

## CAPÍTULO II: CONEXIONES

### 2.1 TIPOS DE CONEXIONES

El LRFD-A2.2 clasifica la construcción en acero según la restricción a la rotación que desarrollen sus conexiones. Existen tres tipos básicos de conexiones viga-columna: cuando una conexión cuenta con una resistencia completa a momento y, por lo tanto, a la rotación se le llama conexión rígida, una conexión que no opone ninguna resistencia a la rotación se conoce como simple y existe además otro tipo de conexiones cuyas características rotacionales caen en algún punto entre las de los dos tipos antes mencionados; este tipo de conexiones recibe el nombre de semi-rígidas.

En la práctica resulta imposible lograr que una conexión sea totalmente rígida o flexible [2.4], es por esa razón que para clasificarlas se ha considerado el porcentaje de restricción total a momento-rotación que se desarrolla en la conexión, de ahí que se tengan las siguientes categorías:

*Conexiones completamente restringidas* (llamadas también *de marco rígido* o *de marco continuo*).

Se llaman así cuando éstas permiten una plena continuidad entre los elementos estructurales, se tienen en esta categoría las conexiones que provean una restricción rotacional del 90% o mayor. Según el LRFD-A2.2, este tipo de conexiones se designan como “Tipo FR” (fully restraint).

*Conexiones de marco simple* (llamadas también como *no restringidas* o *de extremo libre*).

Caen en esta categoría cuando la resistencia a momento-rotación es muy pequeña, a tal grado que los ángulos originales de los miembros conectados pueden cambiar más del 80%, para su análisis se considera que éstas transmiten únicamente cortante. Cuando se

diseñan vigas simplemente apoyadas se debe usar este tipo de conexiones, sin embargo cuando se utiliza análisis plástico, éstas resultan inapropiadas, ya que la continuidad es una de las suposiciones de las que parte la teoría del análisis antes mencionado. Éstas conexiones, empero, sí podrían utilizarse para unir diferentes sistemas estructurales planos, si se combinan con sistemas de arriostramiento. Este tipo de conexiones se designan como de “Tipo PR” (partially restraint) por el LRFD-A2.2.

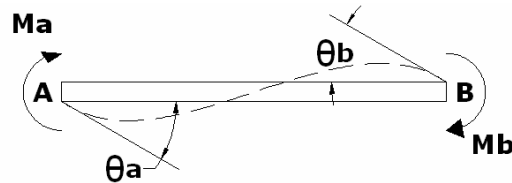
Por disposición del LRFD, es necesario que cuando se diseñe utilizando estructuración simple se cumpla con las siguientes condiciones:

- a. Aunque las vigas no estén simplemente apoyadas, ellas deben ser capaces de soportar las cargas de gravedad como si ellas lo estuvieran.
- b. Las conexiones y los miembros conectados deben ser capaces de resistir los momentos por viento.
- c. Las conexiones deben tener suficiente capacidad rotacional inelástica para que los sujetadores o las soldaduras no queden sobrecargados bajo la acción combinada de cargas por gravedad y viento.

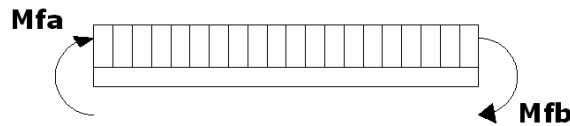
*Conexiones de marco semi-rígido.* En esta categoría se encuentra cualquier conexión que provea del 20 al 90% de restricción rotacional. Esto quiere decir, que en este tipo de conexiones sí existirá cierta transmisión de momento, la cual será mayor a la que se da en las conexiones simples, pero menor a la desarrollada por las conexiones rígidas. El LRFD las considera también de “Tipo PR” y limita su uso para situaciones donde existe evidencia de que son capaces de resistir un cierto porcentaje del momento resistente que proporciona una conexión completamente rígida. No deben utilizarse cuando en el diseño de la estructura se utilizó análisis plástico [2.3].

## Línea de la viga

Considérese una viga cargada como la de la Fig. 2.1.1 sujeta a los momentos  $M_a$  y  $M_b$  en sus extremos y con pendientes  $\theta_a$  y  $\theta_b$  respectivamente. Los momentos necesarios en los extremos que hagan que  $\theta_a = \theta_b = 0$  se designan como  $M_{Fa}$  y  $M_{Fb}$ .



(a) Momentos y pendientes de extremo finales



Momentos de extremo fijo

Fig. 2.1.1 Momentos y rotaciones para las ecuaciones pendiente – deflexión (mostrados con signos positivos).

Las ecuaciones pendiente-deflexión son:

$$M_a = M_{Fa} + \frac{4EI}{L}\theta_a + \frac{2EI}{L}\theta_b$$

$$M_b = M_{Fb} + \frac{2EI}{L}\theta_a + \frac{4EI}{L}\theta_b$$

resolviéndolas para  $\theta_a$  y  $\theta_b$  se obtiene:

$$\frac{6EI}{L}\theta_a = 2(M_a - M_{Fa}) - (M_b - M_{Fb})$$

$$\frac{6EI}{L}\theta_b = -(M_a - M_{Fa}) + 2(M_b - M_{Fb})$$

sustrayendo la segunda ecuación de la primera se tiene que

$$\frac{6EI}{L}(\theta_a - \theta_b) = 3(M_a - M_b) - 3(M_{Fa} - M_{Fb})$$

y si se considera una carga simétrica, entonces

$$M_b = -M_a, \quad \theta_b = -\theta_a, \quad M_{Fb} = -M_{Fa}$$

lo cual, al sustituir en la última ecuación da que

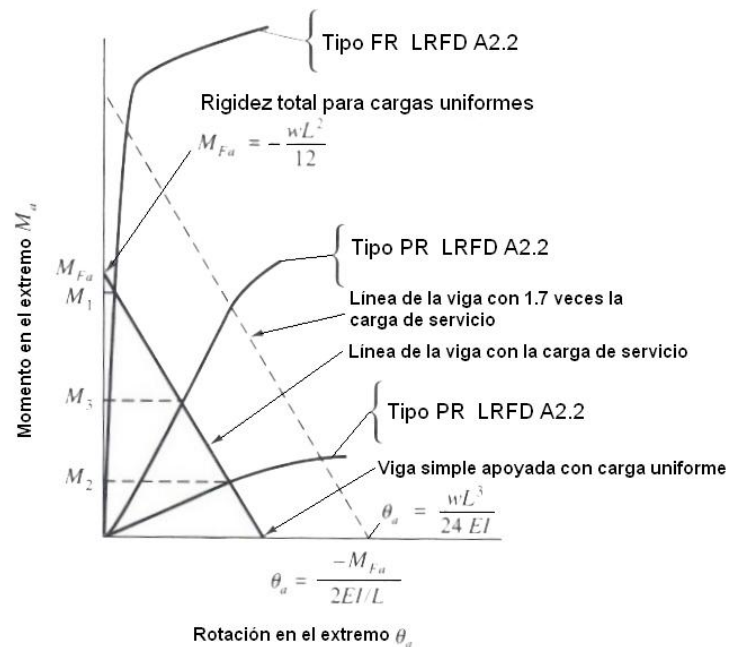
$$\frac{2EI}{L} \theta_a = M_a - M_{Fa}$$

o

$$M_a = M_{Fa} + \frac{2EI}{L} \theta_a$$

a la cual se le llama ecuación de la línea de la viga.

La Fig. 2.1.2 muestra un diagrama de la ecuación de la línea de la viga, así como el comportamiento momento-rotativo de las conexiones Tipo FR y PR, así, la típica conexión rígida tendría que soportar un momento  $M_1$  de alrededor del 90% de  $M_{Fa}$ ; una conexión simple tendría que resistir únicamente un momento  $M_2$  del 20% o menos del momento  $M_{Fa}$ , y una conexión semirrígida algún momento  $M_3$  de valor intermedio.



<sup>1</sup>Fig. 2.1.2 Características rotacionales de los tipos de conexiones del AISC.

<sup>1</sup> Tomada de Salmon, Charles G. y John E. Johnson. (1996). *Steel structures: design and behavior – 4<sup>th</sup> ed.* Prentice Hall, New Jersey, E.U.A.

## 2.2 CONEXIONES A CORTANTE SIMPLE.

Este tipo de conexiones se utiliza para conectar vigas simplemente apoyadas a otras vigas o al patín o alma de alguna columna. El procedimiento de diseño se ha estandarizado en el *Manual LRFD* en sus Tablas: 9-2, 9-3, 9-4 y 9-5 con los títulos: “Conexiones atornilladas usando ángulos dobles”, “Combinación de conexiones atornilladas/soldadas usando ángulos dobles”, “Todas las conexiones atornilladas/soldadas usando ángulos dobles” y “Conexiones a cortante con placa de extremo atornilladas/soldadas” respectivamente.

En este tipo de conexiones se requiere que los ángulos sean lo más flexible posible [2.3]. Conexiones de este tipo se muestran en la Fig. 2.2.1, los agujeros que se muestran como puntos negros sólidos se deben hacer en campo y los que se deben hacer en taller se simbolizan como círculos sin rellenar, como los de la Fig. 2.2.1b.

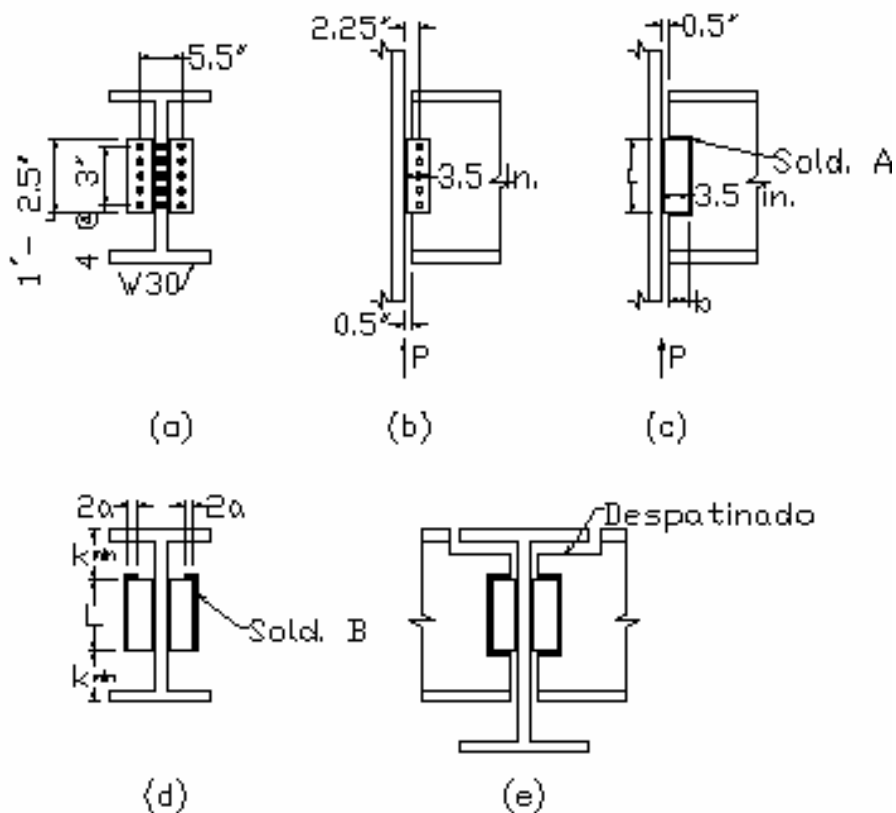


Fig. 2.2.1 Conexiones a cortante simple con dos ángulos.

La *conexión con una sola placa* es una modificación a la conexión de ángulos dobles, en la cual una placa se atornilla al alma de la viga y luego ésta se suelda al patín o alma de la columna con la cual se quiera conectar.

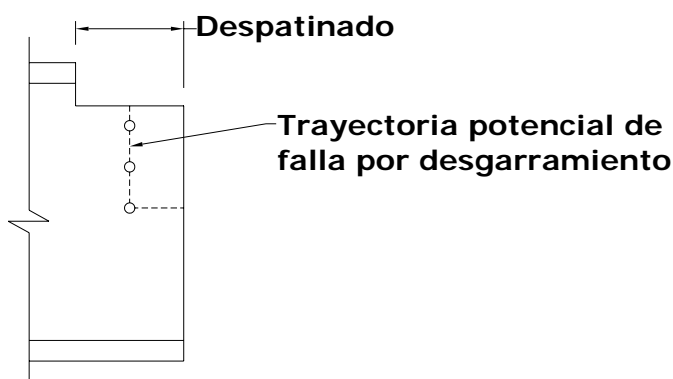
Otra modificación es la *conexión con Te*, donde el patín de la *Te* estructural se atornilla al alma de la viga y, el patín de la *Te* se utiliza para transmitir el cortante de la viga a la columna. El procedimiento de análisis y diseño tanto para la conexión con placa como para la conexión con *Te* es prácticamente el mismo que para conexiones con ángulos dobles.

Una variante de la conexión de placa arriba mencionada es la llamada conexión de placa de cortante, la cual consiste en soldar una placa perpendicular al alma de la viga y luego atornillarla a la columna. Este tipo de conexión resulta bastante económico para casos de cargas ligeras [2.1].

En el caso de las conexiones con ángulos dobles, se da  $\frac{1}{2}$  pulg. de holgura entre el extremo de la viga y la columna para permitir la posibilidad de que la viga tenga un tamaño diferente al especificado dentro de las tolerancias, sin que se tengan que hacer modificaciones adicionales.

A veces se tienen que hacer cortes en los patines de las vigas que se conectan al alma de alguna otra viga donde los patines superiores de ambas vigas deben quedar al mismo nivel (como se muestra en la Fig. 2.2.1e). En este caso como la pérdida de sección es en una zona donde el cortante es muy pequeño, la reducción en la resistencia a cortante resulta mínima, sin embargo se favorece la posibilidad de una falla por rezago de cortante a lo largo de la trayectoria que se especifica en la Fig. 2.2.2. El estado límite de bloque de cortante puede regir en conexiones cortas donde los tornillos no se encuentren distribuidos uniformemente a todo el peralte del alma de la viga, de hecho, el LRFD-J4.3 requiere la

consideración de dicho estado límite cuando alguno de los patines de una viga o ambos hayan sido cortados para llevar a cabo su conexión si es que ésta se conecta con tornillos; además de que por el corte se puede poner en riesgo la estabilidad local de la viga en la zona de la conexión [2.3].

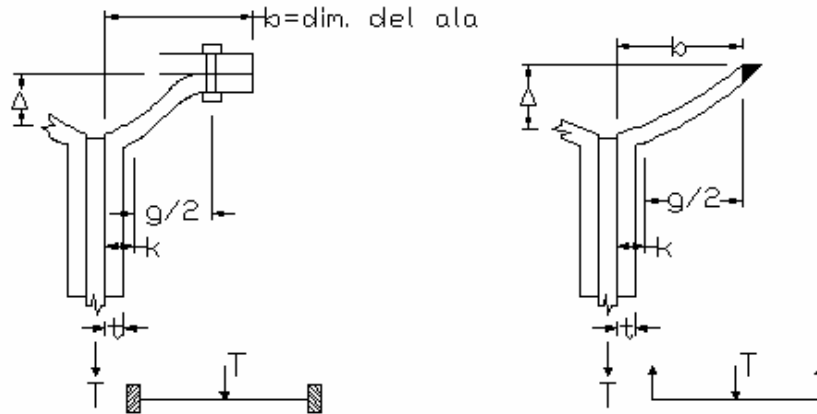


**Fig. 2.2.2** Falla por desgarramiento en extremos despatinados.

Para determinar el número de tornillos a usarse en la conexión se desprecia la excentricidad de la reacción si han de usarse tornillos para unir los elementos, mientras que si se pretende usar soldadura, la excentricidad deberá ser tomada en cuenta. El espesor de los ángulos o la placa se determina según la resistencia a bloque de cortante y éstos deberán ser lo suficientemente gruesos para que no rija el aplastamiento, todo esto sin afectar las condiciones de rotación que se asumen cuando se diseña con este tipo de conexiones.

### **Deformación por flexión y resistencia de los ángulos que conectan.**

Un momento de extremo se desarrolla en la conexión debido a la excentricidad, medida desde el centroide de la línea de sujetadores  $A$  o de la soldadura  $A$ , con la que actúa la reacción, (ver Fig. 2.2.1b o c). Este momento favorece el desarrollo de una fuerza de tensión que actúa en la parte superior de los ángulos, como se muestra en la Fig. 2.2.3.



(a) Con tornillos de alta resistencia (b) Soldado

**Fig. 2.2.3** Comportamiento de los ángulos en la zona de tensión.

En los ángulos, ésta fuerza de tensión  $T$  se considera como actuando en una viga de extremo empotrado para el caso de una conexión atornillada y actuando en una viga de extremo libre en el caso de una conexión soldada; en realidad, en ambos casos se da una condición de extremo parcialmente restringida [2.3]. En el caso de la conexión atornillada se desarrolla mayor restricción debido a la acción de grapa causada por lo tornillos, mientras que en la soldadura este efecto es menor.

La deflexión  $\Delta$  en el extremo en tensión de los ángulos para una conexión hecha con tornillos de alta resistencia se aproxima, según Salmon y Johnson [2.3], a la de una viga con extremos fijos con una carga concentrada al centro de su claro  $g$ ,

$$\Delta = \frac{Tg^3}{192EI} \quad (2.2.1)$$

mientras que para la conexión soldada se considera una viga simplemente apoyada con una carga  $T$  a la mitad de su claro  $g$ ,

$$\Delta = \frac{Tg^3}{48EI} \quad (2.2.2)$$



La fuerza de tensión  $T$  será máxima cuando la parte superior del ángulo fluya, o sea que  $T_{Max} = 2F_y t$  por unidad de longitud en la parte superior e  $I = t^3/12$  por unidad de longitud, así las ecuaciones 2.2.1 y 2.2.2 se convierten en

$$\Delta = \frac{2F_y t g^3}{192E(t^3/12)} = \frac{F_y g^3}{8Et^2} \quad (2.2.3)$$

y

$$\Delta = \frac{2F_y t g^3}{48E(t^3/12)} = \frac{F_y g^3}{2Et^2} \quad (2.2.4)$$

Es importante resaltar, como lo demuestran las fórmulas, que mientras más libertad de rotación se requiera en la conexión, más delgados tendrán que ser los ángulos; además, si se usan ángulos gruesos podría suceder que los esfuerzos en la parte superior de los ángulos pudieran estar por debajo de  $F_y$ , reduciendo así  $\Delta$  y la correspondiente rotación del extremo.

### **Capacidad de la soldadura a cortante excéntrico en conexiones con ángulos.**

En el caso de conexiones soldadas, cualquier excentricidad debe ser considerada por muy pequeña que ésta sea, debido a que no hay tensión inicial alguna involucrada. Para la determinación de la capacidad resistente a cortante excéntrico de la soldadura  $A$  de la conexión se puede hacer uso tanto del método elástico como del de análisis por resistencia última.

### **Capacidad de la soldadura a tensión y cortante en conexiones con ángulos.**

Refiriéndonos al caso de la Fig. 2.2.1d, el cual presentan Salmon y Johnson [2.3], se puede considerar una situación de cortante excéntrico en el plano de las soldaduras (Fig. 2.2.4b) en la que los ángulos se aplastan uno contra otro a lo largo de una distancia igual a  $L/6$ ,

mientras que los esfuerzos por torsión en los  $5L/6$  restantes son resistidos por la soldadura. Si se desprecian los remates en la parte superior de los ángulos, la componente horizontal  $R_x$  se puede obtener aplicando equilibrio de momentos, lo cual considera, para el plano de la carga  $P$  y el tramo de soldadura  $B$ , que

$$\frac{1}{2} R_x \left( \frac{5}{6} L \right) \frac{2}{3} L = \frac{P}{2} e_2 \quad (2.2.5)$$

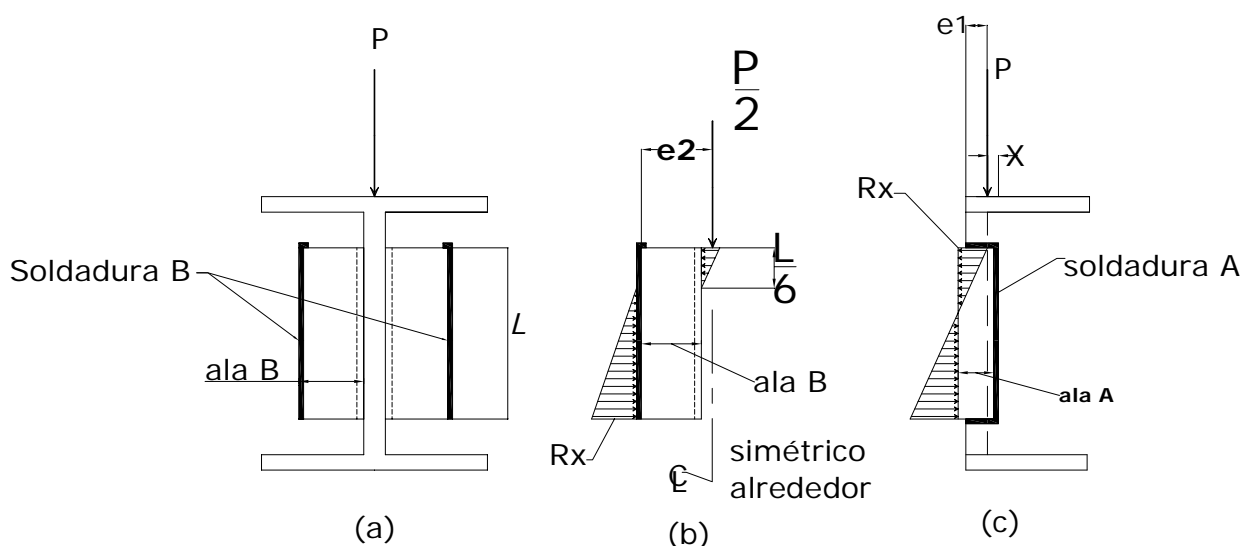
$$R_x = \frac{9Pe_2}{5L^2} \text{ fuerza/unidad de longitud} \quad (2.2.6)$$

La componente del cortante directo es

$$R_v = \frac{P}{2L} \text{ fuerza/unidad de longitud} \quad (2.2.7)$$

$$R = \sqrt{\left( \frac{P}{2L} \right)^2 + \left( \frac{9Pe_2}{5L^2} \right)^2}$$

$$R = \frac{P}{2L^2} \sqrt{L^2 + 12.9e_2^2} \text{ fuerza/unidad de longitud} \quad (2.2.8)$$



**Fig. 2.2.4** Conexión con dos ángulos soldada en campo.

En la Ec. 2.2.8 se desprecia la excentricidad  $e_1$ , la cual es la responsable de la tensión en la parte superior de la soldadura, por lo tanto se cree más apropiado considerar la

distribución de esfuerzos que se muestra en la Fig. 2.2.4c [2.3]. Si es así, la componente de la tensión  $R_x$  en la parte superior de la soldadura  $B$  se calcularía como sigue:

$$R_x = \frac{Mc}{I} = \frac{Pe_1(L/2)}{2L^3/12} = \frac{3Pe_1}{L^2} \quad (2.2.9)$$

Si se desprecian los remates, el cortante directo  $R_v$  nos queda como

$$R_v = \frac{P}{2L} \text{ fuerza / unidad de longitud} \quad (2.2.10)$$

$$R = \sqrt{\left(\frac{P}{2L}\right)^2 + \left(\frac{3Pe_1}{L^2}\right)^2}$$

$$R = \frac{P}{2L^2} \sqrt{L^2 + 36e_1^2} \text{ fuerza/unidad de longitud} \quad (2.2.11)$$

Si se pretende llevar a cabo un análisis más exacto y se consideran entonces los remates, la expresión para calcular las componentes se vuelve complicada. Por disposición del *Manual LRFD* p. 9-89, los remates deben ser del doble del tamaño de la soldadura. Es razonable, para un caso general según Salmon y Johnson [2.3], considerar los remates de  $L/12$ , y es a partir de esta consideración que surgen las siguientes ecuaciones.

Si se refiere  $S = I / \bar{y}$  a la fibra en tensión de la parte superior,

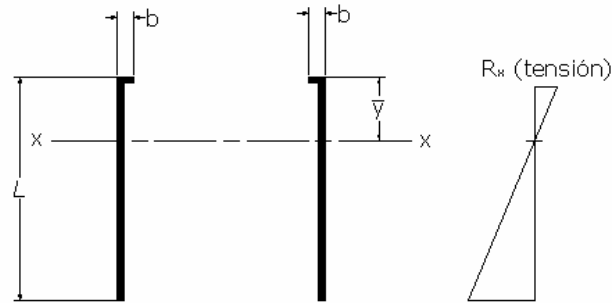
$$S = 2 \left( \frac{4bd + d^2}{6} \right) \quad (2.2.12)$$

en la que  $d = L$  y  $b = L/12$ , se tiene entonces que

$$S = \frac{4L^2}{9} \quad (2.2.13)$$

La componente en flexión es, por consiguiente, y como se muestra en la Fig. 2.2.5

$$R_x = \frac{M}{S} = \frac{Pe_1}{S} = \frac{Pe_1}{4L^2/9} = \frac{9Pe_1}{4L^2} \quad (2.2.14)$$



**Fig. 2.2.5** Configuración de la soldadura para conexiones de ángulos y de asiento.

Como el cortante es mínimo en la zona donde se encuentran los remates, éstos no se toman en cuenta para el cálculo del cortante directo, así que

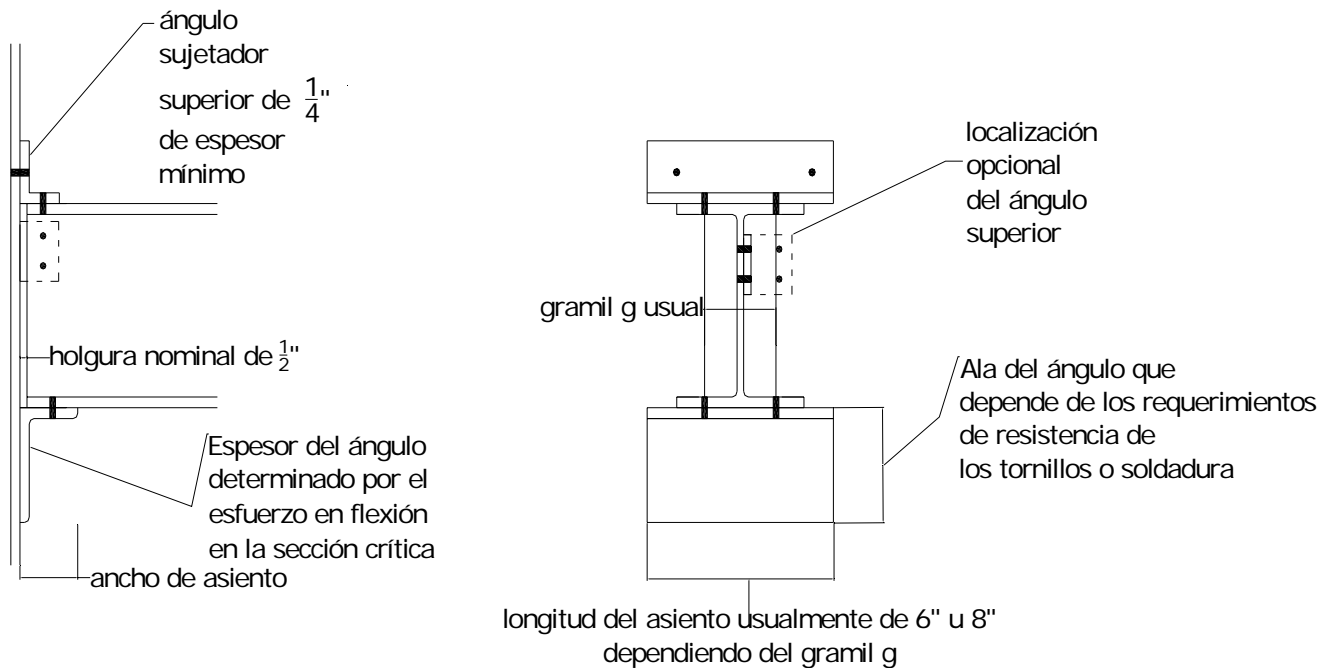
$$R_v = \frac{P}{2L} \quad (2.2.15)$$

$$R = \sqrt{\left(\frac{P}{2L}\right)^2 + \left(\frac{9Pe_1}{4L^2}\right)^2}$$

$$R = \frac{P}{2L^2} \sqrt{L^2 + 20.25e_1^2} \text{ Klb/pulg.} \quad (2.2.16)$$

### 2.3 CONEXIONES DE ASIENTO NO ATIESADO

Otra manera de soportar una viga diferente de las conexiones al alma de la misma puede consistir en un ángulo de asiento, el cual se muestra en la Fig. 2.3.1 y debe ser diseñado para resistir la reacción completa de la viga. Se debe colocar, además, un ángulo en la parte superior de la viga unido a la columna con la única finalidad de proveer soporte lateral; de manera alternativa, el ángulo se puede colocar a un lado de la viga.

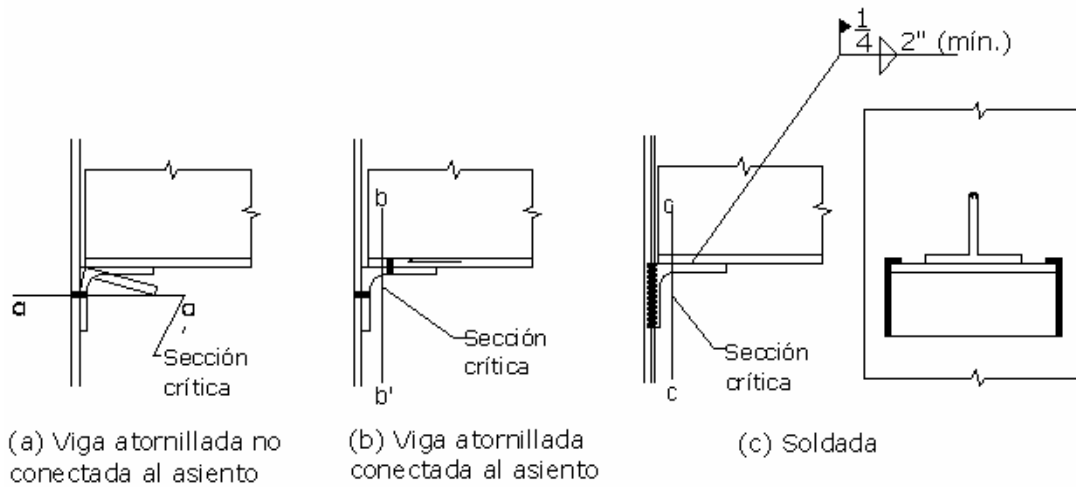


**Fig. 2.3.1** Conexiones de asiento no atiesado.

Como se sigue tratando el caso de conexiones de extremo libre, no se debe desarrollar, en este otro tipo de unión, ningún tipo de resistencia a momento, por lo que el asiento deberá ser diseñado únicamente para resistir cortante y deberá ser lo suficientemente flexible para permitir la rotación del extremo de la viga.

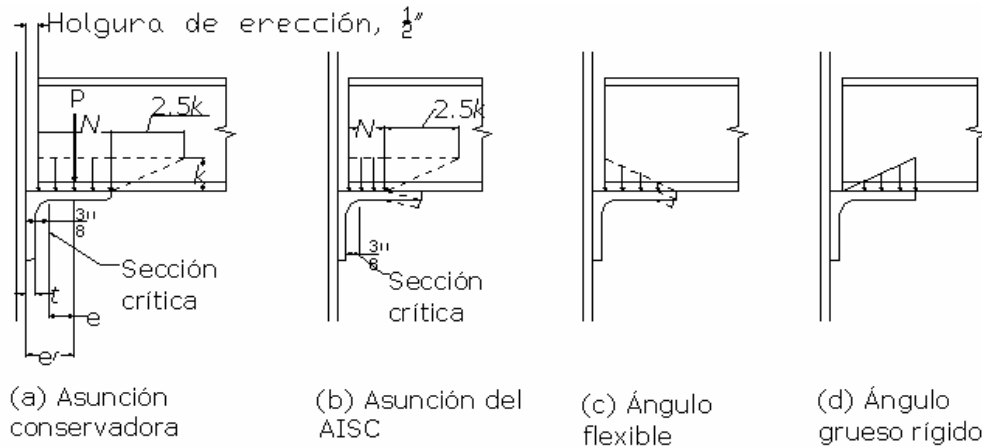
El espesor del ángulo de asiento se determina según la resistencia a la flexión en una sección crítica del ángulo, la cual dependerá de si el ángulo de asiento se encuentra unido a la viga. Para un caso el que no exista unión entre el asiento y la viga, como el que se muestra en la Fig. 2.3.2a, la sección crítica que se toma es la que se encuentra a lo largo de la línea superior de sujetadores. Cuando existe la unión, la rotación en el extremo de la viga crea una fuerza que restringe los tirones de la columna, es por eso que la sección crítica se toma en o cerca de la base del filete del ala saliente del ángulo (Fig. 2.3.2b). Para el caso de un asiento soldado la sección crítica se encuentra en una posición similar a la del último caso y ésta es independiente de si existe unión o no entre el asiento y la viga. (Fig. 2.3.2c).

En la práctica muy rara vez se dejará el ángulo de asiento sin unión a la viga, por lo que los procedimientos de diseño de esta sección utilizan las secciones críticas de las Figs. 2.3.2b y c tomadas a 3/8 pulg. de la cara del ángulo [2.3].



**Fig. 2.3.2** Sección crítica a flexión en ángulos de asiento.

La reacción de la viga ocurre en el centroide de la distribución de esfuerzos por aplastamiento, como se muestra en la Fig. 2.3.3. Esta reacción multiplicada por las distancias a la sección crítica y a la conexión con la columna, nos da los momentos en dichas secciones. Las especificaciones del LRFD no indican cómo se debe hacer el cálculo de este momento, y para ello existen diferentes suposiciones [2.3]: Una suposición conservadora será la de considerar la reacción en el centro del ancho de contacto (Fig. 2.3.3a), la consideración menos conservadora, la cual es también la suposición de las tablas del Manual del AISC consiste en asumir la reacción en el centro de la longitud de soporte requerida  $N$ , medida desde el extremo de la viga (Fig. 2.3.3b). Otra distribución racional es la distribución que se muestra en la Fig. 2.3.3c y d, la cual, dependiendo de la rigidez del ángulo de asiento, tomará su forma.



**Fig. 2.3.3** Suposiciones de las distribuciones de esfuerzos por aplastamiento en conexiones de asiento.

El diseño de asientos no atiesados incluye los siguientes pasos [2.3]:

1. Determinar el ancho del asiento.
2. Determinar los brazos  $e$  y  $e_f$  del momento.
3. Determinar la longitud y el espesor del ángulo
4. Determinar la dimensión del ala del ángulo y el tamaño de la soldadura o el número y ubicación de los tornillos.

Para determinar el ancho del asiento se necesita la longitud de soporte requerida  $N$  la cual es función del estado límite de fluencia local del alma según el LRFD-K1.3, así como el estado límite de aplastamiento del alma según el LRFD-K1.4. Por lo general el estado límite que rige es el de fluencia local del alma.

**Fluencia local del alma** [Fórmula (K1-3) del LRFD],

$$N = \frac{P_u}{\phi F_{yw} t_w} - 2.5k \quad (2.3.1)$$

donde  $P_u$  = reacción factorizada a la carga

$\phi$  = factor de resistencia = 1.0

$t_w$  = ancho del alma de la viga soportada

$F_{yw}$  = esfuerzo de fluencia del alma de la viga soportada

$k$  = distancia de la cara exterior del patín al filete del alma

La longitud de soporte requerida  $N$  no puede ser menor que  $k$ . Generalmente el ancho del asiento no debe ser menor a 3 pulg. La Tabla 9-6 del *Manual LRFD* “Todas las conexiones de asiento no atiesado atornilladas” indica un estándar de 4 pulg. para el ancho del asiento.

**Aplastamiento del alma** [Fórmulas (K1-5a) y (K1-56) del LRFD],

Para  $N/d \leq 0.2$ ,

$$P_n = 68t_w^2 \left[ 1 + 3 \left( \frac{N}{d} \right) \left( \frac{t_w}{t_f} \right)^{1.5} \right] \sqrt{\frac{F_{yw}t_f}{t_w}} \quad (2.3.2)$$

Para  $N/d > 0.2$ ,

$$P_n = 68t_w^2 \left[ 1 + \left( \frac{4N}{d} - 0.2 \right) \left( \frac{t_w}{t_f} \right)^{1.5} \right] \sqrt{\frac{F_{yw}t_f}{t_w}} \quad (2.3.3)$$

donde  $\phi$  = factor de resistencia = 0.75

$P_n$  = resistencia nominal a la reacción

$P$  = reacción a la carga de servicio

$t_w$  = espesor del alma de la viga

$t_f$  = espesor del patín de la viga

$d$  = peralte de la viga

Los brazos  $e$  y  $e_f$  del momento se obtienen como sigue, (ver Fig. 2.3.3a)

$$e_f = \text{holgura de erección} + N/2 \quad (2.3.4)$$

$$e = e_f - t - \frac{3}{8} \quad (2.3.5)$$



El momento flexionante en la sección crítica del ángulo es

$$M_u = P_u e$$

El espesor  $t$  del ángulo se obtiene haciendo  $M_u = \phi_b M_n$ . La resistencia es la de una sección rectangular maciza flexionada alrededor de su eje débil.

**Espesor del ángulo (LRFD-F1.1),**

$$\phi_b M_n = \phi_b M_p = \phi_b Z F_y = \phi_b \frac{L t^2}{4} F_y \quad (2.3.6)$$

$$t^2 = \frac{4 M_u}{\phi_b F_y L} = \frac{4 P_u e}{\phi_b F_y L} \quad (2.3.7)$$

donde  $P_u$  = reacción factorizada que se deberá soportar

$\phi_b$  = factor de resistencia = 0.90

$e$  = excentricidad de la carga a la sección crítica del ángulo (ec. 2.3.5)

$L$  = longitud del ángulo de asiento (ancho de la sección rectangular flexionada)

$F_y$  = esfuerzo de fluencia del acero del ángulo de asiento

Esta longitud del ángulo de asiento se toma generalmente de 6 u 8 pulg. para un gramil  $g$  de 3.5 pulg. y 5.5 pulg. respectivamente.

El número de tornillos que se encuentran en tensión y cortante al mismo tiempo se determina de acuerdo a los criterios aplicables al caso.

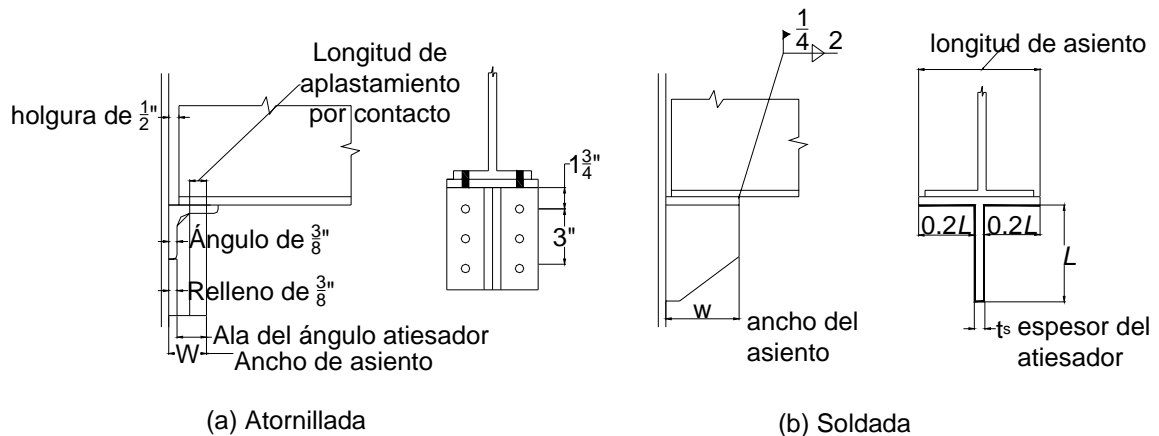
El tamaño y longitud de la soldadura se obtiene utilizando la ecuación 2.2.16; para la que se consideró el cortante directo y la flexión alrededor del eje  $x - x$  y remates  $b \approx L/12$ . (Fig. 2.2.4).

## 2.4 CONEXIONES DE ASIENTO ATIESADO

Un asiento atiesado, tal y como se verá en esta sección, pretenderá ser también una conexión a cortante solamente y es tratado como “Tipo PR” por el LRFD.

Este tipo de conexión se utiliza cuando las reacciones son tan grandes que, el diseño de un asiento no atiesado para soportar estas reacciones arrojaría la necesidad de utilizar ángulos demasiado gruesos. Si se usa un ángulo de asiento atornillado, éste puede utilizarse junto con el atiesador, mientras que si se pretende utilizar soldadura, se puede usar un asiento atiesado en forma de *Te*.

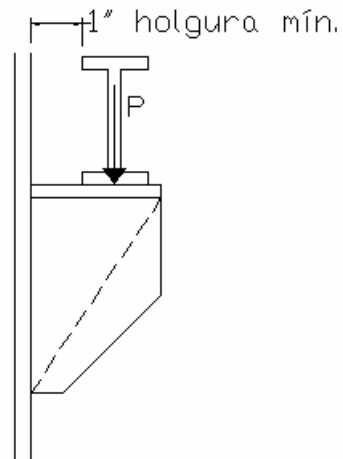
La viga puede ser apoyada sobre el asiento de dos formas, una puede ser a lo largo del plano del atiesador y otra es a  $90^\circ$  del plano de éste, ambos casos se encuentran representados en las Figs. 2.4.1 y 2.4.2.



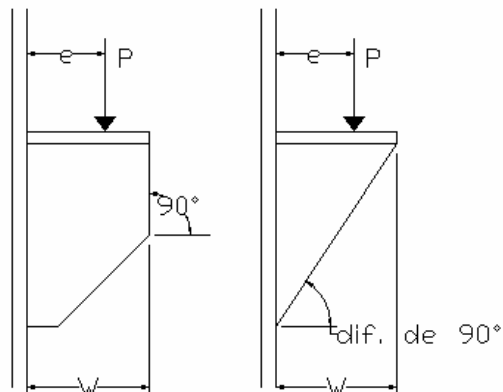
**Fig. 2.4.1** Asiento atiesado con el alma de la viga alineada con el atiesador.

Se presentan además diferentes tipos de comportamiento del asiento dependiendo de la forma de su corte [2.3], si el ángulo  $\theta$ , como se muestra en la Fig. 2.4.3 está a  $90^\circ$ , el comportamiento será similar al de un elemento no atiesado y se deberá considerar la inestabilidad local del elemento utilizando los criterios del LRFD-B5. Por otro lado si el

ángulo  $\theta$  es diferente de  $90^\circ$  y el atiesador se corta en forma triangular, su comportamiento es completamente diferente y será tratado en la siguiente sección.



**Fig. 2.4.2** Placa soportando una carga concentrada.



**Fig. 2.4.3** Diferentes inclinaciones que puede tener la orilla libre del atiesador.

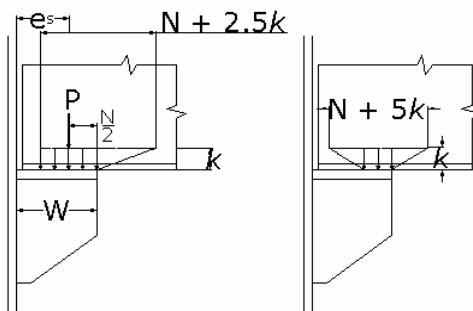
Los pasos involucrados en el diseño de asientos atiesados son los siguientes [2.3]:

1. Determinar el ancho del asiento.
2. Determinar la excentricidad  $e_s$  de la carga.
3. Determinar el espesor  $t_s$  del atiesador.
4. Determinar los tamaños de los ángulos y el arreglo de los tornillos o el tamaño y longitud de la soldadura.

La determinación del ancho del asiento está en función de la longitud de soporte  $N$  requerida, para que de acuerdo al LRFD-K1.3 (Ec. 2.3.1) y el LRFD-K1.4 (Ecs. 2.3.2 y 2.3.3) se eviten la fluencia local del alma y el aplastamiento del alma respectivamente.

La distribución de esfuerzos por aplastamiento en este tipo de conexiones se muestra en la Fig. 2.4.4, nótese que en este caso los esfuerzos máximos se dan en la orilla del asiento.

El *Manual LRFD* contiene, en sus tablas 9-8 y 9-9, resistencias de diseño para asientos atiesados.



**Fig. 2.4.4** Distribución de la carga de aplastamiento en asientos atiesados.

El espesor del atiesador está sujeto a diversos criterios, los cuales se muestran a continuación tomados de Salmon y Johnson [2.3]. Si se asume que la reacción  $P$  se encuentra a  $N/2$  de la orilla del asiento:

1. El espesor  $t_s$  del atiesador debe ser igual o mayor que el espesor  $t_w$  del alma de la viga soportada,

$$t_s \geq t_w \quad (2.4.1)$$

2. El pandeo local del atiesador se debe evitar de acuerdo con el LRFD-B5, también se da en el LRFD-K1.9(2),

$$t_s \geq \frac{W}{95/\sqrt{F_y}} \quad (2.4.2)$$

donde  $W$  = ancho del atiesador

3. El aplastamiento en el área de contacto del atiesador debe satisfacer el LRFD-J8.1.

Para atiesadores de ángulo, se asume que  $\frac{1}{2}$  pulg. del ángulo se corta para lograr un aplastamiento ajustado y uniforme debajo del ángulo de asiento:

LRFD ( $\phi = 0.75$ ):

$$t_s \geq \frac{P_u}{\phi(1.8F_y)2(W - 0.5)} \text{ para atiesadores de ángulo (2.4.3)}$$

Una  $T_e$  estructural se puede usar en lugar de dos ángulos; en cuyo caso el 2 del denominador de la ecuación 2.4.3 no se usaría. La ecuación 2.4.3 no asume ninguna excentricidad de la carga respecto a la longitud de contacto del soporte asumida.

4. Para carga excéntrica en el atiesador, la resistencia al aplastamiento de acuerdo al LRFD-J8 debe ser satisfecha. En esta situación generalmente se usa un atiesador de placa sencilla. El esfuerzo por aplastamiento más alto que se da en la orilla exterior del atiesador no debe exceder  $\phi(1.8F_y)$  bajo cargas factorizadas. Usando esfuerzo combinado (ver Fig. 2.4.4),

$$f_b = \frac{P}{A} + \frac{M}{S} = \frac{P}{Wt_s} + \frac{P(e_s - W/2)}{t_s W^2 / 6} = \frac{P}{t_s W^2} (6e_s - 2W) \quad (2.4.4)$$

$$t_s \geq \frac{P_u (6e_s - 2W)}{\phi(1.8F_y)W^2} \text{ para atiesadores soldados} \quad (2.4.5)$$

5. El espesor de la placa debe ser adecuado de acuerdo con el LRFD-J2.4 para desarrollar las soldaduras de filete usadas para unirla.

$$a_{\max,eff} = \frac{0.60F_u t_1}{2(0.707)0.60F_{EXX}} = 0.707 \frac{F_u t_1}{F_{EXX}} \quad (2-4-I)$$

donde  $t_1$  = espesor del material base (en este caso =  $t_s$ )

$F_u$  = resistencia a la tensión del material base

$F_{EXX}$  = resistencia a la tensión del material electrodo

Asumiendo dos líneas de soldadura de filete de tamaño  $a$  usando electrodos E70, el espesor  $t_s$  del atiesador requerido para que la placa del atiesador no sea sobrecargada por cortante es, de la ec. 2-4-I,

$$t_s \geq 1.71a \text{ para acero A36} \quad (2.4.6)$$

$$t_s \geq 1.52a \text{ para } F_y = 50 \text{ Klb/pulg.}^2 \quad (2.4.7)$$

Para conexiones atornilladas de este tipo, el LRFD no requiere que se considere la excentricidad de la reacción para determinar las capacidades del grupo de sujetadores; la Tabla 9-8 del *Manual LRFD* “Todas las conexiones atornilladas de asiento atiesado” toma en cuenta únicamente el cortante directo.

Si se pretende una conexión soldada, sí se tienen que tomar en cuenta los efectos que tiene la excentricidad de la reacción en la soldadura, el *Manual LRFD* p. 9-138 sugiere una conexión soldada como la de la Fig. 2.4.1b y toma la zona crítica como la parte superior de la soldadura donde se dan esfuerzos combinados por cortante directo y flexión. La configuración de la soldadura es idéntica a la que se muestra en la Fig. 2.2.1d sólo con los remates más largos. Usando  $d = L$  y  $b = 0.2L$  en las variables de  $S$  se tiene que [2.3]

$$\bar{y} = \frac{L^2}{2(L+b)} = \frac{L^2}{2(1.2L)} = \frac{L}{2.4}$$

$$S_x = \frac{2(4bL + L^2)}{6} = \frac{4(0.2L)L + L^2}{3} = 0.6L^2$$

entonces

$$R_x = \frac{M}{S_x} = \frac{Pe_s}{0.6L^2} \text{ fuerza/unidad de longitud } \rightarrow$$

$$R_v = \frac{P}{2(L+0.2L)} = \frac{P}{2.4L} \text{ fuerza/unidad de longitud } \downarrow$$

$$R = \sqrt{\left(\frac{Pe_s}{0.6L^2}\right)^2 + \left(\frac{P}{2.4L}\right)^2}$$

$$R = \frac{P}{2.4L^2} \sqrt{16e_s^2 + L^2} \text{ fuerza / unidad de longitud } \quad (2.4.8)$$

La ecuación 2.4.8 es la que usa el *Manual LRFD*, Tabla 9-9, “Conexiones de asiento atiesado atornilladas/soldadas” para obtener cargas para asientos atiesados cuando  $e_s$  se toma como  $0.8W$ .  $R$  en la ecuación se refiere a la resistencia de diseño  $\phi R_{nw}$  y  $P$  a la reacción factorizada  $P_u$ .

## 2.5 PLACAS DE SOPORTE TRIANGULARES

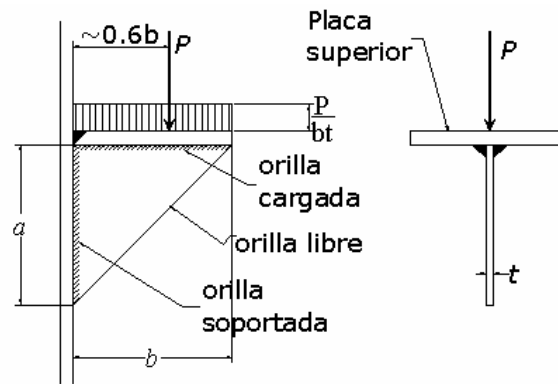
Como se había mencionado antes, cuando la placa de soporte se corta en forma triangular, ésta se comporta de manera diferente, de antemano éstas son menos propensas a la inestabilidad local así como a la falla.

### Recomendaciones para el análisis y diseño más exactos

Las recomendaciones que se presentan en esta parte se basan en tres suposiciones: la primera es que la placa superior se encuentra firmemente unida al soporte, la segunda, que la carga  $P$  se encuentra distribuida y tiene su centroide a aproximadamente a  $0.6b$  del

soporte y, tercera, la relación  $b/a$  está entre 0.5 y 2.0 [2.3]. El arreglo y la notación para placas de soporte triangulares se encuentran especificados en la Fig. 2.5.1.

La teoría actual establece que este tipo de soportes tiene una resistencia post-pandeo considerable, la cual se alcanza cuando la orilla libre comienza a fluir y se da una redistribución de esfuerzos antes de que ocurra el pandeo. En realidad se espera que la capacidad última contra el colapso de la placa sea de por lo menos 1.6 veces la carga de pandeo [2.3].



**Fig. 2.5.1** Placa de soporte triangular.

El esfuerzo máximo ocurre en la orilla libre de la placa, sin embargo la distribución de esfuerzos no resulta fácil de modelar, es por eso que se estableció la relación  $z$  entre el esfuerzo promedio  $P/bt$  en la orilla cargada y el esfuerzo máximo  $f_{max}$  en la orilla libre y se da en la referencia 2.3 como

$$z = \frac{P/bt}{f_{max}} = 1.39 - 2.2\left(\frac{b}{a}\right) + 1.27\left(\frac{b}{a}\right)^2 - 0.25\left(\frac{b}{a}\right)^3 \quad (2.5.1)$$

La resistencia nominal  $P_n$  cuando la orilla libre alcanza el esfuerzo de fluencia es

$$P_n = F_y z b t \quad (2.5.2)$$

Para el estado límite de pandeo local de la placa, la relación ancho-espesor  $b/t$  se debe restringir de acuerdo con la siguiente relación:



$$\frac{b}{t} \leq \frac{\text{constante}}{\sqrt{F_y}} \quad (2.5.3)$$

El rango de uso recomendado se encuentra, para  $b/a$ , entre 0.75 y 2.0. El requerimiento de diseño se puede expresar (con  $F_y$  en Klb/pulg.<sup>2</sup>) como

$$\text{Para } 0.5 \leq b/a \leq 1.0; \quad \frac{b}{t} \leq \frac{250}{\sqrt{F_y}} \quad (2.5.4a)$$

$$\text{Para } 1.0 \leq b/a \leq 2.0; \quad \frac{b}{t} \leq \frac{250(b/a)}{\sqrt{F_y}} \quad (2.5.4b)$$

Satisfaciendo las ecuaciones anteriores se asegura que la fluencia a lo largo de la orilla libre ocurra antes del pandeo y se obtenga la resistencia post-pandeo.

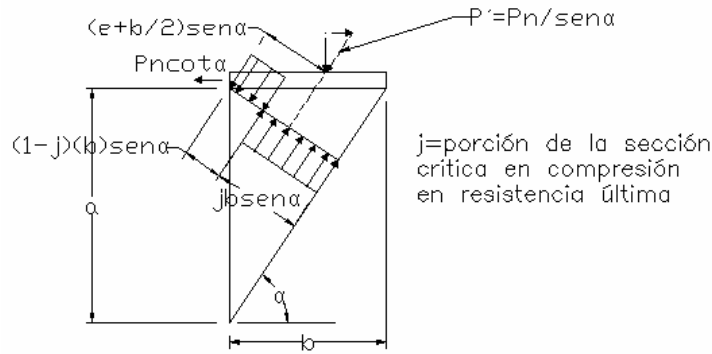
### **Resistencia plástica de las placas de soporte**

Se sugiere que para poder desarrollar toda la resistencia plástica de los soportes, la relación  $b/t$  se debe restringir a alrededor de 1/3 de las limitaciones para lograr la primera fluencia en la orilla libre [2.3].

Para determinar la resistencia plástica de la placa de soporte cuando se usa en estructuras de marco rígido, se puede usar la aproximación mostrada en la Fig. 2.5.2, la cual asume que la resistencia plástica se desarrolla en la sección crítica. Si se hace el equilibrio de fuerzas paralelo a la orilla libre y el equilibrio de momentos alrededor del punto  $O$  se obtiene la ecuación para la carga última [2.3]:

$$P_n = F_y t \sin^2 \alpha (\sqrt{4e^2 + b^2} - 2e) \quad (2.5.5)$$

Además, la placa superior deberá cargar la carga nominal  $P_n \cot(\alpha)$ .



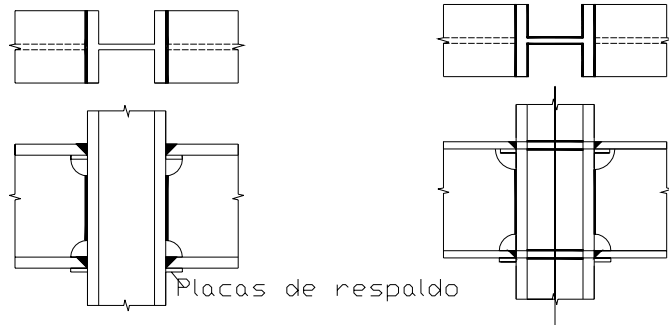
**Fig. 2.5.2** Análisis de resistencia plástica.

## 2.6 CONEXIONES RÍGIDAS VIGA-COLUMNA

En una conexión rígida se requiere que se de una transferencia completa de los momentos y que no exista rotación de los miembros o que ésta sea mínima. Este tipo de conexiones está categorizado por el LRFD como “Tipo FR”.

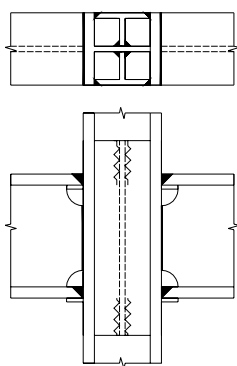
Para que se de la continuidad se deben tomar providencias para transferir las cargas axiales de los patines de la viga que se originan debido a los momentos, ya que en ocasiones, el alma de la columna podría no ser capaz de resistir la fuerza de compresión proveniente del patín inferior de la viga sin refuerzo adicional, así como el patín de la columna podría presentar deformación excesiva por concepto de la fuerza de tensión que se aplica por el patín superior de la viga. El cortante es cargado esencialmente por el alma, por lo que debe ser transmitido directamente por ella.

Los arreglos más comunes de este tipo de conexiones a los patines y alma de las columnas por uno o ambos lados se muestran en las Figs. 2.6.1, 2.6.2 y 2.6.3.

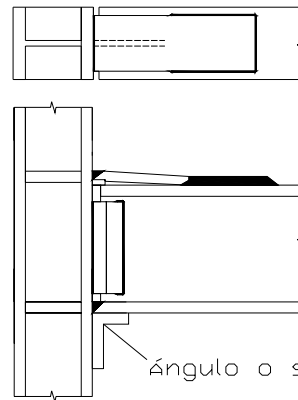


(a) Columna sin atiesadores; soldaduras de ranura entre patines

(b) Atiesadores de placa horizontal

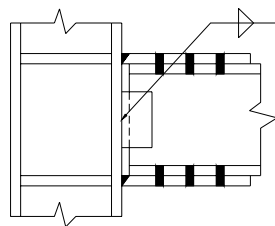


(c) Atiesador vertical de sección  $T_e$

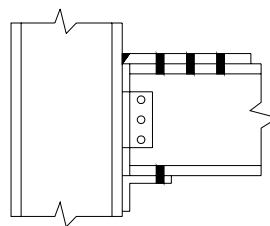


(d) Asiento y placa superior

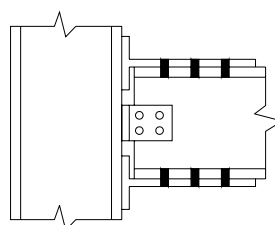
**Fig. 2.6.1** Conexiones continuas viga – columna: unión soldada al patín de la columna.



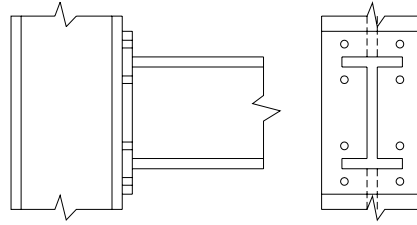
(a) Placas superior e inferior



(b) Placa superior y asiento

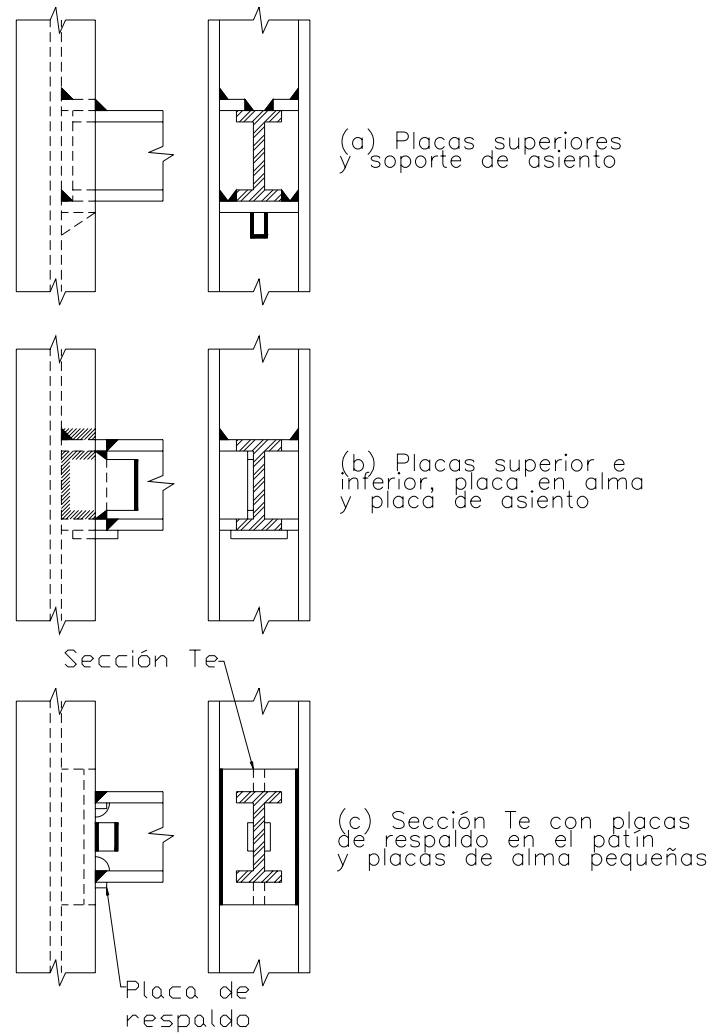


(c) Dos Tes con o sin ángulos en el alma



(d) Placas de extremo soldadas

**Fig. 2.6.2** Conexiones rígidas viga – columna: uniones atornilladas.



**Fig. 2.6.3** Conexiones rígidas viga – columna: unión soldada al alma de la columna.

Dependiendo de si existen conexiones rígidas solamente a las almas o a los patines de las columnas o si existen uniones rígidas en ambos, se hablará de sistemas rígidos bi o tridimensionales.

La estructuración rígida se usa ventajosamente cuando se utiliza análisis plástico para diseñar las estructuras o cuando se utiliza análisis elástico y las secciones de los perfiles son compactas y, cuando en un marco la resistencia al viento u otras cargas laterales será provista por las conexiones [2.2]. En todos los casos, el objetivo será el de desarrollar toda

la resistencia a momento en las uniones, así como evitar las rotaciones que pudieran originarse por articulaciones plásticas, sin impedir que dichas articulaciones pudieran darse.

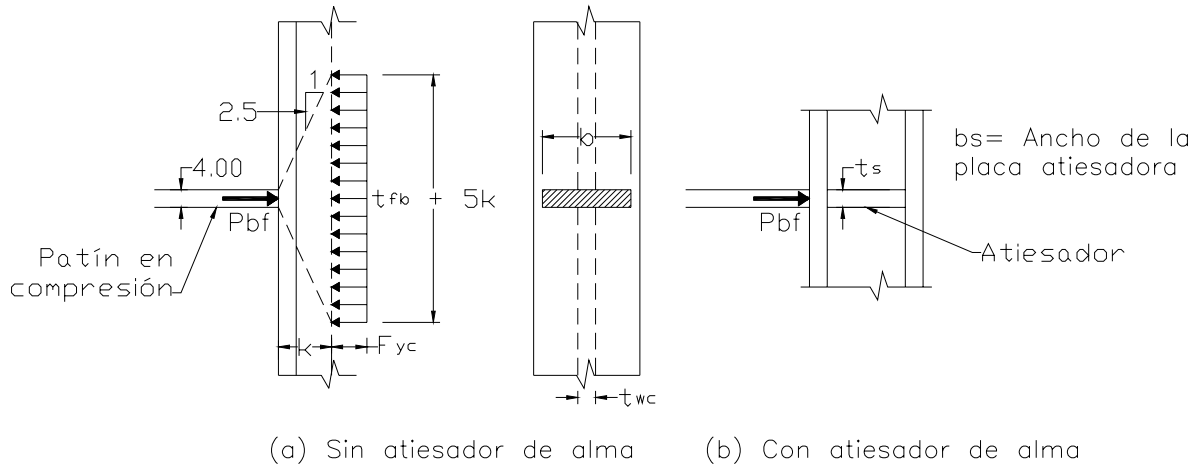
Para diseñar conexiones de vigas de manera correcta, el diseñador debe entender las condiciones de esfuerzos en la estructura y cómo estos esfuerzos pueden ser transmitidos a través de las conexiones. Dos consideraciones principales son las siguientes [2.2]:

1. La mayoría de las fuerzas producto de la flexión ocurren en los patines, por lo tanto, si las soldaduras o tornillos se diseñarán para transmitir estas fuerzas, ellos deberán ser colocados en los patines de las vigas.
2. De manera similar, la mayoría de las fuerzas cortantes en una viga ocurren en el alma, así que, la soldadura o tornillos necesarios para transmitir estas fuerzas deben ser colocados de preferencia ahí mismo.

### **Atiesador horizontal en la zona de compresión de la conexión**

El fin de los atiesadores es el de proveer la resistencia adicional, si se requiere, a los patines y alma de las columnas para evitar que en ellos se de la flexión local del patín causada por las fuerzas de tensión (LRFD-K1.2), la fluencia local del alma (LRFD-K1.3), el aplastamiento del alma (LRFD-K1.4) y el pandeo local (LRFD-K1.6) causados por la fuerza compresiva. Ejemplos de atiesadores se muestran en las Figs. 2.6.1b y d y en la Fig. 2.6.2a.

**Fluencia local del alma.** Considérese el patín de una viga a compresión aplastándose contra una columna como en la Fig. 2.6.4a. Cuando se alcanza la resistencia a la fluencia en el alma de la columna, la carga habrá sido distribuida a lo largo de la base del filete en una pendiente de 1:2.5 [2.3].



**Fig. 2.6.4** Resistencia del alma de la columna en la región de compresión de la conexión.

### Fluencia local del alma

$$P_{bf} = \phi(5k + t_{fb})F_{yw}t_{wc} \quad (2.6.1)$$

donde  $P_{bf}$  es la resistencia de diseño del alma de una columna que resiste una fuerza transmitida por el patín de una viga bajo cargas factorizadas,  $\phi =$  factor de resistencia = 1.0,  $F_{yw} =$  es el esfuerzo de fluencia del alma de la columna y  $t_{wc}$  es el espesor del alma de la columna. La  $P_{bf}$  requerida podría ser tan alta como  $F_{yb}A_f$  cuando se espera que la viga desarrolle su resistencia a momento plástico.

### Aplastamiento del alma

$$P_{bf} = \phi 135 t_{wc}^2 \left[ 1 + 3 \left( \frac{t_{fb}}{d} \right) \left( \frac{t_{wc}}{t_{fc}} \right)^{1.5} \right] \sqrt{\frac{F_{yw} t_{fc}}{t_{wc}}} \quad (2.6.2)$$

donde  $\phi =$  factor de resistencia = 0.75

$P_{bf} =$  fuerza factorizada del patín de una viga

$t_{wc} =$  espesor del alma de la columna

$t_{fb} =$  espesor del patín de la viga

$t_{fc} =$  espesor del patín de la columna

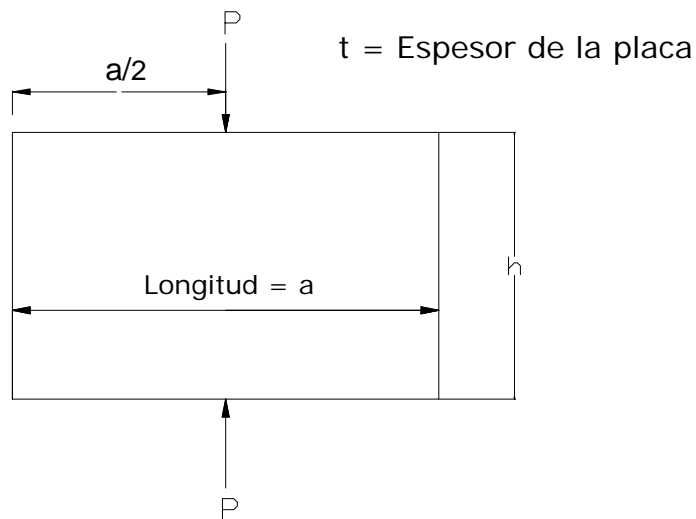
$d$  = peralte total de la columna

**Pandeo local por compresión del alma.** Este estado límite puede regir cuando cargas concentradas de compresión provenientes de los patines de las vigas se aplican en ambos patines de la columna. Cuando únicamente un patín de la columna está sujeto a una carga concentrada, el estado límite de pandeo local del alma no necesita ser revisado.

$$F_{cr} = \frac{k\pi^2 E}{12(1-\mu^2)(b/t)^2} \quad (2-6-1)$$

Investigadores han tratado el pandeo del alma en una columna con la analogía de una placa sujeta a cargas concentradas opuestas de la misma magnitud como se muestra en la Fig. 2.6.5 [2.3]. La carga de pandeo elástico  $P_{cr}$  para la situación cuando se usa una placa simplemente apoyada con una relación  $a/h$  grande se da como

$$P_{cr} = \frac{4\pi^2 Et^3}{12(1-\mu^2)h} = \frac{33400t^3}{h} \quad (2.6.3)$$



**Fig. 2.6.5** Placa sujeta a cargas puntuales concéntricas opuestas de igual magnitud.

Trabajo experimental [2.3] ha demostrado que cuando está implicado material con bajo esfuerzo de fluencia (como acero A36), la fluencia del alma a lo largo de la línea de empalme con el patín ocurre a un nivel de carga correspondiente muy cercano al de la

condición de simple apoyada. Cuando se usó material con esfuerzo de fluencia de 100 Klb/pulg.<sup>2</sup> en los experimentos, el mayor esfuerzo de fluencia proveyó un grado más alto de restricción rotacional a lo largo de la línea de empalme del patín con el alma, dando así una resistencia al pandeo del doble de la obtenida cuando se usó acero A36. Se ha sugerido que el aumento en el grado efectivo de rigidez en el extremo cargado puede ser tomado en cuenta en el diseño práctico haciendo la resistencia proporcional a la raíz del esfuerzo de fluencia. El criterio de estabilidad es [2.3]

$$P_{cr} = \frac{33400t^3}{h} \sqrt{\frac{F_{yw}}{36}} = \frac{5570t^3 \sqrt{F_{yw}}}{h} \quad (2.6.4)$$

El coeficiente 5570 de esta expresión semiracional se ajustó a 4100, representando así un límite inferior para todos los resultados experimentales. Luego, para la conexión viga-columna,  $t$  es el espesor del alma de la columna  $t_{wc}$  y la carga concentrada  $P_{cr}$  es la resistencia nominal a la reacción  $P_n$ , dando finalmente la expresión del LRFD-K1.6.

#### **Pandeo local por compresión del alma de la columna**

$$P_n = \frac{4100t_{wc}^3 \sqrt{F_{yw}}}{h} \quad (2.6.5)$$

donde  $P_n$  = resistencia nominal proveída por el alma de la columna, Klb

$h$  = peralte del alma sin filetes =  $d - 2k$ , pulg.

$t_{wc}$  = espesor del alma de la columna, pulg.

$F_{yw}$  = esfuerzo de fluencia del alma de la columna, Klb/pulg.<sup>2</sup>

La sustitución de la resistencia nominal requerida  $P_{bf}/\phi$  por  $P_n$  y usando  $\phi = 0.90$  de acuerdo con el LRFD-K1.6, nos da la carga factorizada  $P_{bf}$  que puede ser cargada sin pandeo del alma cuando sin el uso de atiesadores,



$$P_{bf} = \frac{\phi 4100 t_{wc}^3 \sqrt{F_{yw}}}{h} \quad (2.6.6)$$

donde  $\phi = 0.90$

$P_{bf}$  = carga concentrada factorizada máxima del los patines de la viga

Es importante reiterar que la Ec. 2.6.6 sólo aplica cuando  $P_{bf}$  actúa en ambos patines.

Cuando cualquiera de los tres estados límite relacionados a cargas concentradas de compresión (fluencia local del alma, aplastamiento del alma o pandeo por compresión del alma) indica que el alma es inadecuada para transmitir la fuerza de compresión  $P_{bf}$  del patín de la viga, se deberán proveer atiesadores en pares (área total  $A_{st}$ ) a la columna para que ésta pueda resistir la fuerza  $P_{bf}$ .

**Reglas para los atiesadores a compresión** Los siguientes son los requerimientos del LRFD para el diseño de atiesadores a compresión:

1. Cuando los estados límites de aplastamiento del alma (LRFD-K1.4) o pandeo local por compresión del alma (LRFD-K1.6) indiquen la necesidad de usar atiesadores, éstos se deberán diseñar como miembros comprimidos axialmente (LRFD-K1.9).
2. Cuando rija el pandeo local por compresión del alma (LRFD-K1.6), los atiesadores (si se usan) deberán extenderse a todo el peralte de la columna.
3. Cuando rija la fluencia local del alma (LRFD-K1.3) y la carga concentrada  $P_{bf}$  se aplique sólo en un patín de la columna, los atiesadores no necesitarán extenderse más allá de medio peralte del alma de la columna.
4. Cuando rija la fluencia local del alma (LRFD-K1.3), el área  $A_{st}$  de los atiesadores (en pares) requerida es el exceso de la fuerza factorizada  $P_{bf}$  sobre la resistencia de

diseño  $\phi R_n$ , dividida por el esfuerzo de fluencia de diseño de los atiesadores  $\phi F_{yst}$ , así que

$$A_{st} \geq \frac{P_{bf} - \phi F_{yw}(t_{fb} + 5k)t_{wc}}{\phi F_{yst}} \quad (2.6.7)$$

5. Proporcionamiento de los atiesadores. El siguiente requerimiento de proporcionamiento aparece en el LRFD-K1.9(1). El ancho  $b_{st}$  del atiesador más  $\frac{1}{2}$  del espesor  $t_{wc}$  del alma de la columna no debe ser menor que  $\frac{1}{3}$  del ancho  $b_{fb}$  del patín de la viga o del ancho de la placa de la conexión a momento que transmite la fuerza  $P_{bf}$ ,

$$b_{st} + \frac{t_{wc}}{2} \geq \frac{b_{fb}}{3} \quad (2.6.8)$$

lo que hace que

$$b_{st} \geq \frac{b_{fb}}{3} - \frac{t_{wc}}{2} \quad (2.6.9)$$

6. Se deben cumplir los límites de pandeo local establecidos por el LRFD-B5 y el LRFD-K1.9(2) para elementos a compresión no atiesados. Como estos límites se refieren a  $b_f/2t_f$  para la viga trasmisora de la fuerza a la columna, el límite será satisfecho si el espesor  $t_s$  del atiesador no es menor a la mitad del espesor del patín de la viga  $t_{fb}$  o de la placa de la conexión. Entonces,

$$t_s \geq \frac{t_{fb}}{2} \quad (2.6.10)$$

7. La soldadura que una los atiesadores al alma de la columna deberá ser dimensionada para soportar la fuerza en el atiesador causada por los momentos no balanceados en los lados opuestos de la columna.

### **Atiesador horizontal en la región de tensión de la conexión**

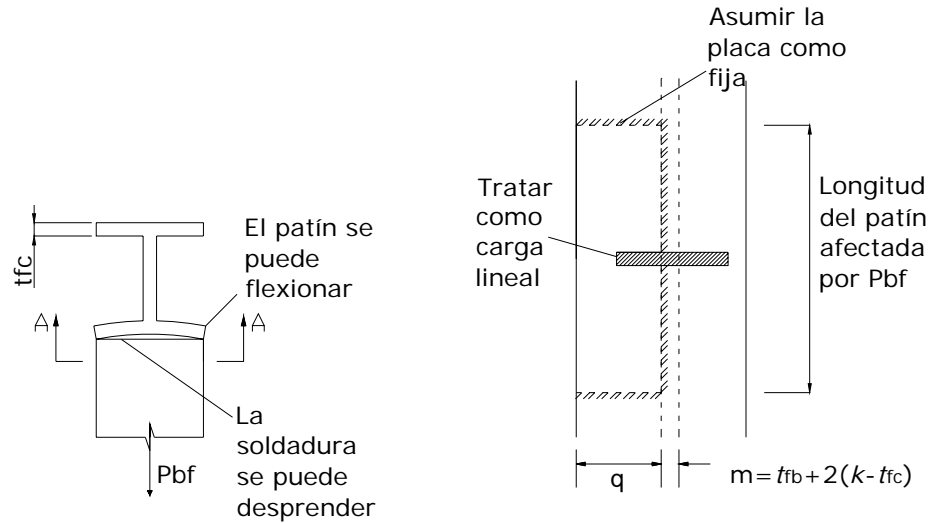
La fuerza de tensión proveniente del patín de una viga puede causar una deformación en el patín de la columna que haga que se reduzca la resistencia de la misma columna. (Ver Fig. 2.6.6). Si el patín de la columna se flexiona como consecuencia de la fuerza de tensión proveniente del patín superior de la viga, la parte media de la soldadura que esté conectando la placa transmisora de la fuerza de tensión en la parte superior de una viga con la columna puede quedar sobreesforzada.

Llevando a cabo un análisis de líneas de fluencia en la porción del patín de la columna de ancho  $q$  y longitud  $p$  y colocando una carga lineal en el sistema, la resistencia nominal  $P_n$  se puede aproximar como [2.3]

$$P_n = 7t_{fc}^2 F_{yf} + t_{fb} m F_{yw} \quad (2.6.11)$$

donde el primer término representa la resistencia a la flexión del patín de la columna como un elemento de dos placas (una a cada lado del alma) y el segundo término es la porción de la carga que se va directamente al alma de la columna. Como una medida conservadora, la ec. 2.6.11 se multiplica por 0.8 y luego, al resolver para  $t_{fc}$  se obtiene

$$t_{fc} = \sqrt{\frac{P_n}{7F_{yf}} \left( 1.25 - \frac{t_{fb} m F_{yw}}{P_n} \right)} \quad (2.6.12)$$



**Fig. 2.6.6** Resistencia del patín de la columna en la región de tensión de la conexión.

Experimentalmente se ha determinado que el valor mínimo de  $t_{fb}mF_{yw}/P_n$  es de 0.15, así que usando 0.15 para el segundo término en el paréntesis de la ec. 2.6.12 se obtiene la expresión que usa el LRFD para determinar el espesor mínimo requerido del patín de la columna  $t_{fc}$  para prescindir de atiesadores en la columna que ayuden a soportar la fuerza de tensión proveniente del patín de una viga [2.3],

$$t_{fc} \geq 0.4 \sqrt{\frac{P_n}{F_{yf}}} \quad (2.6.13)$$

**Flexión local del patín debida a la fuerza de tensión.** En el LRFD-K1.2, la Ec. 2.6.13 se resuelve para la resistencia nominal y así poderle dar un uso más general.

$$P_n = 6.25t_{fc}^2 F_{yf} \quad (2.6.14)$$

Como la fuerza del patín factorizada  $P_{bf}$  no puede exceder la resistencia de diseño  $\phi P_n$ , la Ec. 2.6.14 también se puede usar para calcular la resistencia disponible, así como también la Ec.2.6.13 se puede utilizarse para determinar el espesor de patín mínimo necesario para eliminar la necesidad de atiesadores. Bajo los argumentos anteriores, en el LRFD, la ecuación para determinar el espesor mínimo del patín de la columna  $t_{fc}$  es

$$t_{fc} \geq 0.4 \sqrt{\frac{P_{bf}}{\phi F_{yf}}} \quad (2.6.15)$$

donde  $P_{bf}$  = carga concentrada de tensión factorizada

$\phi = 0.90$  (LRFD-K1.2)

$F_{yf}$  = el esfuerzo de fluencia del patín de la columna que se flexiona

Como generalmente regirán los requerimientos de los atiesadores a compresión, es importante que ellos se tengan siempre en mente. Los mismos requerimientos de proporcionamiento de los atiesadores a tensión son los mismos que los de los atiesadores a compresión.

Para cualquiera de los estados límite, la decisión de soldar el atiesador al patín debe basarse en los siguientes criterios [2.4]:

1. Sobre el lado de tensión, los atiesadores deben soldarse al alma y al patín.
2. Sobre el lado de compresión, los atiesadores sólo tienen que apoyarse sobre el patín pero pueden soldarse a él.

### **Atiesadores verticales de placa y sección $T_e$**

Este tipo de atiesadores son convenientes sobre todo cuando se tienen vigas conectadas a una columna en todos los sentidos. La investigación ha demostrado que un atiesador vertical en el talón del patín es la mitad de efectivo de lo que es el alma de la columna [2.3].

Así que, asumiendo dos atiesadores verticales, uno en cada talón del patín, teniendo cada uno la mitad de la resistencia del alma indicada por la Ec. 2.6.1, se tiene la siguiente ecuación para la carga máxima factorizada que puede ser transmitida según el estado límite de fluencia local del alma, la cual, tomada de Salmon y Johnson [2.3], es:

$$P_{bf} = \phi F_{yw} (t_{fb} + 5k)t_{wc} + 2\phi \left( \frac{F_{yst}}{2} \right) (t_{fb} + 5k)t_s \quad (2.6.16)$$

la cual, si se resuelve para el espesor del atiesador  $t_s$  requerido, da

$$t_s \geq \frac{P_{bf}}{\phi(t_{fb} + 5k)F_{yst}} - t_{wc} \left( \frac{F_{yw}}{F_{yst}} \right) \quad (2.6.17)$$

donde  $P_{bf}$  = carga concentrada factorizada del patín de la viga

$t_{fb}$  = espesor del patín de la viga que transmite la fuerza

$t_{wc}$  = espesor del alma de la columna

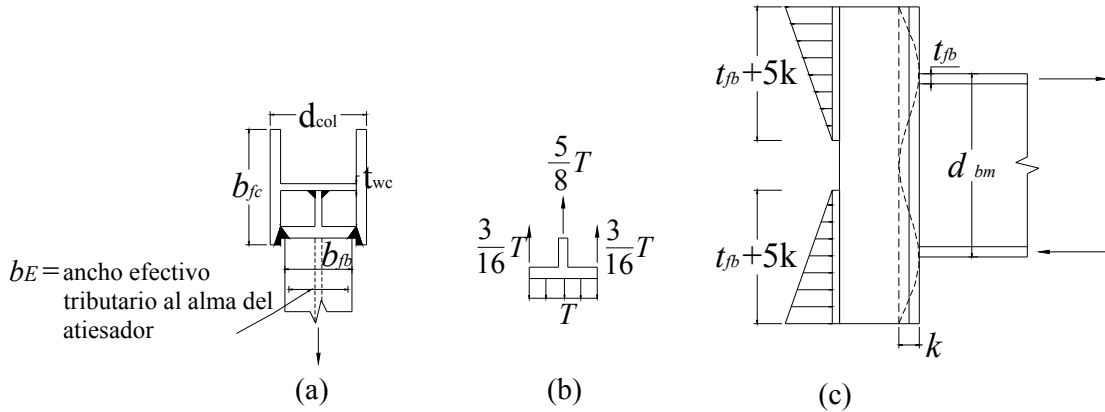
$k$  = distancia de la cara exterior del patín de la columna al talón del filete en el alma

$F_{yst}$  = esfuerzo de fluencia del atiesador

$F_{yw}$  = esfuerzo de fluencia del alma de la columna

Si se utilizan *Te*s estructurales, la unión al alma de la columna impide que exista pandeo por compresión de la misma, además el aplastamiento del alma también es difícil que ocurra si se usan atiesadores verticales en las puntas del patín de la columna; sin embargo, si el atiesador vertical es solamente una placa, se deberá cuidar que no ocurra pandeo local por compresión del alma satisfaciendo el LRFD-K1.6 (Ec. 2.6.6) [2.3].

Cuando se diseña para un atiesador y una conexión con una *Te* estructural (Fig. 2.6.3c), se deben tomar en cuenta ciertas consideraciones. Si el patín de la viga tiene el mismo ancho que la *Te*, éste actuará sobre la *Te* como se muestra en la Fig. 2.6.7a. Para su análisis se considera que 5/8 de la carga se transmiten a través del alma de la *Te* y los 3/8 restantes a través de su patín, como se muestra en la Fig. 2.6.7b [2.3].



**Fig. 2.6.7** Atiesador de  $T_e$  estructural.

Cuando el patín de la viga es del mismo ancho que el de la  $T_e$ , los requerimientos de diseño, tomados de Salmon y Johnson [2.3], se encuentran resumidos a continuación:

1. El espesor del alma de la  $T_e$   $t_w$  debe satisfacer la Ec. 2.6.1:

$$t_w \geq \frac{0.75P_{bf}}{(t_{fb} + 5k)F_{yst}} \quad (2.6.18)$$

donde  $0.75P_{bf}$  = la porción de la carga factorizada transmitida por el patín de la viga tributario al atiesador de sección  $T_e$

$k$  = distancia a la raíz del filete; sección  $T_e$

$t_{fb}$  = espesor del patín de la viga

2. El espesor del patín de la  $T_e$  estructural  $t_s$  debe ser capaz de soportar la fuerza de tensión de la viga sin deformarse excesivamente; es decir, debe cumplirse con la Ec. 2.6.15. Esto será conservador, ya que la ecuación se derivó para una condición de extremo libre en los talones del patín, mientras que aquí se tiene una conexión soldada. Usando  $0.75P_{bf}$  como en 1,

$$t_s \geq 0.4 \sqrt{\frac{0.75P_{bf}}{\phi F_{yst}}} = 0.35 \sqrt{\frac{P_{bf}}{\phi F_{yst}}} \quad (2.6.19)$$

3. El ancho del patín de la *Te* estructural  $b_s$  debe extenderse completamente entre los patines de la columna:

$$b_s = d_{col} - 2t_{fc} \quad (2.6.20)$$

donde  $d_{col}$  = peralte total de la columna

$t_{fc}$  = espesor del patín de la columna

4. El peralte  $d$  de la *Te* estructural debe ser tal que permita que la *Te* quede al ras con las orillas exteriores de los patines de la columna:

$$d_s = \frac{b_{fc} - t_{wc}}{2} \quad (2.6.21)$$

donde  $b_{fc}$  = ancho del patín de la columna

$t_{wc}$  = espesor del alma de la columna

Cuando se hace la conexión soldada, la soldadura en el alma de la *Te* deberá resistir el momento que resulte suponiendo que se debe soportar  $0.75P_{bf}$ . Finalmente, como consideración especial, cuando el patín de la viga sea significativamente menos ancho que el patín de la *Te*, se deberá utilizar  $P_{bf}$  en lugar de  $0.75P_{bf}$  en las Ecs. 2.6.18 y 2.6.19.

### **Placas superiores en tensión**

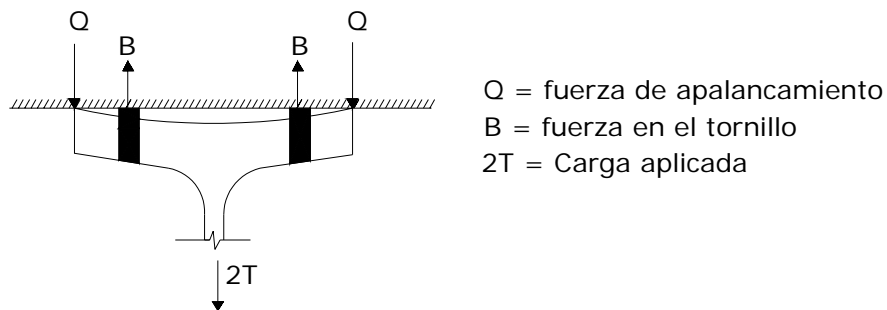
Una forma simple de transmitir el momento de una viga a una columna, cuando la columna se encuentra atiesada con atiesadores de placa horizontal o vertical, o cuando se conecta una viga al alma de la columna a través de un atiesador de *Te*, consiste en colocar una placa en la parte superior de la viga que trabajará a tensión combinándola con una placa a compresión en la parte de abajo y placas en el alma de la viga para el cortante, con un asiento atiesado o con un ángulo de asiento. Ilustraciones de este tipo de conexiones con placas superiores a tensión se pueden observar en las Figs.2.6.1d y 2.6.2a y b.



## Conexiones con dos *Tes* – Acción de apalancamiento

El motivo principal de esta parte es la ilustración de la acción de apalancamiento, lo cual se pretenderá lograr explicando el comportamiento de otro tipo de conexión: la conexión con dos *Tes* (Fig.2.6.2c).

Considere la Fig. 2.6.8; como se puede apreciar, la carga que se aplica en el alma de la *Te* que correspondería a la fuerza de tensión ejercida por el patín superior de la viga, ocasiona que el patín se combe hacia afuera, mientras que las puntas del patín de la *Te* se aplastan contra la cara del soporte, induciendo así un par de fuerzas en las puntas que tienen la misma dirección que la fuerza de tensión aplicada por la viga y que vienen a sumarse a ésta, las cuales finalmente tendrán que ser resistidas por los tornillos correspondientes. La fuerza adicional inducida por este fenómeno recibe el nombre de fuerza de apalancamiento  $Q$ . Cuando se presente una situación como ésta, el LRFD requiere que la fuerza de apalancamiento  $Q$  sea tomada en cuenta en el análisis y diseño de la conexión.



**Fig. 2.6.8** Acción de apalancamiento.

El modelo analítico que utiliza el LRFD para el tratamiento de esta fuerza se ilustra en la Fig. 2.6.9 y se describe en la referencia 2.3, donde el equilibrio de momentos requiere que

$$M_1 + M_2 - T_b = 0 \quad (2.6.22)$$

El momento en el voladizo es

$$M_2 = Qa \quad (2.6.23)$$

y el equilibrio de las fuerzas necesita que

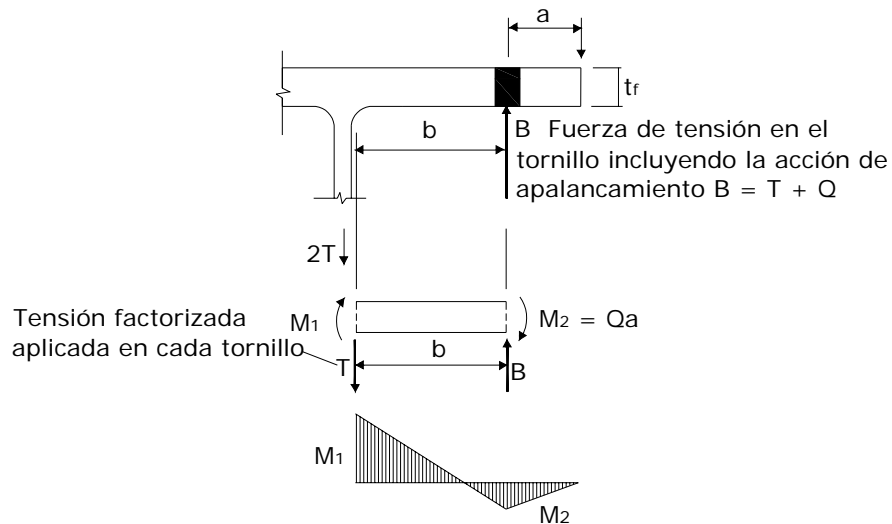
$$T + Q - B = 0 \quad (2.6.24)$$

donde  $T$  = carga factorizada aplicada externamente en un tornillo

$Q$  = fuerza de palanca tributaria a un tornillo

$B$  = fuerza de tensión en el tornillo (a ser comparada con la resistencia de diseño  $\phi R_n$  del tornillo)

Las Ecs. 2.6.22 a la 2.6.24 deben ser todas satisfechas.



**Fig. 2.6.9** Modelo analítico para la acción de apalancamiento.

Si “ancho” se refiere a la dimensión a lo largo de la longitud de la sección  $T$  tributaria a un tornillo se tiene que:

$$\delta = \frac{\text{ancho neto en la línea del tornillo}}{\text{ancho grueso en la sección crítica cerca de la cara del alma}} \quad (2.6.25)$$

$M_2$  puede ser multiplicado y dividido por  $\delta M_1$  sin ningún efecto y la relación  $M_2/\delta M_1$  puede ser llamada  $\alpha$ ; así

$$M_2 = M_2 \left( \frac{\delta M_1}{\delta M_1} \right) = \left( \frac{M_2}{\delta M_1} \right) \delta M_1 = \alpha \delta M_1 \quad (2.6.26)$$

y si se sustituye la Ec. 2.6.26 para  $M_2$  en las Ecs. 2.6.22 y 2.6.23 se obtienen las siguientes ecuaciones para  $M_1$ ,

$$M_1 = \frac{Tb}{1 + \alpha\delta} \quad (2.6.27)$$

$$M_1 = \frac{Qa}{\alpha\delta} \quad (2.6.28)$$

Ahora, si se elimina  $M_1$  de las Ecs. 2.6.27 y 2.6.28 se obtiene la fuerza de apalancamiento  $Q$  como sigue:

$$Q = T \left( \frac{\alpha\delta}{1 + \alpha\delta} \right) \left( \frac{b}{a} \right) \quad (2.6.29)$$

Con la sustitución de la Ec. 2.6.29 en la ecuación del equilibrio de fuerzas (Ec. 2.6.24) se obtiene

$$B = T \left[ 1 + \left( \frac{\alpha\delta}{1 + \alpha\delta} \right) \left( \frac{b}{a} \right) \right] \quad (2.6.30)$$

Los dos requerimientos de diseño son que la resistencia a momento del patín sea adecuada, así como también la resistencia a tensión del tornillo.

**Resistencia a momento del patín de la T.** El requerimiento del LRFD es:

$$\phi M_n \geq M_1 \quad (2.6.31)$$

$$\phi M_n = \phi M_p = \phi Z F_y = \phi \frac{wt_f^2}{4} F_y \quad (2.6.32)$$

donde  $w$  es la longitud del patín, paralelo al tallo, tributario de un tornillo y  $\phi$  es el factor de resistencia  $\phi_b = 0.90$  para flexión. Al sustituir las Ecs. 2.6.32 y 2.6.27 en la Ec. 2.6.31 se obtiene el requerimiento de diseño para el espesor del patín  $t_f$ ,

$$t_f \geq \sqrt{\frac{4Tb}{\phi w F_y (1 + \alpha \delta)}} \quad (2.6.33)$$

**Resistencia a la tensión de los tornillos** El requerimiento del LRFD es

$$\phi R_n \geq B \quad (2.6.34)$$

donde  $B$  es la fuerza factorizada en un tornillo dada por la Ec. 2.6.30.

La resistencia de diseño por tensión de los tornillos es,

$$\phi R_n = \phi F_u^b (0.75 A_b) = 0.75 F_u^b (0.75 A_b) \quad (2.6.35)$$

o para tornillos A325 con  $F_u^b = 120 \text{ Klb/pulg.}^2$  o tornillos A490 con  $F_u^b = 150 \text{ Klb/pulg.}^2$ ,

$$\phi R_n = 67.5 A_b \quad (\text{A325}) \quad (2.6.36)$$

$$\phi R_n = 84.4 A_b \quad (\text{A490}) \quad (2.6.37)$$

Se ha demostrado que no existe una solución única para las ecs. 2.6.33 y 2.6.34, así que es necesario un procedimiento de tanteos para obtener una solución satisfactoria [2.3]. Cuando  $\alpha = 0$  no existirá acción de apalancamiento y se producirá únicamente flexión en curvatura simple; cuando  $\alpha = 1.0$  existirá una acción de apalancamiento máxima y flexión en curvatura doble.

El modelo mencionado anteriormente y su desarrollo ha sido calibrado por experimentos [2.3], indicando que la dimensión  $b$  en la Fig. 2.6.9 debería ser mayor y la dimensión  $a$  menor por una cantidad igual a la mitad del diámetro de un tornillo  $d_b$ . Así que  $a'$  y  $b'$  se usan en lugar de  $a$  y  $b$  en todas las ecuaciones consecuentes, donde

$$a' = a + \frac{d_b}{2} \quad (2.6.38)$$

$$b' = b + \frac{d_b}{2} \quad (2.6.39)$$

El espesor del patín  $t_f$  requerido de la Ec. 2.6.33 modificada es

$$t_f \geq \sqrt{\frac{4Tb'}{\phi_b w F_y (1 + \alpha \delta)}} \quad (2.6.40)$$

y usando  $\phi_b = 0.90$  para flexión, la Ec. 2.6.40 se vuelve

$$t_f \geq \sqrt{\frac{4.44Tb'}{w F_y (1 + \alpha \delta)}} \quad (2.6.41)$$

donde  $T$  = tensión factorizada aplicada externamente a cada tornillo

$$b' = b - d/2$$

$d_b$  = diámetro del tornillo

$w$  = ancho tributario de la sección resistente (longitud de la sección  $T$ ) tributaria a un tornillo

$$\alpha = (0 \leq \alpha \leq 1.0) = M_2 / \delta M_1$$

$\delta$  = relación del área neta en la línea del tornillo (donde actúa  $M_2$ ) al área gruesa donde actúa  $M_1 = (w - d_b)/w$

La resistencia de diseño requerida del tornillo según la Ec. 2.6.34 es

$$\phi R_n \geq T \left[ 1 + \frac{\alpha \delta}{1 + \alpha \delta} \left( \frac{b'}{a'} \right) \right] \quad (2.6.42)$$

donde  $a' = a + d_b/2$ .

## **Conexiones con placa de extremo**

Otra alternativa de conexión resistente a momento es la conexión con placa de extremo, la cual por su simplicidad de fabricación, montaje y economía se ha vuelto bastante común [2.3].

La conexión consta de una placa que se suelda al extremo de la viga que se desea conectar y después se atornilla a la columna, por lo que su diseño incluye la determinación del espesor de la placa, así como los tamaños de la soldadura o los detalles de los tornillos, véase la Fig. 2.6.2d.

El análisis de este tipo de conexiones requiere la consideración de la acción de apalancamiento que se ha discutido anteriormente, lo cual significa que para el diseño del grupo de sujetadores, además de tomar en cuenta los efectos del cortante directo y la tensión transmitida por la viga, se deberá considerar la fuerza de apalancamiento inducida. El diseño de la zona en tensión de la conexión es similar al de la conexión con dos *Tes*.

El procedimiento general de diseño es el siguiente [2.4]:

1. Determine la fuerza en el patín de tensión de la viga
2. Seleccione los tornillos necesarios para resistir esta fuerza y dispóngalos de manera simétrica respecto al patín de tensión. Si el momento es reversible, utilice este mismo arreglo en el lado de compresión. Si no es así, emplee 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.
3. Considere 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.
4. Seleccione el ancho y el espesor del patín de esta *T* para satisfacer los requisitos de flexión.

5. Revise el cortante en la placa
6. Diseñe las soldaduras.

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 la reacción de la viga. Las siguientes directrices adicionales deben cumplirse para satisfacer los supuestos hechos en este procedimiento [2.4].

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  $1 \frac{1}{2}$  pulg.
3. Los tornillos deben tensionarse de acuerdo con la Tabla J3.1 del AISC.
4. La distancia vertical al borde tiene que ser de aproximadamente  $1 \frac{3}{4} d_b$ , pero no menos que  $1 \frac{1}{2} d_b$ .

### **Conexión viga-columna directa al alma de la columna**

Finalmente, en ocasiones el diseñador podría elegir unir una viga directamente al alma de una columna con tornillos o soldadura y así evitar el uso de atiesadores verticales. En este caso sería el alma de la columna la que tendría que resistir los efectos del momento por acción de placa.

Para el análisis de este tipo de conexiones y la determinación de la resistencia del alma de una columna se han utilizado análisis de líneas de fluencia, sin embargo, en esta tesis no se tratará el diseño de este tipo de conexiones.

## REFERENCIAS SELECCIONADAS

- 2.1 McCormac, Jack C. (2002). *Diseño de estructuras de acero: método LRFD – 2ª ed.* Alfaomega, México, D.F.
- 2.2 McCormac, Jack C. (1981). *Structural Steel design – 3rd ed.* Harper & Row, Publishers, New York, E.U.A.
- 2.3 Salmon, Charles G. y John E. Johnson. (1996). *Steel structures: design and behaviour - 4th ed.* Prentice Hall, New Jersey, E.U.A.
- 2.4 Segui, William T. (2000). *Diseño de estructuras de acero con LRFD.* Thomson, México.