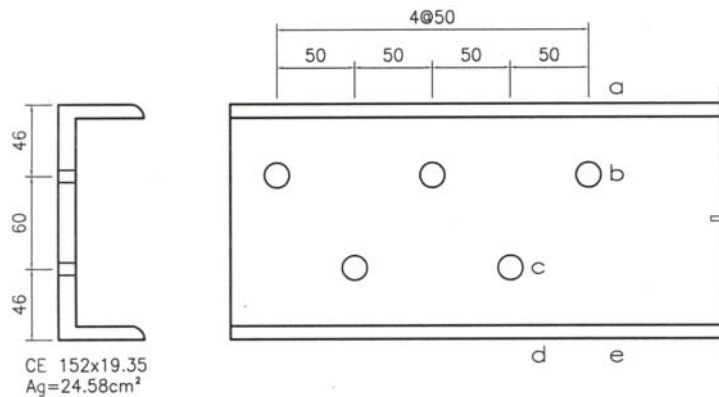
Las Especificaciones del AISC no dan ninguna guía cuando las filas alternadas de conectores se colocan en perfiles laminados que no sean ángulos. El concepto de placa equivalente se complica por la presencia de elementos de diferentes espesores en perfiles como canales y perfiles de patín ancho. En tales casos se recomienda el uso de áreas (en vez de anchos) y diámetros reducidos de agujeros, dados por la ecuación.

$$d' = d - \frac{s^2}{4g} \quad \text{[Ec A.15]}$$

En el problema A.7, todos los agujeros están en un elemento de la sección transversal.

PROBLEMA A.7

Determinar el área neta más pequeña para la canal CE 152x19.35 mostrada en la figura X. Los agujeros son para tornillos de $\phi=16$ mm (5/8").

**Figura A.19****SOLUCIÓN**

$$A_n = A_g - \sum t_w x (d \text{ ó } d')$$

$$d = \text{diámetro del tornillo} + 3\text{mm} = 16 + 3 = 19 \text{ mm}$$

Para la línea *abe*,

$$A_n = A_g - t_w d = 24.58 - 1.11(1.9) = 22.47 \text{ cm}^2$$

Para la línea *abcd*,

$$A_n = 24.58 - 1.11(1.9)(2) + 1.11 \left(\frac{(5)^2}{4(6)} \right) = 21.52 \text{ cm}^2$$

RESPUESTA.- Área neta más pequeña = 21.52 cm².

COMENTARIO.- Cuando están presentes agujeros en más de un elemento de la sección transversal, se requiere usar un procedimiento algo diferente. Aunque los perfiles que no sean ángulos no pueden “desdoblarse” la forma en que se hace con un ángulo, permanece la necesidad de visualizar la forma de una placa desdoblada. Un método para hacerlo se ilustra en la figura A.20 y en el siguiente ejemplo.

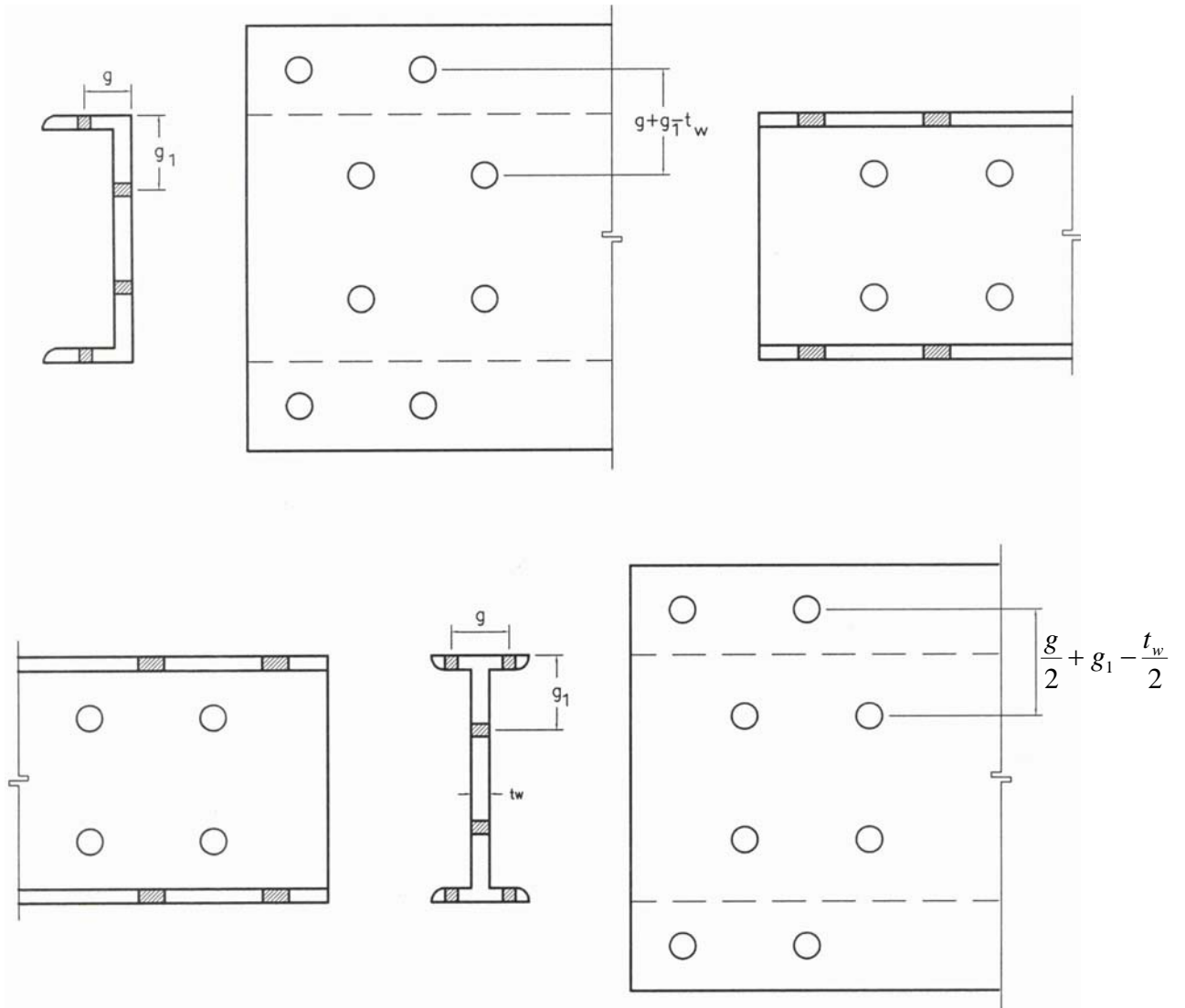


Figura A.20

PROBLEMA A.8

Encontrar la resistencia de diseño del perfil IE 381 x 74.4 mostrado en la figura A.21. Los agujeros son para tornillos de $\phi=19$ mm (3/4"). Considerar acero A36.

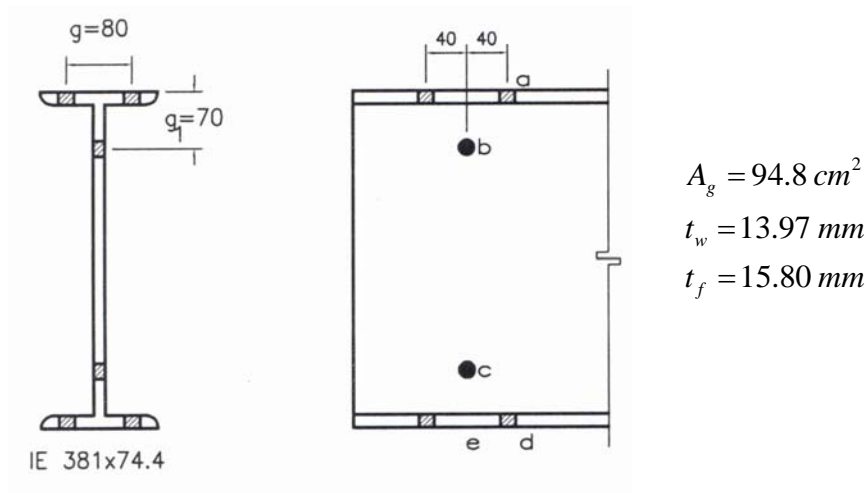


Figura A.21

SOLUCIÓN

Cálculo del área neta

$$A_n = A_g - \Sigma (t \times \text{diámetro del agujero})$$

$$\text{Diámetro efectivo del agujero} = 19 + 3 = 22 \text{ mm}$$

Para la línea *ad*,

$$A_n = 94.8 - 4(2.2)(1.58) = 81.0 \text{ cm}^2$$

Para la línea *abcd*, el gramil por usarse en el término $s^2/4g$ es

$$\frac{g}{2} + g_1 - \frac{t_w}{2} = \frac{8}{2} + 7 - \frac{1.397}{2} = 10.30 \text{ cm}$$

Tratando los agujeros en *b* y *c* como los agujeros alternados, se obtiene:

$$A_n = 94.8 - 4(1.58)(2.2) - 2(1.397)(2.2) + 2(1.397) \frac{(4)^2}{4(10.3)} = 75.83 \text{ cm}^2$$

La línea *abcd* gobierna

Como todos los elementos de la sección transversal están conectados,

$$A_e = A_n = 75.83 \text{ cm}^2$$

La resistencia de diseño basada en la fractura es

$$\phi_t P_n = 0.75 F_u A_e = (0.75)(4\,080)(75.83) = 232\,040 \text{ kg}$$

La resistencia de diseño basada en la fluencia es

$$\phi_t P_n = 0.90 F_y A_g = (0.90)(2\,530)(94.80) = 215\,860 \text{ kg}$$

Gobierna la fluencia de la sección total

RESPUESTA.- Resistencia de diseño $\phi_t R_n = 215\,860 \text{ kg}$

A.8 BLOQUE DE CORTANTE

Para ciertas configuraciones de conexiones, un segmento o “bloque” de material en el extremo del miembro puede desgarrarse. Por ejemplo, la conexión del miembro en tensión del ángulo simple mostrado en la figura A.22 es susceptible a este fenómeno, llamado *bloque de cortante*. Para el caso ilustrado, el bloque sombreado tendería a fallar por cortante a lo largo de la sección longitudinal *ab* y por tensión sobre la sección transversal *bc*. Este tema no se trata explícitamente en el capítulo B del AISC (“Miembros en tensión”), pero el párrafo introductorio lo dirige a usted a la Sección J4.3 (“Resistencia por Ruptura por Bloque de Cortante”) en el Capítulo J (“Conexiones, Juntas y Conectores”).

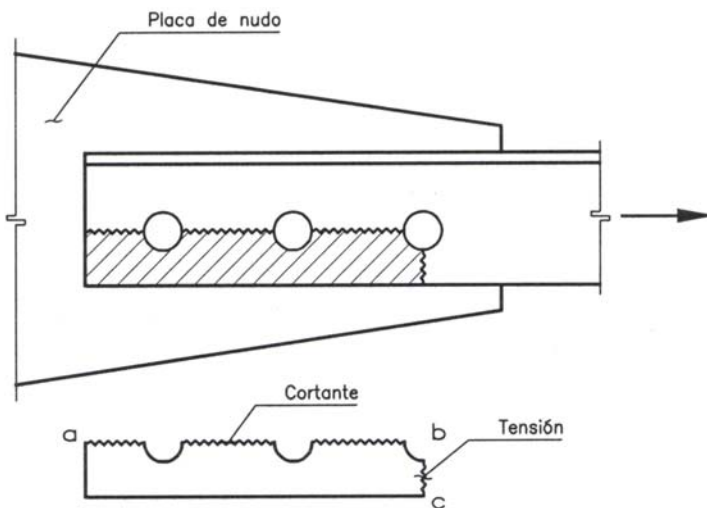


Figura A.22

El procedimiento se basa en la hipótesis de que una de las dos superficies de falla se fractura y la otra fluye. Es decir, la fractura sobre la superficie de cortante es acompañada por fluencia sobre la superficie de tensión, o bien la fractura sobre la superficie de tensión es acompañada por fluencia sobre la superficie de cortante. Ambas superficies contribuyen a la resistencia total y la resistencia por bloque de cortante será la suma de las resistencias de las dos superficies.

La resistencia nominal en tensión es $F_u A_{nt}$ por fractura y $F_y A_{gt}$ por fluencia, donde A_{nt} y A_{gt} son las áreas neta y total a lo largo de la superficie de tensión (*bc* en la figura A.22).

Tomando el esfuerzo cortante de fluencia y el esfuerzo último como el 60% de los valores para tensión, la resistencia nominal por fractura cortante es $0.6F_u A_{nv}$ y la resistencia por fluencia

cortante es $0.6F_y A_{gv}$, donde A_{nv} y A_{gv} son las áreas neta y total a lo largo de la superficie de corte (ab en la figura A.22).

Hay dos posibles modos de falla. Para fluencia cortante y fractura en tensión, la resistencia de diseño es:

$$\phi R_n = \phi [0.6 F_y A_{gv} + F_u A_{nt}] \quad [\text{Ec A.16 ó J4-3a AISC}]$$

Para fractura cortante y fluencia en tensión,

$$\phi R_n = \phi [0.6 F_u A_{nv} + F_y A_{gt}] \quad [\text{Ec A.17 ó J4-3b AISC}]$$

En ambos casos, $\phi = 0.75$. Como el estado límite es la fractura, la ecuación gobernante será la que contenga el mayor término de fractura.

PROBLEMA A.9

Revisar la resistencia de diseño por bloque de cortante del miembro en tensión mostrado en la figura A.23. Los agujeros son para tornillos de $\phi=22$ mm (7/8"). Considerar acero A36.

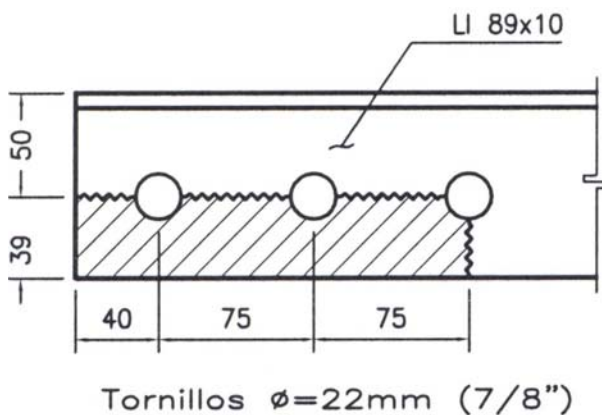


Figura A.23

SOLUCIÓN

- Las áreas de cortante son,

$$A_{gv} = 0.95(19) = 18.05 \text{ cm}^2$$

y como se tienen 2.5 diámetros de agujeros,

$$A_{nv} = 0.95[19 - 2.5(2.5)] = 12.11 \text{ cm}^2$$

- Las áreas de tensión son,

$$A_{gt} = 0.95(3.9) = 3.7 \text{ cm}^2$$

$$A_{nt} = 0.95[3.9 - 0.5(2.5)] = 2.52 \text{ cm}^2$$

Usando la ecuación J4-3a del AISC, se obtiene,

$$\phi R_n = \phi [0.6 F_y A_{gv} + F_u A_{nt}]$$

$$\phi R_n = 0.75 [(0.6 \times 2\,530 \times 18.05) + (4\,080 \times 2.52)] = 0.75 [(27\,400) + (10\,282)] = 28\,262 \text{ kg}$$

Usando la ecuación J4-3b del AISC, se obtiene,

$$\phi R_n = \phi [0.6 F_u A_{nv} + F_y A_{gt}]$$

$$\phi R_n = 0.75 [(0.6 \times 4\,080 \times 12.11) + (2\,530 \times 3.7)] = 0.75 [(29\,645) + (9\,361)] = 29\,255 \text{ kg}$$

La segunda ecuación tiene el mayor término de fractura (el que implica a F_u); por lo tanto gobierna la segunda ecuación.

RESPUESTA.- Resistencia de diseño por bloque de cortante = 295 255 kg

PROBLEMA A.10

Determinar la resistencia de diseño por bloque de cortante del miembro soldado de acero A36 mostrado en la figura A.24.

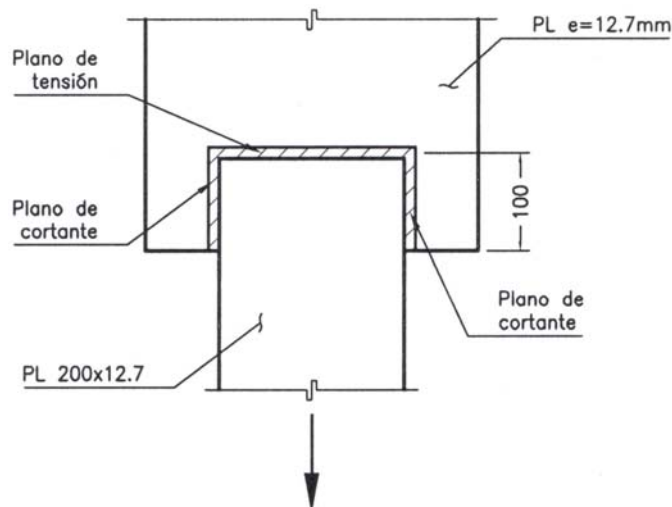


Figura A.24

SOLUCIÓN

- Para fluencia cortante y fractura en tensión

$$\phi R_n = \phi [0.6 F_y A_{gv} + F_u A_{nt}]$$

$$A_{gv} = 1.27 \times 20 = 25.4 \text{ cm}^2$$

$$A_{nt} = 1.27 \times 20 = 25.4 \text{ cm}^2$$

$$\phi R_n = 0.75[(0.6 \times 2530 \times 1.27 \times 20) + (4080 \times 1.27 \times 20)] = 106\,642 \text{ kg}$$

- Para fractura cortante y fluencia en tensión

$$\phi R_n = \phi[0.6F_u A_{nv} + F_y A_{gt}]$$

$$A_{nv} = 1.27 \times 20 = 25.4 \text{ cm}^2$$

$$A_{gt} = 1.27 \times 20 = 25.4 \text{ cm}^2$$

$$\phi R_n = 0.75[(0.6 \times 4080 \times 25.4) + (2530 \times 25.4)] = 94\,830 \text{ kg}$$

- Resistencia a la tensión de la placa

$$\phi P_n = 0.90 \times 2530 \times 1.27 \times 20 = 57\,836 \text{ kg}$$

RESPUESTA.- Resistencia de diseño $\phi_t R_n = 57\,836 \text{ kg}$

COMENTARIO.- En ocasiones se presentan casos en los que no resulta muy claro qué secciones deben considerarse para el cálculo del bloque de cortante. En tales situaciones el proyectista debe usar su buen juicio. Un caso así se muestra en la figura A.25. En la parte (a) de la figura se supone primero que el desgarramiento del alma ocurrirá a lo largo de la línea quebrada *abcdef*. Una línea alternativa de desgarramiento es la *abdef* que se muestra en la parte (b) de la figura. Para esta conexión se supone que la carga se distribuye uniformemente en los cinco tornillos. Entonces, para el desgarramiento del caso (b), se supondrá que sólo $4/5P_u$ está sujeta por la sección considerada porque uno de los tornillos se encuentra fuera del área de desgarramiento. Para calcular el ancho de los planos de tensión *abc* y *abd* para estos dos casos, parece razonable usar la expresión $s^2/4g$.

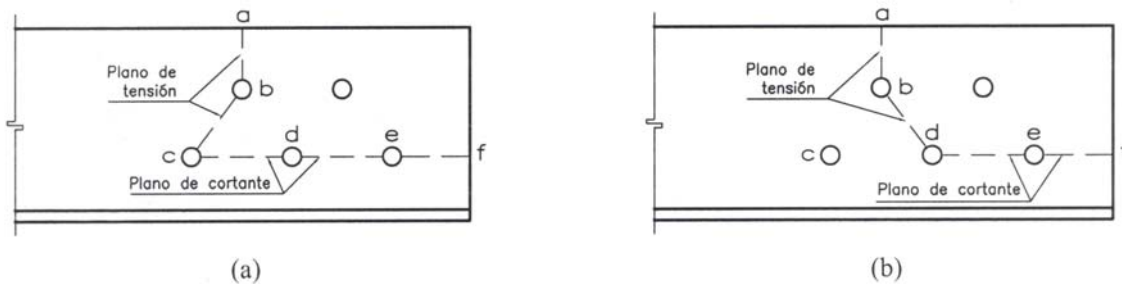


Figura A.25

A.9 DISEÑO DE MIEMBROS EN Tensión

El problema típico de diseño es seleccionar un miembro con área transversal suficiente para que la carga factorizada no exceda la resistencia de diseño (resistencia nominal multiplicada por el factor de resistencia). Un problema relacionado con éste es el análisis o de revisión de un miembro dado, donde la resistencia de diseño se calcula y se compara con la carga factorizada. En general, el problema de análisis es un procedimiento directo, pero el de diseño es un proceso iterativo y puede requerir que se efectúen tanteos.

El diseño de miembros en tensión implica encontrar, como ya se mencionó, un miembro con áreas total y neta adecuadas. Si el miembro tiene una conexión atornillada, la selección de una sección transversal adecuada requiere tomar en cuenta el área perdida debido a los agujeros. Para un miembro con una sección transversal rectangular, los cálculos son relativamente directos. Sin embargo, si va a usarse un perfil laminado, el área por deducirse no puede predecirse de antemano porque el espesor del miembro en la localidad de los agujeros no se conoce.

Una consideración secundaria en el diseño de miembros en tensión es la esbeltez. Si un miembro estructural tiene una sección transversal pequeña en relación con su longitud, se dice que es esbelto. Una medida más precisa de la relación de esbeltez L/r , donde L es la longitud del miembro y r el radio de giro mínimo del área de la sección transversal. El radio de giro mínimo es el correspondiente al eje principal menor de la sección transversal.

Aunque la esbeltez es crítica para la resistencia de un miembro en compresión, ella no tiene importancia para un miembro en tensión. Sin embargo, en muchas situaciones es buena práctica limitar la esbeltez de los miembros en tensión. Si la carga axial en un miembro esbelto en tensión se retira y se aplican pequeñas cargas transversales, vibraciones o deflexiones no deseadas pueden presentarse. Por ejemplo, esas condiciones podrían ocurrir en una barra laxa de arriostamiento sometida a cargas de viento. Por esta razón, la Sección B7 del AISC sugiere una relación máxima de esbeltez de 300. se trata solo de un valor recomendado porque la esbeltez no tiene significación estructural para miembros en tensión y el límite puede ser excedido cuando circunstancias especiales lo justifican. Este límite no se aplica a cables y las Especificaciones explícitamente excluyen los tirantes.

El problema central de todo diseño de miembros, incluido el diseño de miembros en tensión, es encontrar una sección transversal para la cual la suma de las cargas factorizadas no exceda la resistencia del miembro, es decir,

$$\sum \gamma_i Q_i \leq \phi R_n \quad [\text{Ec A.18}]$$

Para miembros en tensión, esta expresión toma la forma

$$P_u \leq \phi_t P_n \quad \text{o} \quad \phi_t P_n \geq P_u \quad [\text{Ec A.19}]$$

donde P_u es la suma de las cargas factorizadas.

Para prevenir la fluencia,

$$0.90 F_y A_g \geq P_u \quad \text{o} \quad A_e \geq \frac{P_u}{0.90 F_y} \quad [\text{Ec A.20}]$$

Para evitar la fractura,

$$0.75 F_u A_e \geq P_u \quad \text{o} \quad A_e \geq \frac{P_u}{0.75 F_u} \quad [\text{Ec A.21}]$$

La limitación de la relación de esbeltez será satisfecha si

$$r \geq \frac{L}{300} \quad [\text{Ec A.22}]$$

donde r es el radio de giro mínimo de la sección transversal y L es la longitud del miembro.

PROBLEMA A.11

Un miembro en tensión con longitud de 1.75 m debe resistir una carga muerta de servicio de 40 tn y una carga viva de servicio de 20 tn. Seleccionar un miembro con una sección transversal rectangular. Considerar acero A36 y suponer una conexión con una línea de tornillos de $\phi=22$ mm (7/8").

SOLUCIÓN

$$P_u = 1.4(CM + CV) = 1.4(40 + 20) = 90 \text{ tn}$$

$$A_{g \text{ requerida}} = \frac{P_u}{0.9F_y} = \frac{84\,000}{0.9 \times 2\,530} = 37.0 \text{ cm}^2$$

$$A_{e \text{ requerida}} = \frac{P_u}{0.75F_y} = \frac{84\,000}{0.75 \times 4\,080} = 27.45 \text{ cm}^2$$

Como $A_e = A_n$ para este miembro, el área total correspondiente al área neta requerida es

$$A_g = A_n + A_{\text{agujero}} = 27.45 + (22 + 0.3)t = 27.45 t$$

Ensayando $t = 2.5$ cm (1")

$$A_g = 27.45 + 2.5(2.5) = 33.7 \text{ cm}^2$$

Como $33.7 < 37.0 \text{ cm}^2$, el área total requerida es 37.0 cm^2

$$w_g = \frac{A_g}{t} = \frac{37}{2.5} = 14.8 \text{ cm}$$

Redondeando al cm y ensayando una sección transversal de 2.5 x 15 cm.

Revisando la relación de esbeltez

$$I_{\min} = \frac{15 \times (2.5)^2}{12} = 19.53 \text{ cm}^4$$

$$A = 2.5 \times 15 = 37.5 \text{ cm}^2$$

De $I = Ar^2$

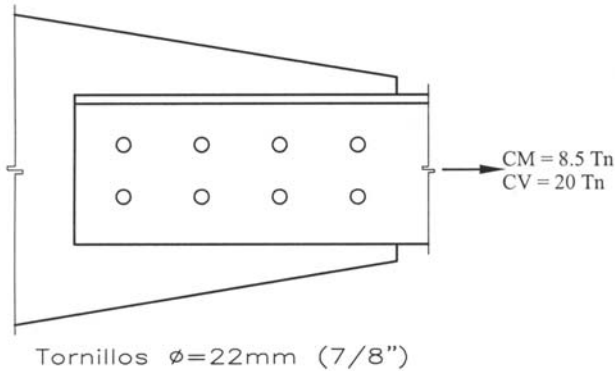
$$r_{\min} = \sqrt{\frac{I_{\min}}{A}} = \sqrt{\frac{19.53}{37.5}} = 0.72 \text{ cm}$$

$$\frac{L}{r} \text{ Máxima} = \frac{175}{0.72} = 243 < 300 \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

RESPUESTA.- Usar una barra de 15 x 2.5 cm

PROBLEMA A.12

Diseñar un miembro en tensión formado por un ángulo de lados desiguales de 4.60 m de longitud para resistir una carga muerta de servicio de 8.5 tn y una carga viva de servicio de 20 tn. Considerar acero A36. La conexión se muestra en la figura A.26.

**Figura A.26****SOLUCIÓN**

Las cargas factorizadas son:

$$P_u = 1.5(CM + CV) = 1.5(8.5 + 20) = 42.75 \text{ tn}$$

$$A_{g \text{ requerida}} = \frac{P_u}{0.9F_y} = \frac{42\,750}{0.9 \times 2\,530} = 18.77 \text{ cm}^2$$

$$A_e \text{ requerida} = \frac{P_u}{0.75F_y} = \frac{42\,750}{0.75 \times 4\,080} = 14.00 \text{ cm}^2$$

El radio de giro debe ser por lo menos,

$$\frac{L}{300} = \frac{460}{300} = 1.53 \text{ cm}$$

Para encontrar el perfil más ligero que satisface tales criterios, buscamos el ángulo de lados desiguales que tenga la menor área total aceptable y luego revisamos el área neta efectiva. El radio de giro puede ser revisado por inspección. Hay dos líneas de tornillos, por lo que el lado conectado debe ser por lo menos de 102 mm (5") de largo. Comenzamos en el extremo de la tabla de propiedades para ángulos simples en algún manual y elaboramos una lista de los perfiles más ligeros en orden de área creciente.

Los siguientes perfiles son posibles (del Manual IMCA),

LD 152 x 102 x 8	$A_g = 19.44 \text{ cm}^2$	$r_{\min} = 2.24 \text{ cm}$
LD 152 x 102 x 10	$A_g = 23.29 \text{ cm}^2$	$r_{\min} = 2.23 \text{ cm}$

Intentando con el perfil LD 152 x 102 x 8

$$A_e = A_g - A_{\text{agujeros}} = 19.44 - 2(2.5)(0.8) = 15.44 \text{ cm}^2$$

Como la longitud de la conexión no se conoce, no puede usarse la Ecuación B3-2 del AISC para calcular el factor de retraso de cortante U. Por lo tanto, usamos $U = 0.85$, que es el valor promedio dado por los comentarios. (El valor promedio de U puede usarse para obtener un perfil de prueba, después de lo cual el valor de U dado por la Ecuación B3-2 del AISC puede calcularse).

$$A_e = UA_n = 0.85(15.44) = 13.12 \text{ cm}^2 < 14.0 \text{ cm}^2 \quad (\text{NO ES SATISFACTORIO})$$

Ensayando un perfil LD 152 x 102 x 10

$$A_n = 23.29 - 2(2.5) = 18.30 \text{ cm}^2$$

$$A_e = 0.85(18.29) = 15.56 \text{ cm}^2 > 14.0 \quad (\text{SATISFACTORIO})$$

RESPUESTA.- Este perfil satisface todos los requisitos, por lo que usamos un LD 152 x 102 x 10, conectado por su lado de 152 mm.

PROBLEMA A.13

Seleccionar una IR 305 de acero A36 de 9 m de longitud para soportar una carga muerta de servicio de tensión de 60 tn y una carga viva de servicio de 35 tn. Como se muestra en la figura A.27, el miembro tendrá dos hileras de tornillos de $\phi=22 \text{ mm}$ (7/8") en cada patín (por lo menos tres por hilera).



Figura A.27

SOLUCIÓN

$$P_u = 1.4(60 + 35) = 133 \text{ tn}$$

$$\rightarrow A_{g \text{ requerida}} = \frac{P_u}{0.9F_y} = \frac{133\,000}{0.9 \times 2\,530} = 58.5 \text{ cm}^2$$

$$\rightarrow A_{g \text{ requerida}} = \frac{P_u}{0.75F_u U} + \text{área estimada de agujeros}$$

Suponiendo $U = 0.90$ y espesores de patines de 12.7 mm, (en el manual IMCA buscamos secciones que tengan un área cercana a 58.5 cm^2).

$$A_{g \text{ mínima}} = \frac{133\,000}{0.75 \times 4\,080 \times 0.9} + 4(2.5)(1.27) = 61 \text{ cm}^2$$

➤ Radio de giro mínimo

$$r_{\text{mín}} = \frac{L}{300} = \frac{900}{300} = 3 \text{ cm}$$

Probando una IR 305 x 52.2 con

$$A_g = 66.5 \text{ cm}^2 \quad d = 318 \text{ mm} \quad b_f = 137 \text{ mm} \quad t_f = 13.2 \text{ mm}$$

$$r_y = 3.9 \text{ cm}$$

Comprobando,

$$1) P_u = \phi_t F_y A_g = (0.9)(2\,530)(66.5) = 151\,420 \text{ kg} > 133 \text{ tn} \quad (\text{ACCEPTABLE})$$

$$2) P_u = \phi_t F_u U A_n \quad \text{con } U = 0.85 \text{ ya que } \frac{b_f}{d} < \frac{2}{3} \text{ y}$$

$$A_n = 66.5 - 4(2.5)(1.32) = 53.3 \text{ cm}^2$$

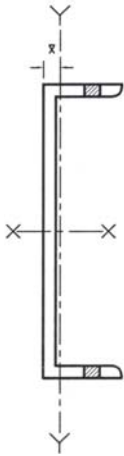
$$P_u = 0.75 \times 4\,080 \times 0.85 \times 53.3 = 138\,633 > 133 \text{ tn} \quad (\text{ACCEPTABLE})$$

$$3) \frac{L}{r} = \frac{900}{3.9} = 230 < 300 \quad (\text{ACCEPTABLE})$$

RESPUESTA.- Usar una IR 305 x 52.2

PROBLEMA A.14

Se ha seleccionado dos CE 305 x 44.64 que se muestran en la figura A.29 para soportar una carga muerta de trabajo de tensión de 55 Tn y una carga viva de trabajo de tensión de 105 Tn. El miembro es de acero A36 con 9.2 m de longitud y tiene en cada patín una hilera de tornillos de $\phi=22$ mm (7/8") (por lo menos tres por hilera). Determinar si el miembro es satisfactorio de acuerdo con las especificaciones LRFD y diseñar las placas de unión necesarias.

**Figura A.28****SOLUCIÓN**

- Propiedades de una CE 305 x 44.64

$$\begin{aligned} A &= 56.90 \text{ cm}^2 \\ T_f &= 12.72 \text{ mm} \\ I_x &= 6\,742.90 \text{ cm}^4 \\ I_y &= 213.94 \text{ cm}^4 \\ x &= 17.11 \text{ mm} \\ r_y &= 1.94 \text{ cm} \\ g &= 50 \text{ mm} \end{aligned}$$

- Carga que debe resistirse

$$P_u = 1.5(55 + 105) = 240 \text{ tn}$$

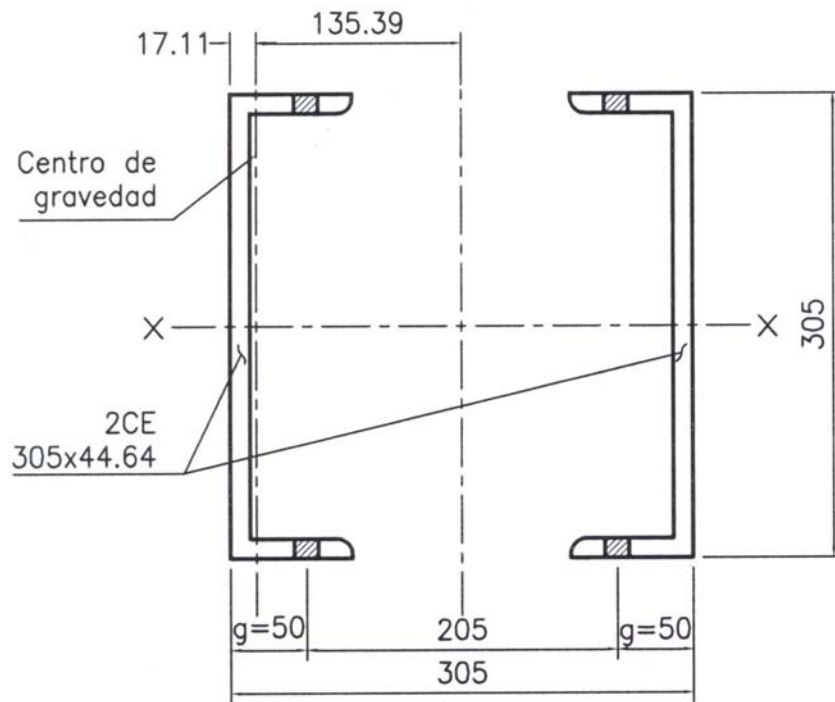
- Resistencia de diseño

$$P_u = \phi_t F_y A_g = (0.9)(2\,530)(2 \times 56.90) = 259.12 \text{ tn} > 240 \text{ tn} \quad (\text{ACEPTABLE})$$

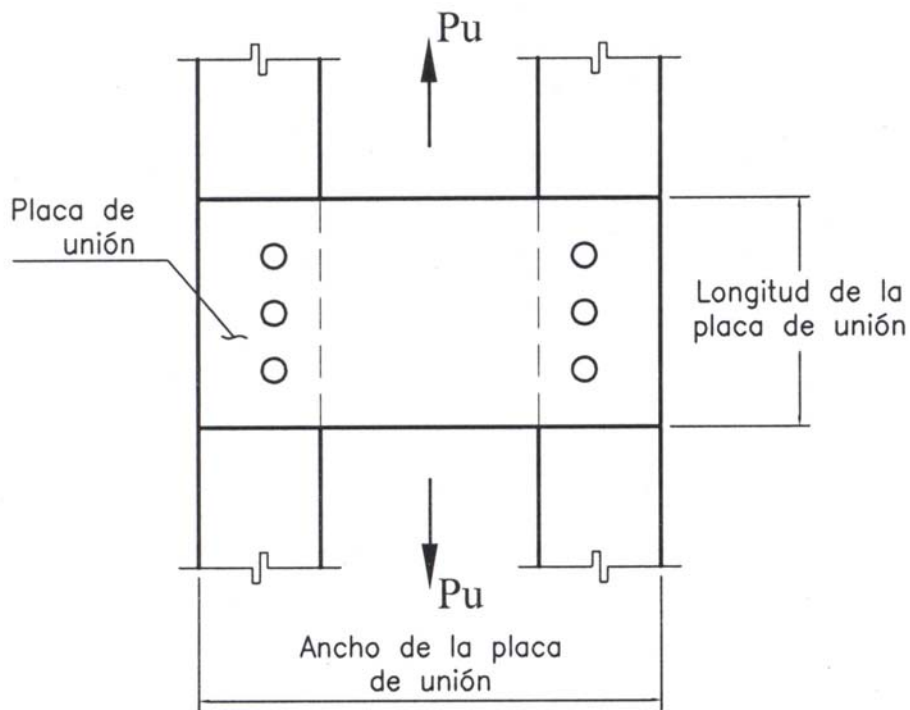
$$d = \text{diámetro del tornillo} + 3 \text{ mm} = 22 + 3 = 25 \text{ mm}$$

$$A_n = [56.90 - 2(2.5)(1.272)](2) = 101.08 \text{ cm}^2$$

$$P_u = \phi_t F_u A_n U = (0.75)(4\,080)(101.08)(0.85) = 262.9 \text{ tn} > 240 \text{ tn} \quad (\text{ACEPTABLE})$$



(a)



(b)

Figura A.29

- Relación de esbeltez

$$I_x = 2(6742.9) = 13485.8 \text{ cm}^4$$

$$I_y = 2(213.94) + 2(56.90)(13.54)^2 = 21291 \text{ cm}^4$$

$$r_x = \sqrt{\frac{13485.8}{2(56.90)}} = 10.9 \text{ cm}$$

$$\frac{L}{r} = \frac{920}{10.9} = 84.4 < 300$$

- Diseño de las placas de unión (especificaciones LRFD, sexta parte, sección D2)

$$\text{Distancia entre hileras de tornillos} = 30.5 - 2(5) = 20.5 \text{ cm}$$

$$\text{Longitud mínima de las placas} = \left(\frac{2}{3}\right)(20.5) = 13.7 \approx 15 \text{ cm}$$

$$\text{Espesor mínimo de las placas} = \left(\frac{L}{50}\right)(20.5) = 0.41 \text{ cm} \approx 0.47 \text{ cm} \left(\frac{3}{16}''\right) \quad (\text{Tabla J3.7 AISC})$$

$$\text{Ancho mínimo de las placas} = (20.5) + 2(3.8) = 28.10 \text{ cm} \approx 30.5 \text{ cm}$$

Espaciamiento Máximo permisible de las placas

$$r_{\min} \text{ de una CE} = r_y = 1.94 \text{ cm}$$

Separación máxima permisible entre placas : $\frac{L}{r} = 300$

$$\frac{L}{1.94} = 300 \quad ; \quad L = 582 \text{ cm}$$

RESPUESTA.- Usar placas de 0.47 x 15 x 30 @ 5.8 m (en el centro).

A.10 BARRAS ROSCADAS Y CABLES

Cuando la esbeltez no es de importancia, los tirantes con secciones transversales circulares y los cables son a menudo usados como miembros en tensión. La distinción entre los dos es que los tirantes son sólidos y los cables están hechos con fibras individuales enrolladas entre sí a manera de una cuerda. Los tirantes y los cables se usan con frecuencia en sistemas de techos suspendidos y como colgantes o miembros de suspensión en puentes. Los tirantes se usan también en sistemas de arrostramiento; en algunos casos, ellos son pretensionados para prevenir su laxitud cuando las cargas externas son retiradas. La figura A.30 ilustra métodos típicos de conexión de tirantes y cables.

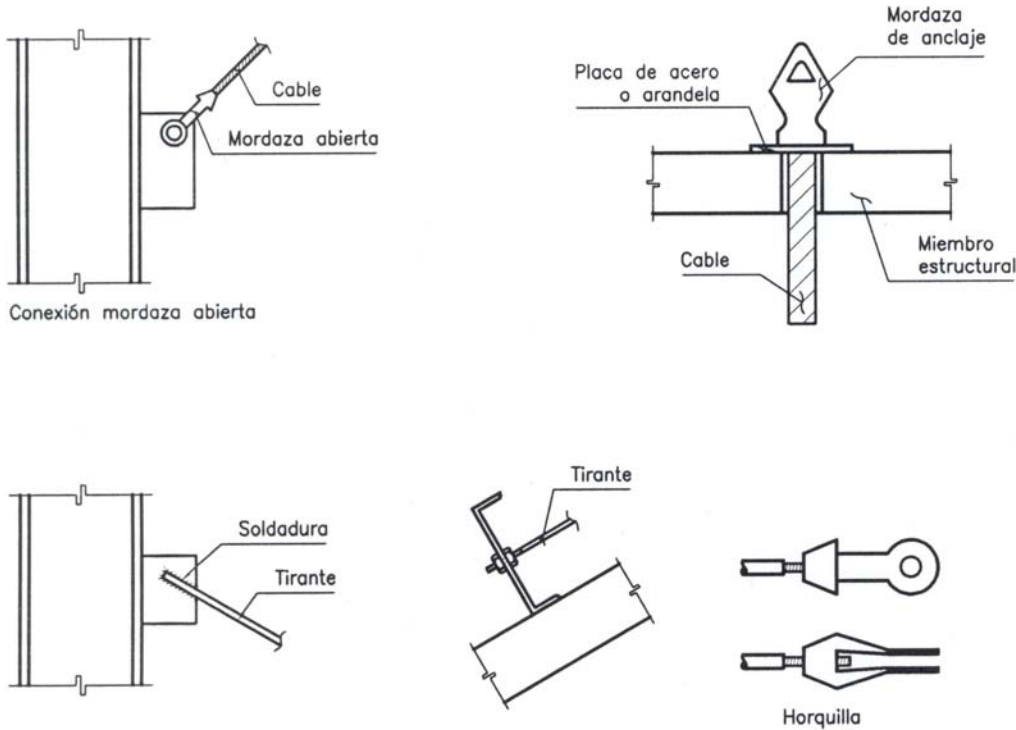


Figura A.30

Cuando el extremo de un tirante va a ser roscado, se usa a veces un recalcamiento en ese extremo. Esto es un engrosamiento del extremo en el que van a ser cortadas las roscas. Las roscas reducen el área de la sección transversal y el recalcamiento del extremo produce una mayor área en esa zona. Los extremos recalcados estándar con roscas tendrán en realidad una mayor área neta en la porción roscada que en la porción no roscada. Sin embargo, los extremos recalcados son relativamente caros y en la mayoría de los casos son innecesarios.

El área transversal efectiva en la porción roscada de un tirante se llama *área de esfuerzo* y es una función del diámetro no roscado y del número de roscas por pulgada. La razón del área de esfuerzo al área nominal varía pero tiene un límite inferior de aproximadamente 0.75. La resistencia nominal por tensión del tirante roscado puede entonces escribirse como

$$P_n = A_s F_u \quad [\text{Ec A.23}]$$

$$P_n = 0.75 A_b F_u \quad [\text{Ec A.24}]$$

donde

A_s = área de esfuerzo

A_b = área nominal (sin rosca)

Esta expresión da la resistencia nominal presentada en la Tabla J3.2 en la Sección J3.6 de las especificaciones AISC. El factor de resistencia es $\phi_t = 0.75$.

Si se usan extremos recalcados, la capacidad por tensión en el diámetro roscado mayor debe ser mayor que F_y veces el área de la parte no roscada (pie de página c en la Tabla J3.2 del AISC).

PROBLEMA A.15

Una barra roscada va a usarse como riostra la cual debe resistir una carga de servicio de tensión de 1 Tn de carga muerta y de 2.7 Tn de carga viva. ¿Qué tamaño de barra se requiere e acero A36?

SOLUCIÓN

La carga factorizada es

$$P_u = 1.4(CM + CV) = 1.4(1 + 2.7) = 5.18 \text{ tn}$$

$$\text{Como } \phi_t P_n \geq P_u \quad ; \quad \phi_t (0.75 F_u) A_g \geq P_u$$

$$A_{g\text{requerida}} = \frac{P_u}{\phi_t (0.75) F_u} = \frac{5180}{0.75(0.75)(4080)} = 2.257 \text{ cm}^2$$

$$\text{De } A_g = \frac{\pi d^2}{4} \quad ; \quad d_{\text{requerida}} = \sqrt{\frac{4(2.257)}{\pi}} = 1.7 \text{ cm}$$

RESPUESTA.- Usar una barra roscada de $\phi = 19 \text{ mm}$ (3/4") ($A_g = 2.85 \text{ cm}^2$)

Para prevenir daños durante la construcción, los tirantes no deben ser muy esbeltos. Aunque no hay un requisito de especificación, una práctica común es usar un diámetro mínimo de $\phi = 16 \text{ mm}$ (5/8").

Los cables flexibles en forma de torones o cables de alambre se usan en aplicaciones en que se requiere alta resistencia y la rigidez no es de importancia. En adición a su uso en puentes y en sistemas de techos con cables, ellos se usan también en malacates y grúas, como retenidas para torres y como riostras longitudinales en sistemas de edificios metálicos.

La diferencia entre torones y cables de alambre se ilustran en la figura A.3. Un torón consiste en alambres individuales enrollados helicoidalmente alrededor de un núcleo central y un cable de alambre se hace con varios torones dispuestos helicoidalmente alrededor de un núcleo.

La selección del cable correcto para una carga dada se basa usualmente en consideraciones de resistencia y deformación. En adición al alargamiento elástico ordinario, un estiramiento inicial es causado por un desplazamiento interno de los alambres individuales, que resulta en un estiramiento permanente. Por esta razón, los cables son a menudo preestirados. Los cables de alambres y los torones se fabrican con aceros de mucha mayor resistencia que la de los aceros estructurales y no son tratados por las especificaciones AISC. Las resistencias a la ruptura de varios cables, así como detalles de los dispositivos disponibles para sus conexiones pueden obtenerse de las publicaciones técnicas de los fabricantes.

A.11 MIEMBROS EN TENSIÓN EN ARMADURAS DE TECHO

Muchos de los miembros en tensión que usan los ingenieros estructuristas son componentes de armaduras. Por esta razón conviene ver algo acerca de las armaduras de techo en general.

Cuando las armaduras se usan en edificios, usualmente funcionan como elementos principales de soporte de los sistemas de techo donde se requieren grandes claros. Ellas se usan cuando el peso y costo de una viga es prohibitivo. (Se puede considerar que una armadura es una viga de gran peralte con gran parte de su alma retirada). Las armaduras de techo se usan a menudo en edificios industriales, aunque la construcción de este tipo ha sido reemplazada en gran medida por marcos rígidos. En la figura A.31 se ilustra la construcción típica de techo con armaduras soportadas por muros de carga. En este tipo de construcción, un extremo de la conexión entre la armadura y los muros puede usualmente considerarse como articulada y el otro extremo como soportado sobre rodillo. La armadura puede entonces analizarse como una estructura estáticamente determinada. Los muros de soporte pueden ser de concreto reforzado, de bloques de concreto, de ladrillo, o de una combinación de estos materiales.

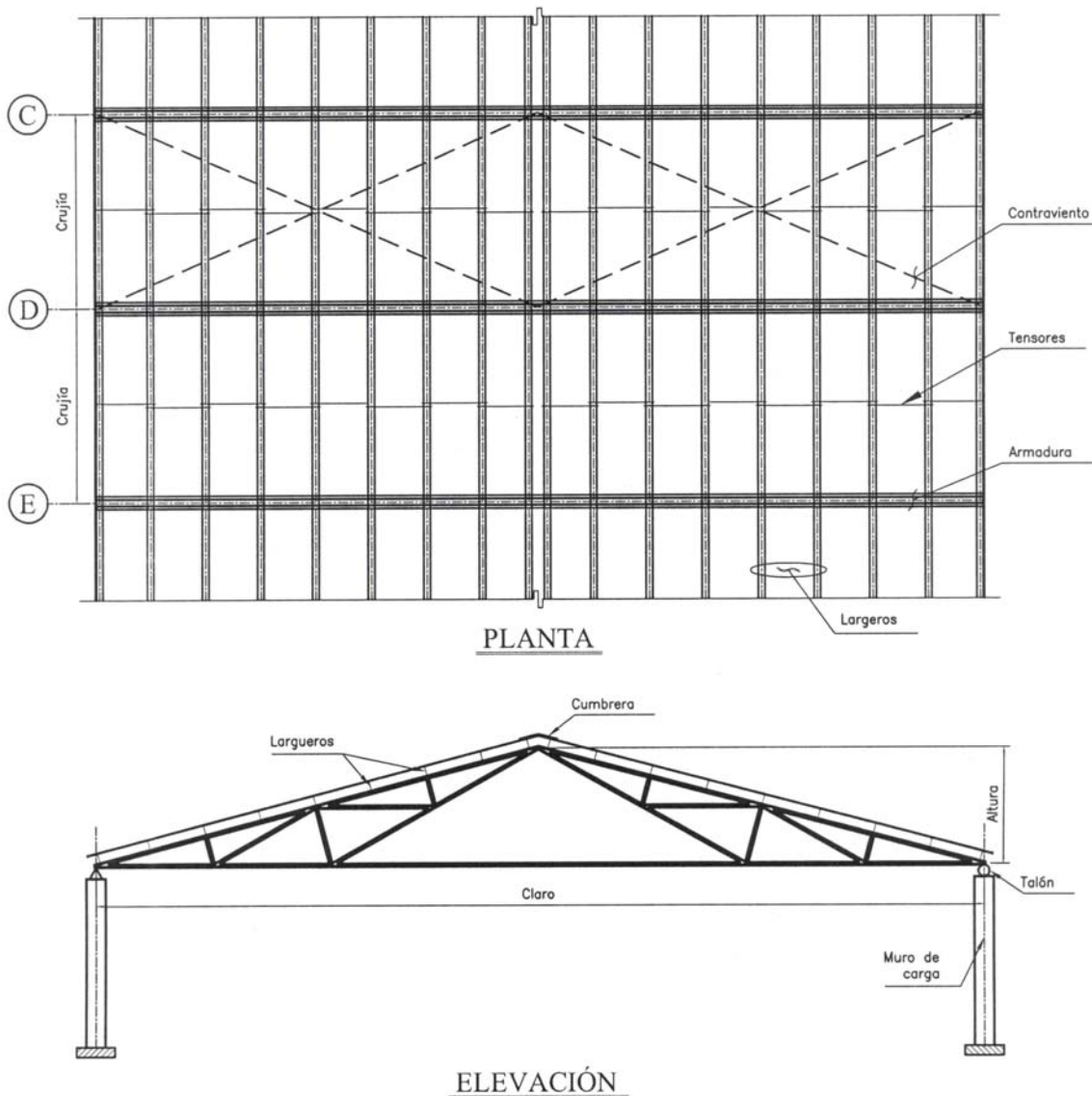


Figura A.31

Las armaduras de techo son normalmente espaciadas uniformemente a lo largo de la longitud del edificio y unidas entre sí por medio de vigas longitudinales llamadas largueros y por arriostramiento en x . La función principal de los polines es transferir las cargas a la cuerda superior de la armadura, pero también pueden actuar como parte del sistema de arriostramiento. El arriostramiento es usualmente proporcionado en los planos de las cuerdas superior e inferior, pero no se requiere en cada crujía porque las fuerzas laterales pueden ser transferidas de una crujía arriostrada a la otra por medio de los largueros.

Idealmente, los largueros se sitúan en los nudos de la armadura por lo que ésta puede tratarse como una estructura conectada por pasadores y cargada solo en los nudos. Sin embargo, algunas veces, la cubierta del techo no puede salvar la distancia entre nudos y pueden ser entonces necesarios largueros intermedios. En tales casos, la cuerda superior estará sometida a una flexión considerable así como a una compresión axial y debe ser diseñada como una viga-columna.

Los tensores son miembros en tensión usados para proporcionar soporte lateral a los largueros. La mayor parte de las cargas aplicadas a los largueros son verticales, por lo que habrá una componente paralela a un techo inclinado, que ocasiona que los polines se flexionen en esa dirección A.32.

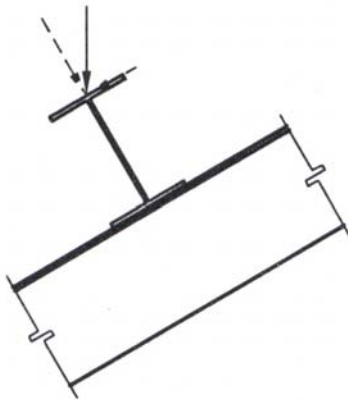


Figura A.32

Los tensores pueden situarse en el punto medio, en los puntos tercios o a intervalos más frecuentes a lo largo de los largueros, dependiendo de la cantidad de soporte necesario. El intervalo es una función de la separación entre armaduras, de la pendiente de la cuerda superior, de la resistencia del larguero a este tipo de flexión (la mayoría de los perfiles usados para largueros son muy débiles en este respecto), y la cantidad de soporte proporcionada por el techado. Si se usa una cubierta metálica, ésta estará por lo general rígidamente unida a los largueros y los tensores pueden entonces no ser necesarios. Sin embargo, algunas veces el peso del polín mismo es suficiente para causar problemas y los tensores pueden ser necesarios para proporcionar soporte durante la construcción antes de que se coloque la cubierta.

Si se usan tensores, ellos se diseñan para soportar la componente de las cargas de techo paralelas a éste. Se supone que cada segmento entre largueros soporta todo lo que está debajo de él; el tensor superior se diseña entonces para la carga sobre el área de techo tributaria al tensor, del talón de la armadura a la cumbre, como se muestra en la figura A.33. Aunque la fuerza será diferente en cada segmento de tensor, la práctica usual es usar un solo tamaño. La cantidad adicional de material en consideración es insignificante y el uso del mismo tamaño para cada segmento elimina la posibilidad de una confusión durante la construcción.

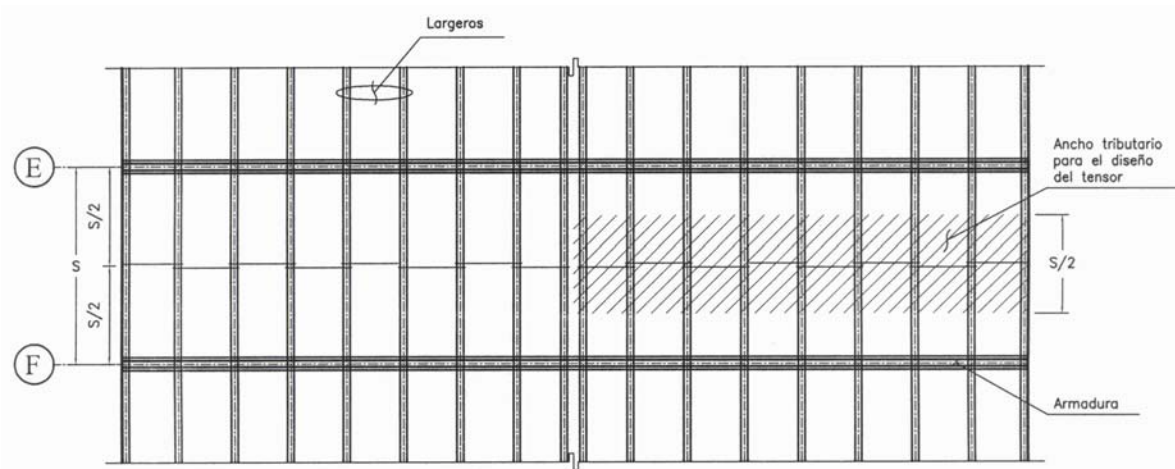


Figura A.33

En la figura (3.34a) se muestra un posible tratamiento de la cumbrera. El tirante entre los largeros de cumbrera debe resistir la carga de todos los tendones a cada lado. La fuerza de tensión en este miembro horizontal tiene como una de sus componentes la fuerza en el segmento superior del tensor. Un diagrama de cuerpo libre de un largero de cumbrera ilustra este efecto, como se muestra en la figura 3.34b.

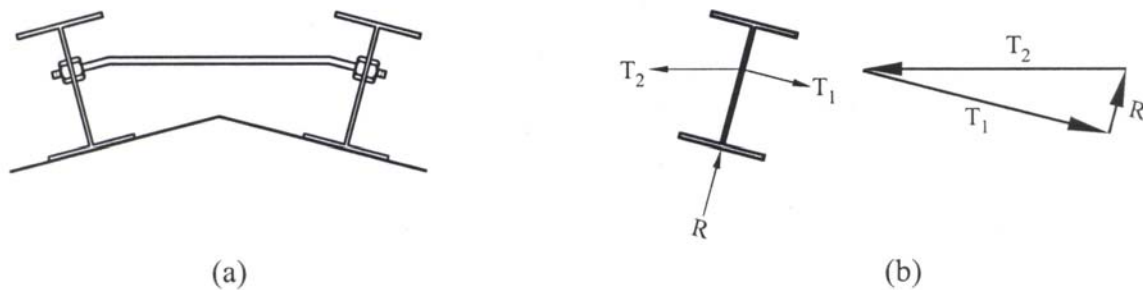
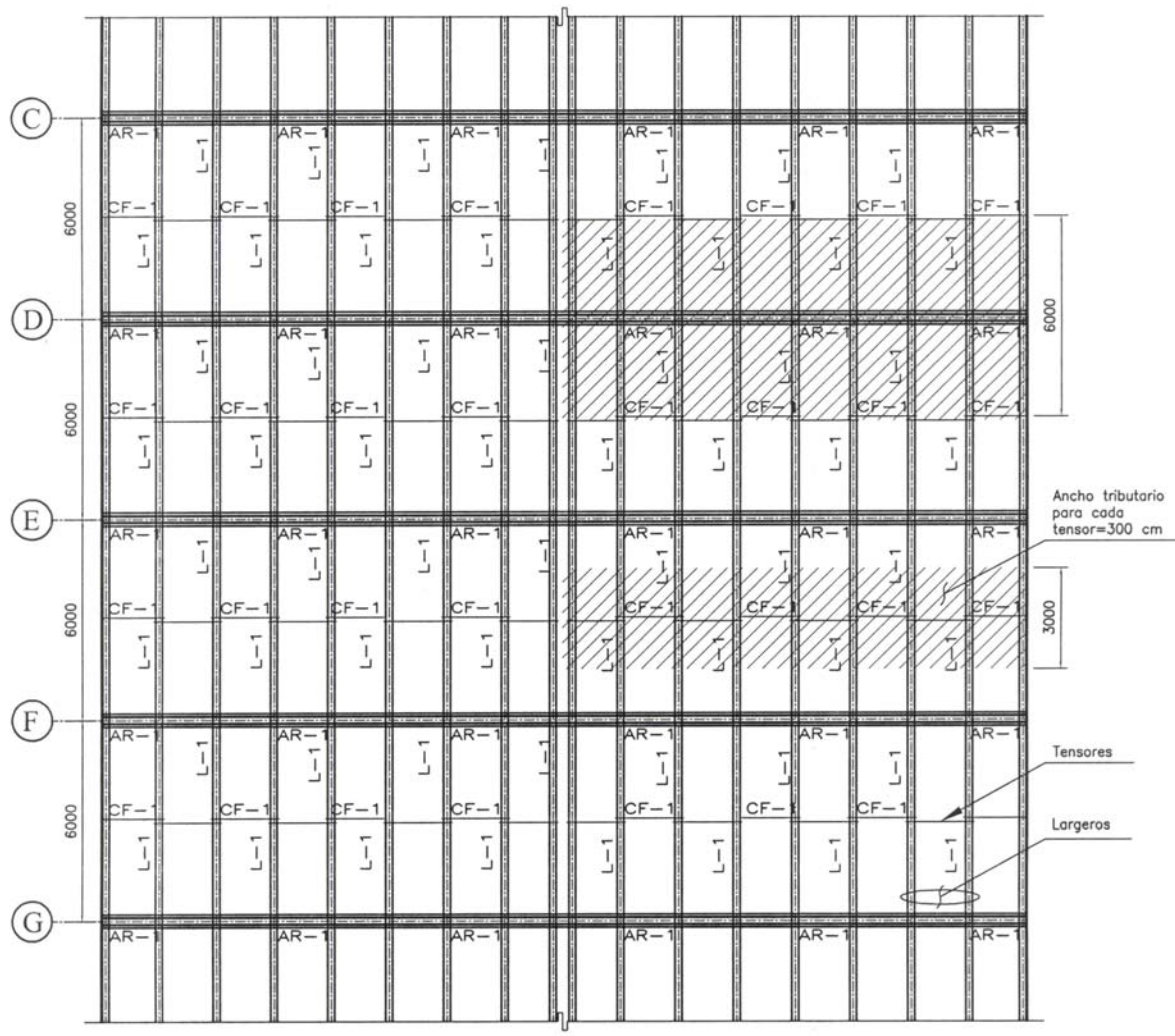


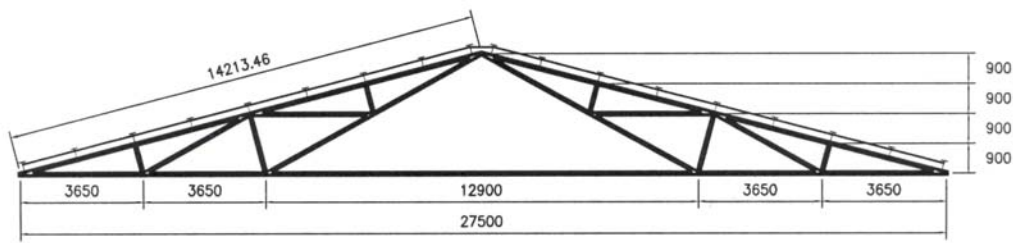
Figura A.34

PROBLEMA A.16

Armaduras espaciadas a 6m entre centros soportan largueros CE 152x12, como se muestra A.35. Los largueros están soportados en sus puntos medios por tensores. Usar acero A36 y diseñar los tensores y el tirante en la cumbrera para las cargas de servicio dadas:



PLANTA CUBIERTA



ARMADURA DE TECHO A R - 1

Figura A.35

CARGAS DE SERVICIO

➤ CARGAS MUERTAS

Lámina pintor Cal. 24	12 kg/m ²
Instalaciones	10 kg/m ²
Largueros CE 152x12	6.17 kg/m

➤ CARGAS VIVAS

Carga Viva Máxima	40 kg/m ²
Carga Viva Instantánea	20 kg/m ²

➤ CARGA ACCIDENTAL (Granizo)

Carga Acc.	30 kg/m ²
------------	----------------------

SOLUCIÓN

A) Cálculo de cargas

Ancho tributario para cada tensor = $6/2 = 3\text{ m}$

Área tributaria para el techo y su cubierta = $3 \times (14.214) = 42.64\text{ m}^2$

❖ Cargas Muertas

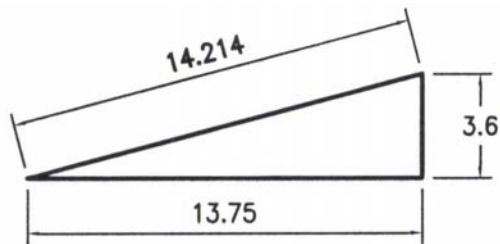
Lámina pintor Cal. 24	(12)(42.64)	=	512 kg
Instalaciones	(10)(42.64)	=	426 kg
Largueros CE 152x12	(6.17)(3)(9)	=	167 kg

❖ Cargas Vivas

Carga Viva Máxima	(40)(42.64)	=	1 705 kg
Carga Viva Instantánea	(20)(42.64)	=	853 kg

❖ Carga Accidental

Área tributaria para la carga de granizo



$$A_{\text{granizo}} = 3(13.75) = 41\text{ m}^2$$

Figura A.36

Carga Accidental (Granizo)	(30)(41)	=	1 230 kg
----------------------------	----------	---	----------

B) Revisión de combinaciones de carga

❖ $1.4 (CM + CV_{\text{máx}}) = 1.4 (1\ 102 + 1\ 705) = 2\ 810\text{ kg.}$

❖ $1.1 (CM + CV_{\text{inst}} + C_{\text{granizo}}) = 1.1 (1\ 105 + 853 + 1\ 230) = 2\ 810\text{ kg. (RIGE)}$

De la combinación 2,

Carga Factorizada = 3 507 kg = P_u

C) Diseño de tensor

Para la componente paralela al techo

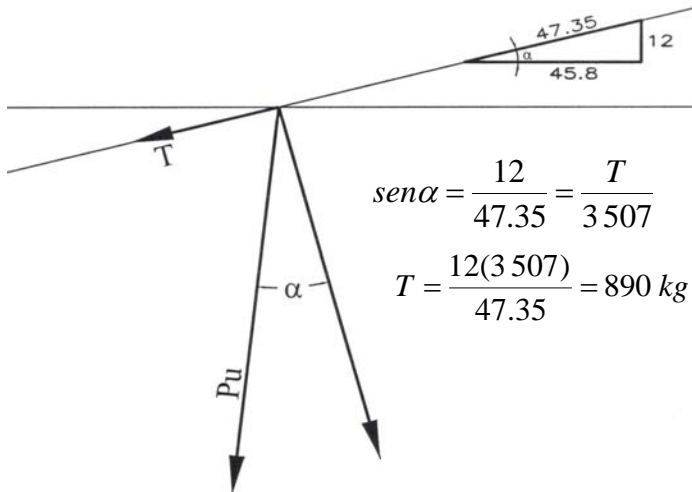


Figura A.37

$$A_{\text{requerida}} = \frac{P_u}{\phi_t (0.75 F_u)} = \frac{890}{(0.75)(0.75)(4080)} = 0.39 \text{ cm}^2$$

$$d_{\text{requerido}} = \sqrt{\frac{4(0.39)}{\pi}} ; \quad d_{\text{requerido}} = 0.70 \text{ cm} \approx 7.9 \text{ mm (5/16")}$$

pero $d_{\text{min}} = 16 \text{ mm (5/8")}$

RESPUESTA.- Usar una barra roscada se $\phi = 16 \text{ mm (} A_g = 1.98 \text{ cm}^2)$

D) Diseño de tirante en la armadura

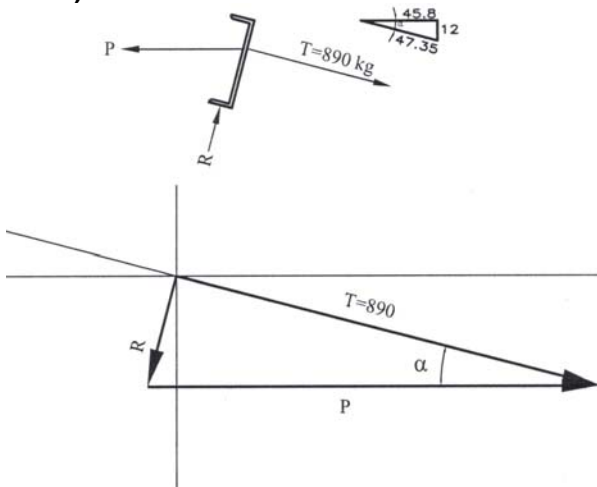


Figura A.38

$$\cos \alpha = \frac{45.8}{47.35} = \frac{890}{P} \quad ; \quad P = \frac{890(47.35)}{45.8} \quad ; \quad P = 920 \text{ kg}$$

$$A_{\text{requerida}} = \frac{P_u}{\phi_t (0.75 F_u)} = \frac{920}{(0.75)(0.75)(4080)} = 0.40 \text{ cm}^2$$

$$d_{\text{requerido}} = \sqrt{\frac{4(0.40)}{\pi}} \quad ; \quad d_{\text{requerido}} = 0.71 \text{ cm} \approx 7.9 \text{ mm (5/16")}$$

pero $d_{\text{min}} = 16 \text{ mm (5/8")}$

RESPUESTA.- Usar una barra roscada se $\phi = 16 \text{ mm (} A_g = 1.98 \text{ cm}^2)$

Para la geometría y la carga usual en armaduras, la cuerda inferior estará en tensión y la cuerda superior estará en compresión. Algunos miembros de la celosía o alma estarán en tensión y otros en compresión. Cuando se incluyen los efectos del viento y se consideran diferentes direcciones posibles de éste, la fuerza en algunos miembros de la celosía puede alternar entre tensión y compresión. En este caso, el miembro afectado debe diseñarse para funcionar tanto como miembro en tensión como miembro en compresión.

En armaduras atornilladas, las secciones de ángulo doble son a menudo usadas tanto para las cuerdas como para la celosía. Este diseño facilita la conexión de miembros que se unen en un nudo al permitirse el uso de una sola placa de nudo, como se ilustra en la figura A.39. Cuando se usan perfiles T como miembros de cuerdas en armaduras soldadas, los ángulos de la celosía pueden usualmente soldarse al alma de la T. Si la fuerza en un miembro de la celosía es pequeña, pueden usarse ángulos simples, aunque al hacerlo así se elimina el plano de simetría de la armadura y el miembro de la celosía queda cargado excéntricamente. Los miembros de las cuerdas son usualmente fabricados con piezas continuas o empalmados en caso necesario.

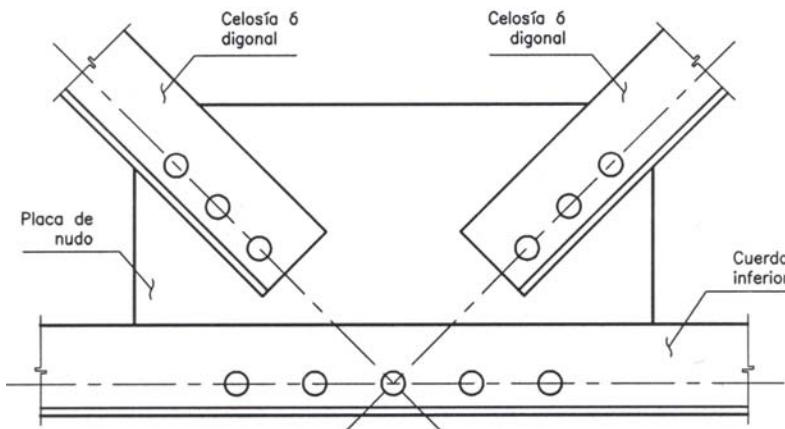


Figura A.39

El hecho que los miembros de las cuerdas son continuos y los nudos son atornillados o soldados, invalidaría aparentemente la hipótesis de que la armadura está conectada por pasadores. La rigidez de los nudos introduce cierto momento flexionante en los miembros, pero éste es usualmente pequeño y se considera como un efecto secundario. La práctica usual es despreciarlo. Sin embargo, la flexión causada por cargas aplicadas directamente a miembros entre los nudos, debe tomarse en consideración.

Las *líneas de trabajo* de los miembros en una armadura apropiadamente diseñada se cruzan en el punto de trabajo de cada nudo. Para una armadura atornillada, las líneas de tornillos son las líneas de trabajo y en armaduras soldadas, los ejes centroidales de las soldaduras. Una hipótesis en el procedimiento usual de análisis de armaduras es que las longitudes de los miembros se miden de punto de trabajo a punto de trabajo.

A.12 MIEMBROS CONECTADOS POR PASADORES

Cuando un miembro va a ser conectado por un pasador, se perfora un agujero en el miembro y en las partes a las que éste va a estar conectado, y se inserta un pasador a través del agujero. Esto proporciona una conexión tan libre de momento como es posible en la práctica. Los miembros en tensión conectados de esta manera están sometidos a varios tipos de falla, las cuales se tratan en la Sección D3 del AISC y son analizadas en los siguientes párrafos.

La barra de ojo es un tipo especial de miembro conectado por pasador en la que extremo que contiene el agujero del pasador es agrandado, como se muestra en la figura 3.33. La resistencia de diseño se basa en la fluencia de la sección total. Reglas detalladas para dimensionar barras de ojo se dan en la Sección D3 del AISC. Esos requisitos se basan en la experiencia y en programas de pruebas en barras de ojo forjadas, pero ellos son conservadores al aplicarse a barras de ojo cortadas térmicamente de placas (el método actual de fabricación). Las barras de ojo fueron usadas ampliamente en el pasado como miembros simples en tensión para armaduras de puentes o usadas como eslabones tipo cadena en puentes colgantes. Actualmente son rara vez usadas.

Los miembros conectados por pasador deben diseñarse para los siguientes estados límite (ver la figura A.40).

1. Tensión en el área neta efectiva (Figura A.40a):

$$\phi_t = 0.75 \quad ; \quad P_n = 2 t b_{eff} F_u$$

2. Cortante en el área neta efectiva (Figura A.40b):

$$\phi_t = 0.75 \quad ; \quad P_n = 0.6 A_{sf} F_u$$

3. Aplastamiento. Este requisito se da en el Capítulo J ("Conexiones, Juntas y Sujetadores") (Figura A.40c):

$$\phi_t = 0.75 \quad ; \quad P_n = 1.8 F_y A_{pb}$$

4. Tensión en la sección total:

$$\phi_t = 0.90 \quad ; \quad P_n = F_y A_g$$

donde

t = espesor de la parte conectada

$$b_{eff} = 2t + 0.63 \leq b$$

b = distancia del borde del agujero del pasador al borde del miembro, perpendicular a la dirección de la fuerza

$$A_{sf} = 2t(a + d/2)$$

a = distancia del borde del agujero del pasador al borde del miembro, perpendicular a la dirección de la fuerza
 d = diámetro del pasador

A_{pb} = área proyectada de aplastamiento = $d t$

Los requisitos adicionales para las dimensiones relativas del pasador y miembro se dan en la Sección D3 del AISC.

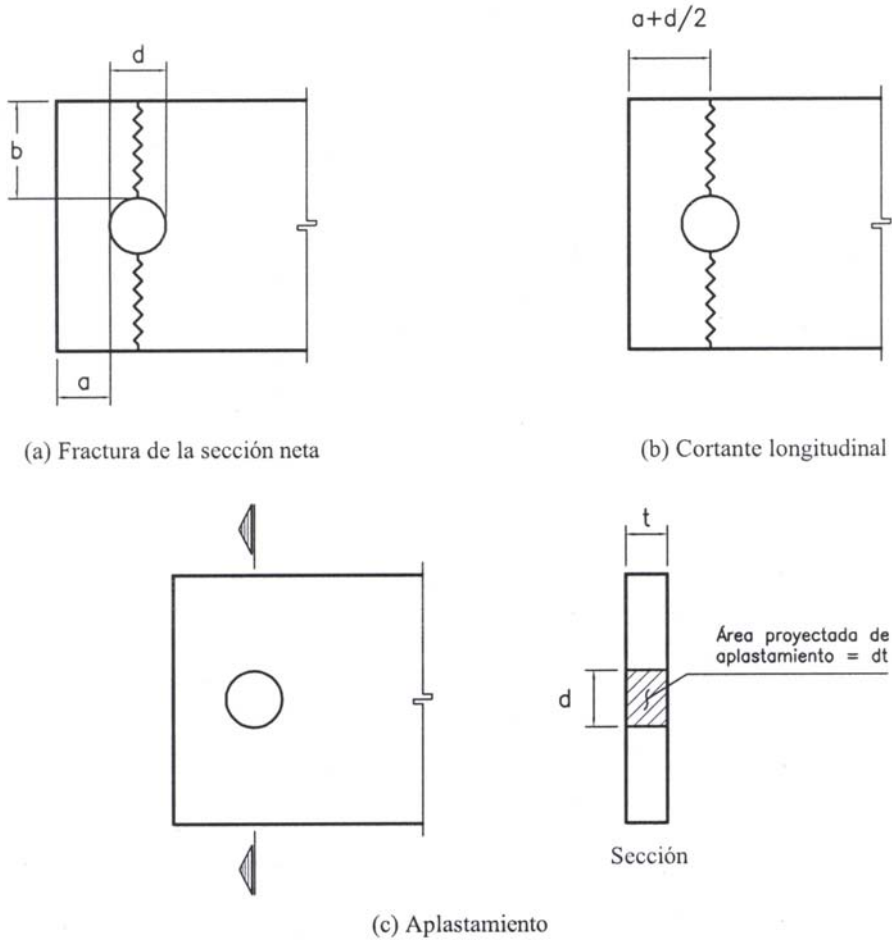
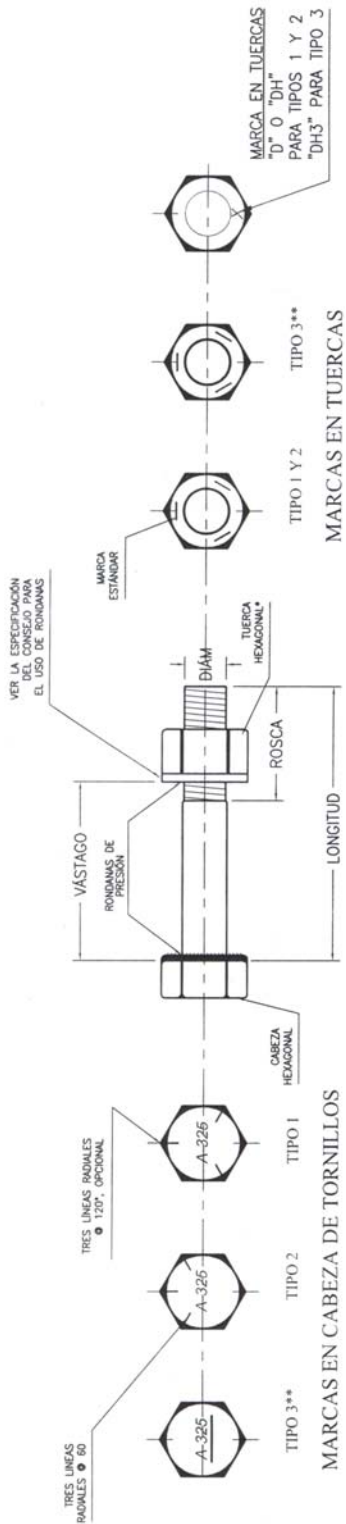
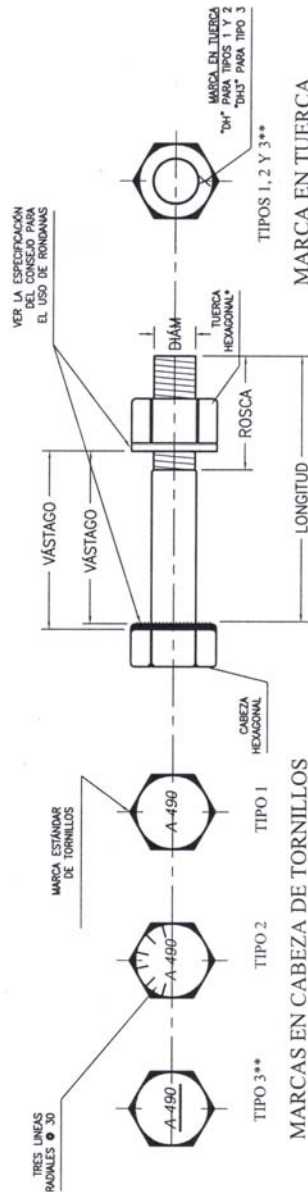


Figura A.40

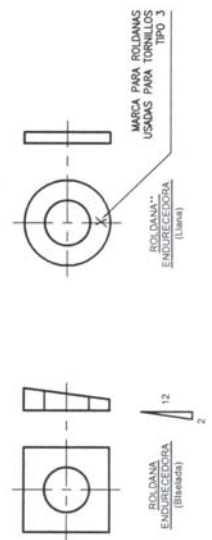
Figura B.1 Identificación de Marcas en Tornillos y Tuercas de Alta Resistencia



TORNILLOS ASTM 325

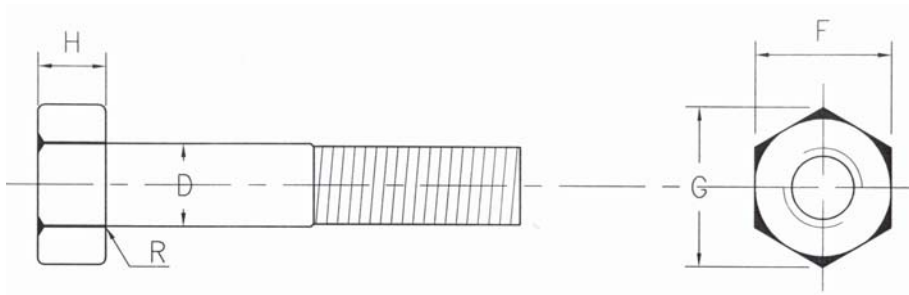


TORNILLOS ASTM 490

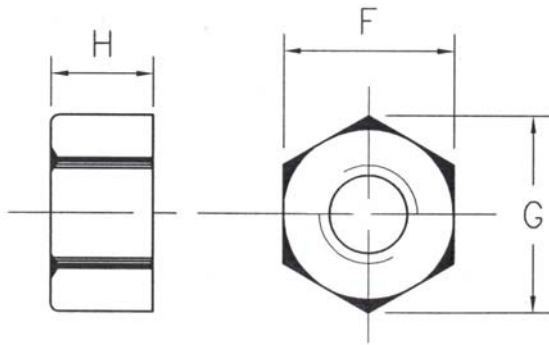


* LAS TUERCAS PUEDEN SER CON ROLDANAS DE FRENTE COMO SE MUESTRA, O ACHAFLANADAS EN AMBOS LADOS

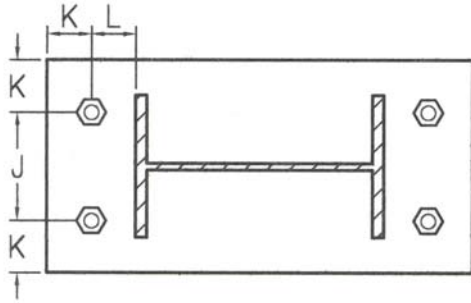
** TODAS LAS CABEZAS DE LOS TORNILLOS, TUERCAS Y ROLDANAS, DEBEN INCLUIR SU SIMBOLO DE IDENTIFICACIÓN. EL mfr. TAMBIÉN PUEDE ADICIONARSE OTRAS MARCAS QUE INDIQUEN QUE LA TUERCA O TORNILLO ES RESISTENTE A LA CORROSIÓN O AL DESGASTE. LAS TUERCAS SON mfrd. PARA ASTM A563. LAS ROLDANAS SON mfrd. PARA ASTM F436

Tabla B.1 Dimensiones en mm de Tornillos Estándar Cabeza Hexagonal

Díam. nominal	D Díam. del cuerpo	F		G		H			R
		Distancia entre planos		Distancia entre esquinas		Altura			Radio de enlace
		Máxima	Mínima	Máxima	Mínima	Nominal	Máxima	Mínima	Máximo
6.3	7.1	11.1	10.8	12.8	12.3	4.4	4.8	3.8	0.8
7.9	8.7	12.7	12.3	14.7	14	5.6	6	5	0.8
9.5	10.3	14.3	13.8	16.5	15.8	6.3	6.8	5.7	0.8
11.1	11.9	15.9	15.3	18.3	17.5	7.5	8	6.9	0.8
12.7	13.5	19.1	18.4	22	21	8.7	9.3	7.7	0.8
15.9	17.2	23.8	23	27.5	26.2	10.7	11.3	9.6	1.6
19.1	20.3	28.6	27.6	33	31.5	12.7	13.3	11.6	1.6
22.2	23.8	33.3	32.2	38.5	36.8	14.7	15.3	13.5	1.6
25.4	27	38.1	36.8	44	42	17.1	17.8	15	1.6
28.6	30.2	42.9	41.4	49.5	47.2	19.1	19.8	16.7	3.2
31.8	33.4	47.6	46	55	52.5	21.4	22.3	19	3.2

Tabla B.2 Dimensiones en mm de Tuercas Hexagonales Regulares

Diám. del tornillo	F		G		H		
	Distancia entre planos		Distancia entre esquinas		Espesor		
	Máxima	Mínima	Máxima	Mínima	Nominal	Máxima	Mínima
15.9	25.4	24.6	29.3	28	13.9	14.5	13.3
19.1	28.6	27.6	33	31.5	16.7	17.3	16.1
22.2	33.3	32.2	38.5	36.8	19.4	20.1	18.8
25.4	38.1	36.8	44	42	22.2	23	21.5
28.6	46.1	44.6	53.2	50.9	28.6	29.3	27.4
31.7	50.8	49.2	58.6	56.1	31.7	32.6	30.1

Tabla B.3 Libramientos Requeridos para Anclas en Placas Base en mm

D	J	K	L
13	40	22	23
16	45	30	28
19	60	32	34
22	65	38	37
25	75	45	44
29	90	51	49
32	95	57	55
35	105	60	60
38	120	65	66
41	120	70	71
44	130	75	76
48	150	85	82
51	150	90	87
57	170	100	97
64	195	110	107
70	210	120	118
76	225	135	130
89	270	155	150
102	300	180	172
D	Diámetro del ancla		
J	Distancia mínima entre anclas		
K	Distancia mínima del ancla al canto recortado de la placa		
L	Distancia mínima de columna a cartabón para atornillar		

Tabla B.4 Propiedades Geométricas de Perfiles Comunes

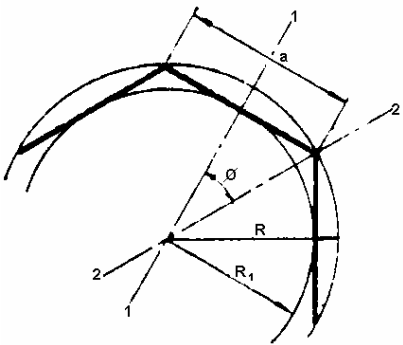
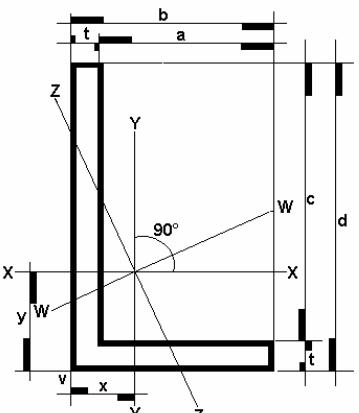
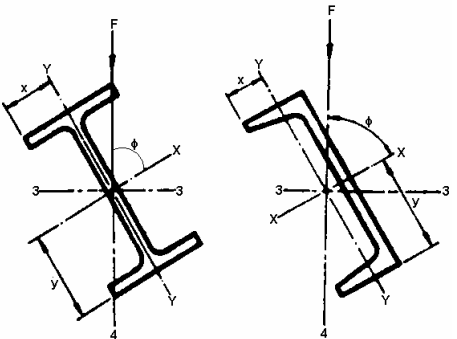
<p>POLIGONO REGULAR Eje de momentos por el centro</p> 	<p>$n = \text{Numero de lados}$</p> $\phi = \frac{180^\circ}{n}$ $a = 2\sqrt{R^2 - R_1^2}$ $R = \frac{a}{2\text{Sen}\phi}$ $R_1 = \frac{a}{2\text{Tan}\phi}$ $A = \frac{1}{4}na^2\text{Cot}\phi = \frac{1}{2}nR^2\text{Sen}2\phi = nR_1^2\text{Tan}\phi$ $I_1 = I_2 = \frac{A(6R^2 - a^2)}{24} = \frac{A(12R_1^2 + a^2)}{48}$ $r_1 = r_2 = \sqrt{\frac{6R^2 - a^2}{24}} = \sqrt{\frac{12R_1^2 + a^2}{48}}$
<p>ANGULO Eje de momentos por el centro de gravedad</p> 	$\text{Tan}2\theta = \frac{2K}{I_y - I_x}$ $A = t(b+c) \quad x = \frac{b^2 + ct}{2(b+c)} \quad y = \frac{d^2 + at}{2(b+c)}$ <p>$K = \text{Pr oducto de inercia, respecto a X - X y Y - Y}$</p> $= \pm \frac{abcdt}{4(b+c)}$ $I_x = \frac{1}{3}(t(d-y)^3 + by^3 - a(y-t)^3)$ $I_y = \frac{1}{3}(t(d-x)^3 + bx^3 - c(x-t)^3)$ $I_z = I_x\text{Sen}^2\theta + I_y\text{Cos}^2\theta + K\text{Sen}2\theta$ $I_w = I_x\text{Sen}^2\theta + I_y\text{Sen}^2\theta - K\text{Sen}2\theta$ <p>K es negativo cuando el vertice "v" con respecto al centro de gravedad está en el 1ro. ó 3er. cuadrante y positivo cuando está en el 2do. ó 4to. cuadrante.</p>
<p>VIGAS Y CANALES Fuerza transversal oblicua por el centro de gravedad</p> 	$I_3 = I_x\text{Sen}^2\phi + I_y\text{Cos}^2\phi$ $I_4 = I_x\text{Cos}^2\phi + I_y\text{Sen}^2\phi$ $= M \left(\frac{y}{I_x} \text{Sen}\phi + \frac{x}{I_y} \text{Cos}\phi \right)$ <p>Cuando M es el momento flexionante debido a la fuerza F.</p>

Tabla B.4 (Continuación)

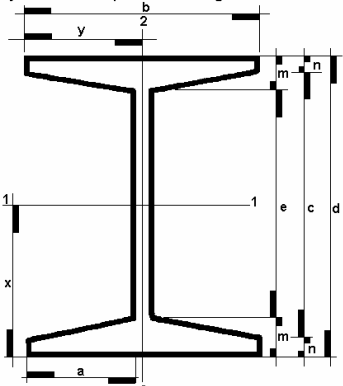
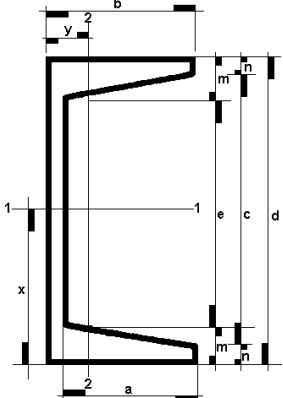
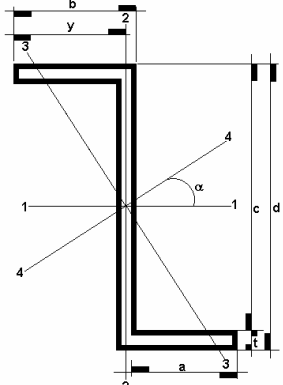
<p style="text-align: center;">VIGA</p> <p style="text-align: center;">Eje de momentos por el centro de gravedad</p> 	$A = dt + 2a(m + n)$ $x = \frac{d}{2}$ $y = \frac{b}{2}$ $I_1 = \frac{bd^3 - \frac{a}{4(m-n)}(c^4 - e^4)}{12}$ $I_2 = \frac{2nb^3 + et^3 + \frac{m-n}{4a}(b^4 - t^4)}{12}$
<p style="text-align: center;">CANAL</p> <p style="text-align: center;">Eje de momentos por el centro de gravedad</p> 	$A = dt + a(m + n)$ $x = \frac{d}{2}$ $y = \frac{b^2n + \frac{ct^2}{2} + \frac{a(m-n)}{3}(b+2t)}{A}$ $I_1 = \frac{bd^3 - \frac{a}{8(m-n)}(c^4 - e^4)}{12}$ $I_2 = \frac{2nb^3 + et^3 + \frac{m-n}{2a}(b^4 - t^4)}{3} - Ay^2$
<p style="text-align: center;">ZETA</p> <p style="text-align: center;">Eje de momentos por el centro de gravedad</p> 	$A = t + (d + 2a)$ $x = \frac{d}{2}$ $y = \frac{2b-t}{2}$ $\tan 2\alpha = \frac{(dt - t^2)(b^2 - bt)}{I_1 - I_2}$ $I_1 = \frac{bd^3 - a(d - 2t)^3}{12}$ $I_2 = \frac{d(b+a)^3 - 2a^3c - 6ab^2c}{12}$ $I_3 = \frac{I_2 \cos^2 \alpha - I_1 \sin^2 \alpha}{\cos 2\alpha}$ $I_4 = \frac{I_1 \cos^2 \alpha - I_2 \sin^2 \alpha}{\cos 2\alpha}$

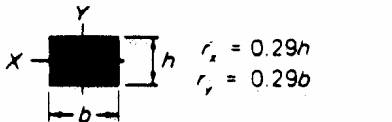
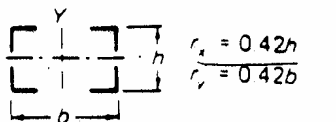
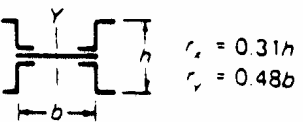
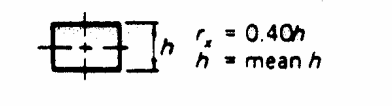
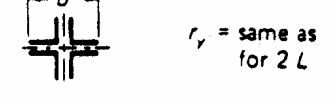
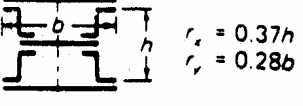
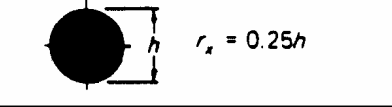
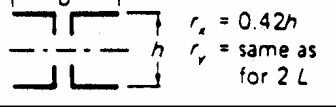
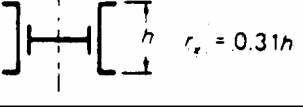
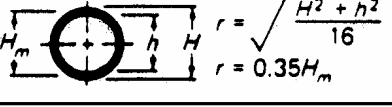
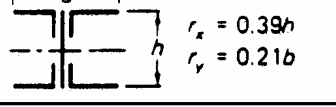
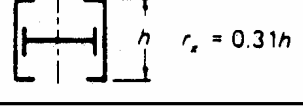
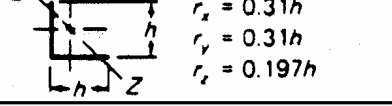
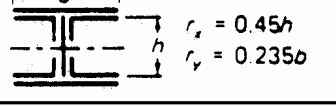
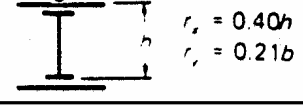
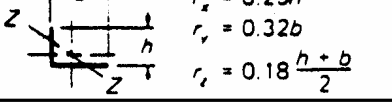
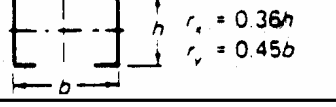
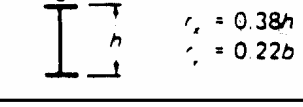
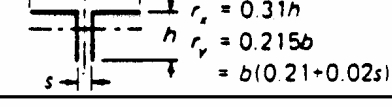
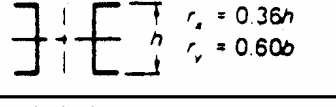
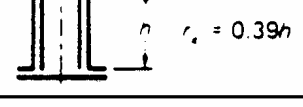
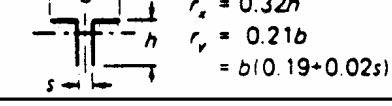
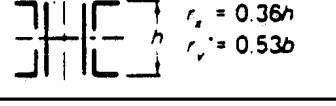
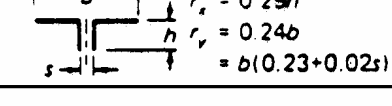
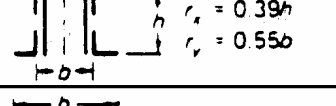
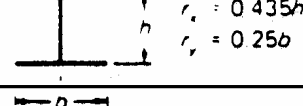
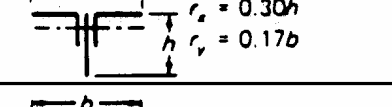
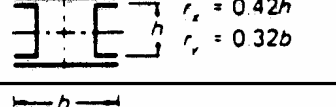
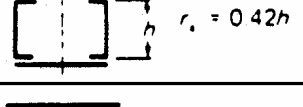
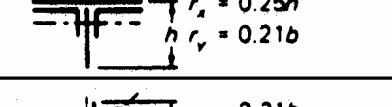
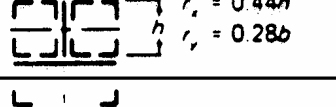
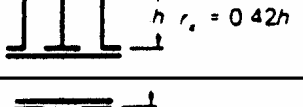
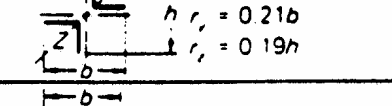
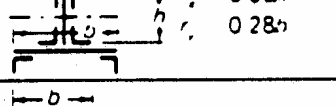
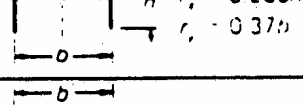
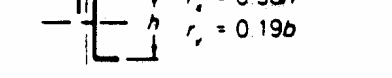
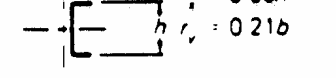
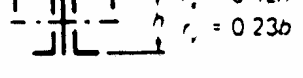
Tabla B.5 Propiedades Torsionales de Perfiles Comunes

O = Centro de cortante
G = Centroide

J = Constante de torsión
I_p = Momento de inercia polar alrededor del centro de cortante
C_w = Constante de alabeo

	$J = \frac{1}{3}(2bt_f^3 + ht_w^3)$ $C_w = \frac{I_f h^2}{2} = \frac{t_f b^3 h^2}{24} = \frac{h^2 I_f}{4}$ $I_p = I_x + I_y$
	$J = \frac{1}{3}(b_1 t_f^3 + b_2 t_f^3 + ht_w^3)$ $C_w = \frac{t_f h^2}{12} \left(\frac{b_1^3 b_2^3}{b_1^3 + b_2^3} \right)$ $e = h \frac{b_1^3}{b_1^3 + b_2^3}$ $I_p = I_y + I_x + A y_0^2$
	$J = \frac{1}{3}(bt_f^3 + ht_w^3)$ $C_w = \frac{1}{36} \left(\frac{b^3 t_f^3}{4} + h^3 t_w^3 \right)$ <p>≈ zero for small t</p>
	$J = \frac{1}{3}(bt_1^3 + ht_2^3)$ $C_w = \frac{1}{36} (b^3 t_1^3 + h^3 t_2^3)$ <p>≈ zero for small t</p>
	$J = \frac{1}{3}(2bt_f^3 + ht_w^3)$ $C_w = \frac{t_f b^3 h^2}{12} \left(\frac{3bt_f + 2ht_w}{6bt_f + ht_w} \right) = \frac{h^2}{4} (I_y + A \bar{x}^2 - q \bar{x} A)$ $q = \frac{th^2 b^2}{4I_x}$

Tabla B.6 Radios de Giro Aproximado

 $r_x = 0.29h$ $r_y = 0.29b$	 $r_x = 0.42h$ $r_y = 0.42b$	 $r_x = 0.31h$ $r_y = 0.48b$
 $r_x = 0.40h$ $h = \text{mean } h$	 $r_y = \text{same as for } 2 L$	 $r_x = 0.37h$ $r_y = 0.28b$
 $r_x = 0.25h$	 $r_x = 0.42h$ $r_y = \text{same as for } 2 L$	 $r_x = 0.31h$
 $r = \sqrt{\frac{H^2 + h^2}{16}}$ $r = 0.35H_m$	 $r_x = 0.39h$ $r_y = 0.21b$	 $r_x = 0.31h$
 $r_x = 0.31h$ $r_y = 0.31h$ $r_z = 0.197h$	 $r_x = 0.45h$ $r_y = 0.235b$	 $r_x = 0.40h$ $r_y = 0.21b$
 $r_x = 0.29h$ $r_y = 0.32b$ $r_z = 0.18 \frac{h+b}{2}$	 $r_x = 0.36h$ $r_y = 0.45b$	 $r_x = 0.38h$ $r_y = 0.22b$
 $r_x = 0.31h$ $r_y = 0.215b$ $b = b(0.21+0.02s)$	 $r_x = 0.36h$ $r_y = 0.60b$	 $r_x = 0.39h$
 $r_x = 0.32h$ $r_y = 0.21b$ $b = b(0.19+0.02s)$	 $r_x = 0.36h$ $r_y = 0.53b$	 $r_x = 0.35h$
 $r_x = 0.29h$ $r_y = 0.24b$ $b = b(0.23+0.02s)$	 $r_x = 0.39h$ $r_y = 0.55b$	 $r_x = 0.435h$ $r_y = 0.25b$
 $r_x = 0.30h$ $r_y = 0.17b$	 $r_x = 0.42h$ $r_y = 0.32b$	 $r_x = 0.42h$
 $r_x = 0.25h$ $r_y = 0.21b$	 $r_x = 0.44h$ $r_y = 0.28b$	 $r_x = 0.42h$
 $r_x = 0.21h$ $r_y = 0.21b$ $r_z = 0.19h$	 $r_x = 0.50h$ $r_y = 0.28h$	 $r_x = 0.285h$ $r_y = 0.37h$
 $r_x = 0.38h$ $r_y = 0.19b$	 $r_x = 0.39h$ $r_y = 0.21b$	 $r_x = 0.42h$ $r_y = 0.23b$

CONCLUSIONES

En el desarrollo del presente trabajo, nos hemos dado cuenta que en el diseño estructural se presentan numerosas alternativas, que quizá tarden mucho tiempo en descifrarse ya que aún con los avances tecnológicos en todas las áreas, resulta complejo comprender las características y comportamiento de los materiales estructurales, debido a que suele haber concentraciones importantes de esfuerzos.

La teoría de las estructuras y la experiencia son herramientas valiosas para el diseño de conexiones más no suficientes para establecer un procedimiento de análisis completamente científico.

Así pues, volviendo al tema que nos ocupa, es decir, “el diseño de conexiones metálicas”, podemos concluir lo siguiente:

1. Las conexiones de acero tienen como finalidad resistir cargas axiales, fuerzas cortantes y momentos flexionantes producidos por las acciones que el proyectista haya considerado. Algunas veces, las juntas se diseñan para resistir un solo tipo de elemento mecánico y en determinadas ocasiones, la junta debe ser capaz de transmitir una combinación de efectos.
2. En el análisis de las conexiones, se deben considerar todas las fuerzas que tengan una buena probabilidad de presentarse durante la vida útil de la estructura.

Al diseñar una conexión, el ingeniero debe garantizar no solamente que no se producirá el colapso o falla, sino que tampoco que se presenten desplazamientos y deformaciones excesivas.

3. Las conexiones pueden llegar a estar sujetas a fuerzas y condiciones de servicio que no puedan ser previstas con buena precisión, tal es el caso de un gran impacto o un sismo extraordinario de alta intensidad.

Una sollicitación brusca sobre un nodo puede provocar el pandeo local espontáneo y dar paso a un pandeo global de la estructura.

Desafortunadamente las conexiones son las que suelen recibir menos atención, tanto de los ingenieros que las diseñan como de los que las construyen, sobre todo con lo que respecta a diseño por sismo o viento.

4. Es necesario que las conexiones cumplan con requisitos mínimos de precisión geométrica, con el fin de que permitan la unión de los elementos que integran una estructura, sin necesidad de hacer ajustes, que siempre elevan el costo del montaje de manera importante. No obstante, las juntas deben diseñarse con tolerancias, ya que por mucho cuidado que se ponga en la fabricación, tanto de éstas como de los elementos prefabricados que van a unir, siempre existen pequeños errores de dimensiones. Por otra parte, si la junta requiere de un ajuste demasiado afinado, las operaciones de montaje se complican.
5. De manera general, se recomienda diseñar las juntas de modo que permitan cierto grado de sujeción durante el montaje. De no ser así, es necesario emplear equipo de izaje para

sujetar las piezas prefabricadas, mientras se efectúan las uniones, con el consiguiente aumento de tiempo de montaje, costo de la mano de obra, material y equipo auxiliar.

Las juntas deben ser diseñadas, de tal manera que se pueda garantizar que no ocurrirán fallas en ellas, ya que las articulaciones plásticas deben presentarse en las trabes. Por ejemplo, si se tienen columnas formadas por 4 placas soldadas, es necesario que se coloquen placas interiores, soldadas en los cuatro costados para que la junta no se distorsione al momento de la aparición de los esfuerzos elevados.

BIBLIOGRAFÍA

1. AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION, (A.I.S.C.)
U.S.A. , 1999
LOAD AND RESISTENCE FACTOR DESIGN “ MANUAL OF STEEL CONSTRUCTION”
Págs. 10 – 79
2. INSTITUTO MEXICANO DE LA CONSTRUCCIÓN EN ACERO, A.C. (I.M.C.A.)
MÉXICO D.F., 2001
“ MANUAL DE CONSTRUCCIÓN EN ACERO IMCA”, VOLUMEN 1, 3a EDICIÓN
EDITORIAL LIMUSA- NORIEGA EDITORES
Págs. 41 – 116
3. WILLIAM T. SEGUI
MÉXICO D.F., 2000
“ DISEÑO DE ESTRUCTURAS DE ACERO CON LRFD”, 2a EDICIÓN
EDITORIAL: INTERNATIONAL THOMSON EDITORES, S.A. de C.V.
Págs. 32-71, 290 – 430
4. JACK C. McCORMAC
MÉXICO D.F. , 1996
“ DISEÑO DE ESTRUCTURAS DE ACERO”, MÉTODO LRFD
EDITORIAL ALFAOMEGA GRUPO EDITOR, S.A. de C.V.
Págs. 48-69, 275 – 420
5. THEODORE V. GALAMBOS / F. J. LIN / BRUCE G. JOHNSTON
MÉXICO D.F., 1999
“ DISEÑO DE ESTRUCTURAS DE ACERO CON LRFD”
EDITORIAL: PRENTICE HALL
Págs. 23 – 43, 136-181
6. BORIS BRESLER / T. Y. LIN/ JOHN B. SCALZI
MÉXICO D.F. , 1990
“DISEÑO DE ESTRUCTURAS DE ACERO”, 1a EDICIÓN, NOVENA REIMPRESIÓN
EDITORIAL LIMUSA - NORIEGA EDITORES
Págs. 289-321
7. HENRY HORWITZ
MÉXICO D.F., 1997
“ SOLDADURA, APLICACIONES Y PRÁCTICA”, 2a EDICIÓN
EDITORIAL ALFAOMEGA GRUPO EDITOR, S.A. de C.V.
Págs. 3 – 54
8. ING. JOSE LUIS FLORES RUIZ
MÉXICO DF 2006
APUNTES “DISEÑO DE ESTRUCTURAS DE ACERO”
ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA Y ARQUITECTURA
INSTITUTO POLITECNICO NACIONAL
Págs. 3 – 90