

# CAPÍTULO III: EJEMPLOS DE DISEÑO DE CONEXIONES RESUELTOS

## NUMÉRICAMENTE

### 3.1 CONEXIONES A CORTANTE SIMPLE

#### Ejemplo 3.1.1 [3.2]

Calcular la reacción factorizada  $P_u$  que se puede soportar con la conexión de 5 filas de tornillos de la Fig. 3.3.1 si se conecta una viga W30X99 a una columna con un patín de  $\frac{3}{4}$  pulg. Usar tornillos A325 de  $\frac{3}{4}$  pulg. de diámetro en una conexión de tipo aplastamiento (A325X) sin cuerdas en los planos de cortante. La conexión utiliza agujeros estándar en una condición de superficie Clase A. Usar acero A36.

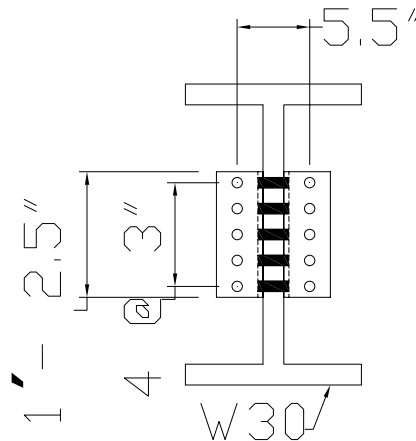


Fig. 3.1.1 Problema 3.1.1

#### Solución

- a) Resistencia de diseño  $\phi R_n$  por tornillo para la conexión al alma de la viga W30X99,

$t_w = 0.520$  pulg. La resistencia de diseño en cortante doble ( $m = 2$ ) es

$$\phi R_n = \phi(0.50F_u^b)mA_b = 0.75(0.50)(120)(2)(0.4418) = 39.8 \text{ Klb / tornillo}$$

Como el espaciamiento entre los tornillos excede  $3d_b = 2.25$  pulg., la resistencia de diseño por aplastamiento en el alma de 0.520 pulg. es

$$\phi R_n = \phi(2.4F_u)d_bt = 0.75(2.4)(58)(0.75)(0.520) = 40.7 \text{ Klb/tornillo}$$

- b) Capacidad total a carga factorizada  $P_u$  basada en la conexión al alma de la viga W30X99. La práctica común ha consistido en despreciar la excentricidad  $e$  con respecto a la línea de sujetadores. Así que, la reacción máxima factorizada  $P_u$  que se puede resistir por este concepto sería igual a la resistencia de diseño por tornillo multiplicada por el número de tornillos,

$$P_{u,m\acute{a}x} = n\phi R_n = 5(39.8) = 199 \text{ Klb}$$

Si la excentricidad con respecto a la línea de sujetadores se considera,

$$e = 2.25 \text{ pulg.}$$

si se asume la reacción a lo largo de la línea de sujetadores  $A$ . Para esta sollicitación de cortante excéntrico, se puede usar análisis de resistencia última o análisis vectorial elástico. Usando análisis de resistencia última como el que se presenta en el *Manual LRFD* Tabla 8-18, “Coeficientes  $C$  para grupos de tornillos excéntricamente cargados” p. 8-40, para un espaciado vertical de sujetadores  $s = 3$  pulg., un número de sujetadores  $n = 5$  y una excentricidad  $e_x = 2.25$  pulg.

Se encuentra el coeficiente  $C = 4.27$

$$P_u = C\phi R_n = 4.27(39.8) = 170 \text{ Klb}$$

Esto es 15% menor que la resistencia obtenida cuando se despreció la excentricidad.

- c) Resistencia de diseño  $\phi R_n$  por tornillo para la conexión al patín de la columna. La resistencia de diseño en cortante sencillo ( $m=1$ ) es

$$\phi R_n \text{ (cortante sencillo)} = \phi(0.50F_u^b)mA_b$$

$$\phi R_n = 0.75(0.50)(120)(1)(0.4418) = 19.9 \text{ Klb/tornillo}$$

La resistencia de diseño por aplastamiento en los ángulos será menor que la de aplastamiento en el patín de  $\frac{3}{4}$  pulg. El espesor mínimo de los ángulos necesario

para que no rija el aplastamiento se obtiene igualando la resistencia al aplastamiento con la resistencia a cortante (19.9 Klb/tornillo).

$$\phi R_n (\text{aplastamiento}) = \phi (2.4 F_u) d t = 19.9 \text{ Klb}$$

$$t_{\min} = \frac{19.9}{\phi (2.4) F_u d} = \frac{19.9}{0.75 (2.4) (58) (0.75)} = 0.25 \text{ pulg.}$$

La resistencia de diseño por tensión dependerá del cortante que se aplique; sin embargo, el límite superior de dicha resistencia es

$$\phi R_n (\text{tensión}) = \phi (0.75 F_u^b) A_b$$

$$\phi R_n (\text{tensión}) = 0.75 (90.0) (0.4418) = 29.8 \text{ Klb}$$

- d) Capacidad total a carga factorizada  $P_u$  basada en la conexión al patín de  $\frac{3}{4}$  pulg. Si se desprecia la excentricidad, los diez sujetadores en cortante simple resisten

$$P_u = 10(19.9) = 199 \text{ Klb}$$

Si se considera el efecto combinado de tensión y cortante y se usa el método vectorial elástico, la tensión factorizada  $T_u$  en el tornillo más crítico es

$$T_u = \frac{Mc}{I} A = \frac{P_u ec}{I} A = \frac{P_u (2.25)(6)}{4(3)^2 + 4(6)^2} = 0.075 P_u$$

y el cortante directo en cada tornillo es

$$V_u = \frac{P}{A} A = \frac{P_u}{10} = 0.10 P_u$$

Según la Tabla J3.5 del LRFD, la carga nominal  $F'_{ut} A_b$  de tensión permitida en presencia de cortante es, para conexiones del tipo A325-X usando tornillos de  $\frac{3}{4}$  pulg. de diámetro ( $A_b = 0.4418 \text{ sq pulg.}$ ),

$$\phi F'_{ut} A_b = 0.75 [117 - 1.5 f_{uv}] A_b \leq [\phi (90) A_b = 0.75 (90) A_b]$$

$$\phi F'_{ut} A_b = 87.8 (0.4418) - 1.13 V_u \leq 67.5 (0.4418)$$

$$T_{u,m\acute{a}x} = 38.8 - 1.13(0.10P_u) \leq 29.8 \text{ kips}$$

$$0.075P_u = 38.8 - 1.13(0.10P_u)$$

$$P_u = 207 \text{ Klb}$$

Se verifica entonces que  $0.075P_u$  no exceda 29.8 Klb;  $0.075P_u = 0.075(207) = 15.5$  Klb, lo cual significa que no se excede el límite superior de  $\phi F'_{ut} A_b$ . Además, la resistencia basada en la combinación de tensión y cortante no debe exceder la resistencia basada en el cortante simple. Eso significa que  $P_u$  no puede exceder los 199 Klb que se aplican como cortante simple.

e) Sumario de los resultados de las capacidades a cargas factorizadas

Conexión al alma de la viga  $P_u = 199$  Klb (despreciando  $e$ )

$P_u = 170$  Klb (considerando  $e$ )

Conexión al patín de la columna  $P_u = 199$  Klb (despreciando  $e$ )

$P_u = 199$  Klb (considerando  $e$ )

Para la ilustración de los requerimientos de distancias a los bordes, se usará el valor de 199 Klb que se obtuvo cuando se despreció la excentricidad.

f) Distancias a los bordes. Cuando se usa una resistencia al aplastamiento que se basa en  $2.4F_u$  de acuerdo con el LRFD-J3.10, como se muestra en las partes (a) y (c), una distancia al borde de  $1.5d_b$  es aceptable. En este caso,

$$\text{Distancia al borde mínima} \geq [1.5d_b = 1.5(0.75) = 1.13 \text{ pulg.}]$$

Cuando se desea una menor distancia se puede usar la siguiente ecuación, donde  $P$  es la carga factorizada por tornillo. Esta ecuación también debe usarse para revisar la distancia al borde en el alma de la viga,

$$\text{Distancia al borde } L_e \geq \left[ \frac{P}{\phi F_u t} = \frac{199/5}{0.75(58)(0.52)} = 1.76 \text{ pulg.} \right]$$

El requerimiento de distancia al borde es conservador debido a que se asume que la carga completa en el tornillo más superior se dirige hacia la orilla más cercana; en realidad sólo se necesita usar la componente horizontal. Las 1.76 pulg. son adecuadas.

- g) Cortante en la sección neta de los ángulos. Para cortante como para tensión, el área neta  $A_{nv}$ , de acuerdo al LRFD-B2 se basa en la dimensión nominal del agujero más 1/16 pulg. Así que, para agujeros estándar,

$$A_{nv} = t \left[ 14.5 - 5 \left( \frac{13}{16} + \frac{1}{16} \right) \right] = 10.13t \text{ por ángulo}$$

La resistencia de diseño por ruptura por cortante es (LRFD-J4.1)

$$\phi R_n = \phi (0.6F_u)A_{nv}$$

$$t_{req} = \frac{\text{Reacción}}{\phi(0.6F_u)A_{nv}} = \frac{199/2}{0.75(0.6)(58)(10.13)} = 0.376 \text{ pulg.}$$

Usar ángulos de 3/8 pulg.

- h) Revisar el grado de apoyo simple proveído por ángulos de 3/8 pulg. Usando la Ec. 2.2.3, la deflexión elástica es

$$\Delta = \frac{F_y g^3}{8Et^2} = \frac{36[2(2.5 - 13/16)]^3}{8(29000)(0.375)^2} = 0.04 \text{ pulg.}$$

La longitud máxima del claro con una carga uniformemente distribuida para una viga W30X99 con una reacción factorizada de 199 Klb es

$$\phi_b M_p = 0.90Z_x F_y = 0.90(312)36/12 = 842 \text{ Klb-pie}$$

$$M_u = \frac{W_u L}{8} = \frac{199(2)L}{8}$$

$$L = \frac{8(842)}{199(2)} = 16.9 \text{ pies}$$

Asumiendo que el momento de servicio es de alrededor de  $0.5M_p$ , la pendiente calculada en el extremo es

$$\theta = \frac{WL^2}{24EI} = \frac{ML}{3EI} = \frac{(842/2)(12)(16.9)12}{3(29000)(3990)} = 0.0030 \text{ rad}$$

Ahora, si se asume que la rotación es alrededor de la parte inferior del ángulo, la deformación requerida en la parte superior de los ángulos para acomodar las rotaciones por carga de servicio en los extremos de la viga sería

$$\Delta = (d/2)\theta = 14.5(0.0030) = 0.04 \text{ pulg.} \approx 0.04$$

Según estos cálculos aproximados, los ángulos deben fluir con la carga de servicio para acomodar la rotación en los extremos de la viga. Aún cuando ocurriera dicha rotación, no es probable que se dé una situación de apoyo simple completa; existirá siempre algún momento de extremo.

La conclusión es que, para conexiones a cortante simple, siempre se deben usar los ángulos más delgados que satisfagan los requerimientos de los estados límite de aplastamiento y fractura por cortante, así como limitaciones prácticas.

### **Ejemplo 3.1.2 [3.2]**

Revisar la conexión a cortante simple de 5 filas de tornillos del Ejemplo 3.1.1 (Fig. 3.1.1) como una conexión crítica al deslizamiento (A325-SC) asumiendo que el 75% de la carga es viva y el 25% es muerta.

#### *Solución*

- a) Resistencia a cortante y al aplastamiento. Una conexión crítica al deslizamiento cuenta con los mismos requerimientos de resistencia a cortante y al aplastamiento que una conexión de tipo aplastamiento. Del Ejemplo 3.1.1,

$$\phi R_n = 39.8 \text{ Klb/tornillo (a cortante doble)}$$

$$\phi P_n = 40.7 \text{ Klb/tornillo (por aplastamiento en el alma de 0.52 pulg.)}$$

Al usar ángulos de 3/8 pulg. de espesor se asegura que no regirá el aplastamiento en los ángulos, así como de que tampoco lo hará el estado límite de fractura por cortante.

- b) Capacidad basada en los estados límite de resistencia. La carga factorizada máxima  $P_u$  que puede ser soportada que se determinó en el Ejemplo 3.1.1 fue de 199 Klb (cuando se despreció la excentricidad). Si se basa uno en lo anterior, la capacidad por carga de servicio es

$$1.2(0.25P) + 1.6(0.75P) = 199 \text{ Klb}$$

$$P = 133 \text{ Klb}$$

- c) Revisar ahora la serviciabilidad del estado límite de deslizamiento. La capacidad por carga de servicio por tornillo es, para una condición de superficie Clase A y agujeros estándar,

$$R = F_v m A_b = 17(2)(0.4418) = 15.0 \text{ Klb/tornillo}$$

Cuando se desprecia la excentricidad,

$$P = R(\text{número de tornillos}) = 15.0(5) = 75 \text{ Klb}$$

Así que, comparando los resultados de las partes (b) y (c) se concluye que rige el estado límite de serviciabilidad. Este será por lo general el caso para conexiones críticas al deslizamiento. Cuando se usa una condición de superficie con un coeficiente de fricción alto y/o existen cuerdas en los planos de cortante, podría ser posible que rigiera el estado límite de resistencia.

- d) Considerar la excentricidad para la conexión crítica al deslizamiento. La combinación de cortante y tensión en la unión al patín de la columna será más crítica que el cortante excéntrico en la línea de sujetadores  $A$  (Fig. 3.1.1). Las componentes de la carga de servicio en los sujetadores más solicitados son

$$T = \frac{Mc}{I} A = \frac{P(2.25)(6)}{4(3)^2 + 4(6)^2} = 0.075P \quad (\text{tensión})$$

y el cortante directo por tornillo es

$$V = \frac{P}{A} A = \frac{P}{10} = 0.10P \quad (\text{cortante directo})$$

La capacidad a cortante por carga de servicio para un tornillo sujeto simultáneamente a tensión es, de acuerdo con el LRFD-J3.9a,

$$F_v = 17 \left( 1 - \frac{T}{T_b} \right) = 17 \left( 1 - \frac{0.075P}{28} \right)$$

Para sujetadores cargados por completo a cortante,  $f_v = 0.10P/A$ :

$$\frac{0.10P}{0.4418} = 17 \left[ 1 - \frac{0.075P}{28} \right]$$

$$P = 63 \text{ Klb} < 75 \text{ Klb} \quad (\text{despreciar } e)$$



e) Sumario.

$P = 136$  Klb (basada en los estados límites de resistencia)

$P = 75$  Klb (basada en el estado límite de serviciabilidad del deslizamiento si se desprecia la excentricidad)

$P = 63$  Klb (basada en el estado límite de serviciabilidad del deslizamiento si se considera la excentricidad)

Las Tablas 9-2 del *Manual LRFD* permiten de manera implícita despreciar la excentricidad en conexiones con ángulos dobles a cortante simple. Para verificar esto, se debe hacer uso de la alternativa que se tiene para calcular la capacidad a carga factorizada de conexiones críticas al deslizamiento según el LRFD-J3.9b, el cual refiere al diseñador al Apéndice J3.8b del LRFD. A pesar de que resulta ilógico calcular para un criterio de cargas de servicio (resistencia al deslizamiento) usando cargas factorizadas, la Especificación del LRFD de 1993 agregó esta opción. La resistencia de diseño al deslizamiento  $\phi R_{str}$  por tornillo bajo cargas de servicio factorizadas se da como

$$\phi R_{str} = \phi 1.13 \mu T_i m \quad (3.1.1)$$

Para este ejemplo  $\phi = 1.0$  para agujeros estándar;  $\mu = 0.33$  para una condición de superficie Clase A;  $T_i =$  tensión inicial = 28 Klb para tornillos de  $\frac{3}{4}$  pulg. de diámetro y  $m = 2$  planos de deslizamiento (a cortante). Así que,

$$\phi R_{str} = 1.0(1.13)(0.33)(28)(2) = 20.9 \text{ Klb/tornillo}$$

Esto se compara con  $R = 15$  Klb por tornillo bajo carga de servicio. La carga factorizada  $P_u$  para la conexión, despreciando la excentricidad, es

$$P_u = \phi R_{str}(\text{número de tornillos}) = 20.9(5) = 104.5 \text{ Klb}$$

La Tabla 9-2 del *Manual LRFD* p. 9-36, 37 da 104 Klb para conexiones SC, Clase A, agujeros estándar. Esto quiere decir que el mismo Manual desprecia la excentricidad.

### Ejemplo 3.1.3 [3.2]

Diseñar una conexión a cortante simple con ángulos dobles para una viga W10X68 con una reacción factorizada  $P_{u1}$  de 70 Klb y una viga W24X104 con una reacción factorizada  $P_{u2}$  de 210 Klb. Estas dos vigas se unirán en los lados opuestos de una viga fabricada a base de placas con un alma de 3/8 pulg. como la que se muestra en la Fig. 3.1.2. La conexión se hará con tornillos A325X de 3/4 pulg. de diámetro. Usar acero A572 grado 50.

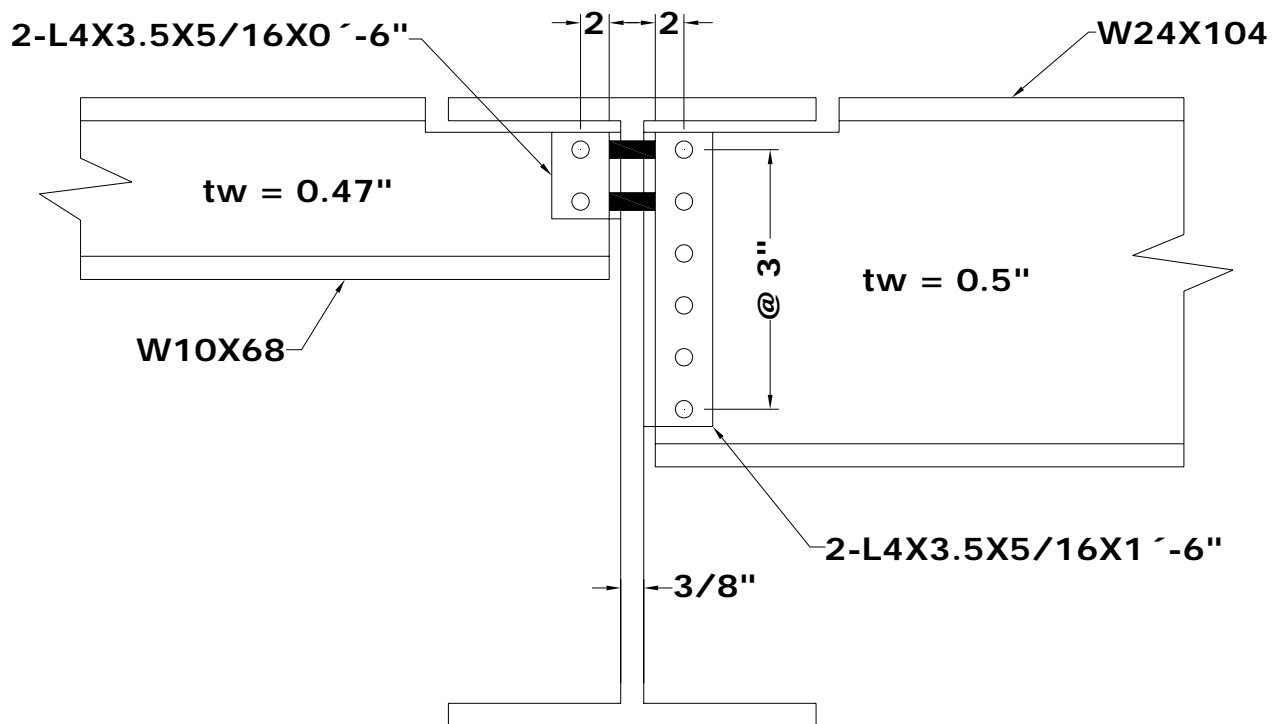


Fig. 3.1.2 Conexión de dos vigas con reacciones diferentes.

### Solución

- a) Calcular los valores de diseño de los tornillos para las conexiones a las almas de W10X68 y W24X104. Inicialmente asuma que  $s \geq 3d_b$ ,  $L_e \geq 1.5d_b$  y dos o más tornillos en una línea de fuerza de manera que  $R_n = 2.4F_u d_b t$  por aplastamiento,

$$\phi R_n \text{ (por aplastamiento)} = \phi (2.4F_u) d_b t$$

$$\phi R_n = 0.75(2.4)(65)(0.75)(0.470) = 41.2 \text{ Klb/tornillo (W10)}$$

$$\phi R_n = 0.75(2.4)(65)(0.75)(0.500) = 43.9 \text{ Klb/tornillo (W24)}$$

$$\phi R_n \text{ (cor tan te doble)} = \phi (0.50F_u^b) m A_b$$

$$\phi R_n = 0.75(60.0)(2)(0.4418) = 39.8 \text{ Klb/tornillo}$$

$$\text{Número de tornillos} = \frac{70}{39.8} = 1.8, \text{ se usarán 2 (W10)}$$

$$\text{Número de tornillos} = \frac{210}{39.8} = 5.3, \text{ se usarán 6 (W24)}$$

Usar un espaciamiento de 3 pulg. con una distancia al borde de 1.5 pulg. en el despatinado (parte superior de los ángulos).

- b) Revisar por bloque de cortante la W10 de acuerdo con el LRFD-J4.3. Para ver qué fórmula aplica, calcular

$$(F_u A_{nt} \geq 0.6F_u A_{nv})$$

Obtener las áreas a usarse en el cálculo,

$$A_{gv} = \text{área por fluencia en cortante} = 4.5 (0.470) = 2.11 \text{ pulg.}^2$$

$$A_{nv} = \text{área por fractura en cortante} = [4.5 - 1.5(13/16 + 1/16)]0.470 = 1.50 \text{ pulg.}^2$$

$$A_{gt} = \text{área por fluencia en tensión} = 2.0(0.470) = 0.94 \text{ pulg.}^2$$

$$A_{nt} = \text{área por fractura en tensión} = [2.0 - 0.5(13/16 + 1/16)]0.470 = 0.73 \text{ pulg.}^2$$

$$[F_u A_{nt} = 65(0.73) = 47.5] < [0.6F_u A_{nv} = 0.6(65)1.50 = 58.5]$$

Así que se aplica la fórmula LRFD (J4-3b)

$$T_n = 0.6F_uA_{nv} + F_yA_{gt} \quad (3.1.1)$$

$$T_n = 58.5 + 50(2.0)0.470 = 106 \text{ Klb}$$

La capacidad a reacción factorizada  $P_u = \phi T_n$ , donde  $\phi = 0.75$ ,

$$[P_u = \phi T_n = 0.75(106) = 79 \text{ Klb}] > 70 \text{ Klb requeridas} \quad \text{OK}$$

Usar 2 tornillos para conectar la sección W10.

- c) Revisar por bloque de cortante la W24 de acuerdo con el LRFD-J4.3. Para ver qué fórmula aplica, calcular

$$(F_uA_{nt} \geq 0.6F_uA_{nv})$$

Obtener las áreas a usarse en el cálculo,

$$A_{gv} = \text{área por fluencia en cortante} = 16.5 (0.50) = 8.25 \text{ pulg.}^2$$

$$A_{nv} = \text{área por fractura en cortante} = [16.5 - 5.5(13/16 + 1/16)]0.50 = 5.84 \text{ pulg.}^2$$

$$A_{gt} = \text{área por fluencia en tensión} = 2.0(0.50) = 1.00 \text{ pulg.}^2$$

$$A_{nt} = \text{área por fractura en tensión} = [2.0 - 0.5(13/16 + 1/16)]0.50 = 0.78 \text{ pulg.}^2$$

$$[F_uA_{nt} = 65(0.78) = 50.7] < [0.6F_uA_{nv} = 0.6(65)5.84 = 228]$$

Así que se aplica la fórmula LRFD (J4-3b)

$$T_n = 0.6F_uA_{nv} + F_yA_{gt} \quad (3.1.1)$$

$$T_n = 228 + 50(1.00) = 278 \text{ Klb}$$

La capacidad a reacción factorizada  $P_u = \phi T_n$ , donde  $\phi = 0.75$ ,

$$[P_u = \phi T_n = 0.75(278) = 209 \text{ Klb}] \approx 210 \text{ Klb requeridas} \quad \text{OK}$$

Usar 6 tornillos para conectar la sección W24.

- d) Conexiones al alma de la viga a base de placas. Para esta conexión, en los dos tornillos que conectan ambos lados regirá el cortante doble o el aplastamiento en la

placa de 3/8 pulg., mientras que en los tornillos restantes regirá el cortante simple o el aplastamiento en la placa de 3/8 pulg.

$$\phi R_n (\text{aplastamiento}) = \phi (2.4F_u)d_b t$$

$$\phi R_n = 0.75(2.4)(65)(0.75)(0.375) = 32.9 \text{ Klb/tornillo (W10)}$$

$$\phi R_n (\text{cortante doble}) = 39.8 \text{ Klb/tornillo [de (a) arriba]}$$

$$\phi R_n (\text{cortante sencillo}) = 39.8/2 = 19.9 \text{ Klb/tornillo}$$

Para los tornillos que conectan ambos lados el aplastamiento rige. Los cuatro tornillos comunes soportan  $70/4 = 17.5$  Klb de la W10X68. El resto está disponible para la reacción de la W24X104; eso es  $32.9 - 17.5 = 15.4$  Klb.

Si todos los tornillos soportan la misma carga,

$$\text{Número de tornillos} = \frac{210}{19.9} = 10.6, \text{ digamos } 12$$

Si se usan 12 tornillos, la carga promedio por tornillo será de  $210/12 = 17.5$  Klb. A pesar de que esto excede las 15.4 Klb disponibles en los 4 tornillos superiores, los 8 tornillos inferiores no están completamente cargados. Aceptar por lo tanto este arreglo.

- e) Espesor de los ángulos. El aplastamiento no determinará el espesor de los ángulos a menos que la distancia al borde  $L_e < 1.5d_b$  o que el espaciamiento entre tornillos  $s < 3d_b$  de acuerdo con el LRFD-J3.10 ya que se usó  $2.4F_u$  para calcular la resistencia al aplastamiento. Para los tornillos de  $\frac{3}{4}$  pulg. de diámetro,  $1.5d_b = 1.13$  pulg. y  $3d_b = 2.26$  pulg. En este diseño, la distancia al borde  $L_e = 1.25$  pulg. y el espaciamiento mínimo es de 2.5 pulg.

El espesor de los ángulos puede ser determinado por su resistencia a la ruptura por cortante de acuerdo con el LRFD-J4.1,

$$\phi(0.6F_u)A_{nv} \geq P_u$$

Para los ángulos conectados a la W10,

$$0.75(0.6)(65)[6.0 - 2(13/16 + 1/16)]2t \geq 70$$

$$t \geq \frac{70}{0.75(0.6)65[6.0 - 1.75]2} = 0.28 \text{ pulg.}$$

Para los ángulos conectados a la W24,

$$0.75(0.6)(65)[18 - 6(13/16 + 1/16)]2t \geq 210$$

$$t \geq \frac{210}{0.75(0.6)65[18 - 5.25]2} = 0.28 \text{ pulg.}$$

Ocasionalmente la resistencia de los ángulos puede estar determinada por la fluencia del área gruesa en cortante de los ángulos según el LRFD-J5.3; en este caso, el espesor requerido es de 0.22 pulg., lo cual es menor que las 0.28 pulg. calculadas. El valor del aplastamiento  $\phi R_n$  para ángulos de 5/16 pulg. es de 27.4 Klb/tornillo, lo cual es más que adecuado para soportar la carga factorizada de 17.5 Klb/tornillo de las vigas (es una coincidencia que la misma carga factorizada por tornillo sea contribuida por la W10 y la W24); de ahí que el uso de ángulos de 5/16 pulg. sea satisfactorio.

Usar 2 – L4X3½X5/16X0' - 6" para la W10X68.

Usar 2 – L4X3½X5/16X1' - 6" para la W24X104.

La longitud del ángulo no debe exceder la dimensión  $T$ , la cual es de 7 5/8 pulg. para la W10X68. El espesor del patín de la viga a base de placas es tal, que se requiere un corte en las vigas, el cual reduce la dimensión  $T$ .

## Capacidad de la soldadura a cortante excéntrico en conexiones de ángulo

### Ejemplo 3.1.4 [3.2]

Calcular la carga factorizada  $P_u$  que puede soportar la soldadura  $A$  en la conexión de ángulo mostrada en la Fig 3.1.3. La viga es una W30X99 y la soldadura es de  $\frac{1}{4}$  pulg. con electrodos E70. Los ángulos son  $4X3\frac{1}{2}X5/16X1'-2\frac{1}{2}''$  en longitud. Usar acero A36.

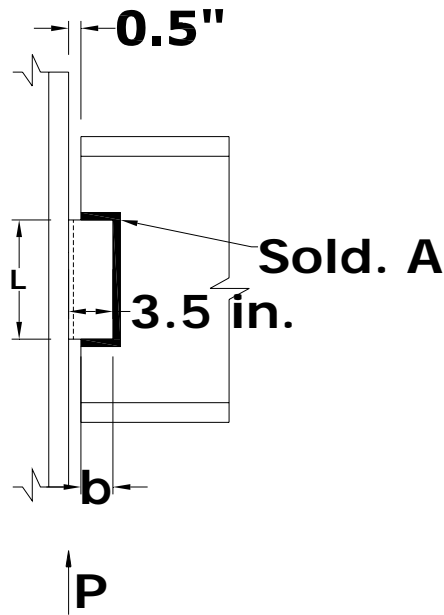


Fig. 3.1.3 Ejemplo 3.1.4.

### Solución

El análisis de esta situación de cortante excéntrico se puede llevar a cabo utilizando análisis de resistencia última o el método elástico.

a) Método elástico.

$$I_p = \frac{8(3)^3 + 6(3)(14.5)^2 + (14.5)^3}{12} - \frac{(3)^4}{2(3) + 14.5} = 583.5 \text{ pulg.}^3$$

Usando el momento de inercia calculado con 1 pulg. de garganta efectiva de soldadura, la fuerza por longitud unitaria en puntos críticos puede ser calculada.

$$R_v = \frac{P_u}{2(20.5)} = 0.0244P_u \text{ (componente de cortante directo) } \downarrow$$

$$\bar{x} = \frac{(3)^2}{2(3) + 14.5} = 0.44 \text{ in.}$$

Las componentes  $x$  y  $y$  de la fuerza debida al momento torsionante son

$$R_y = \frac{P_u(3.50 - 0.44)(3.50 - 0.44 - 0.50)}{2(583.5)} = 0.00671P_u \downarrow$$

$$R_x = \frac{P_u(3.50 - 0.44)(7.25)}{2(583.5)} = 0.0190P_u \rightarrow$$

$$R_u = P_u \sqrt{(0.0244 + 0.0067)^2 + (0.0190)^2} = 0.0364P_u$$

La resistencia de diseño  $\phi R_{nw}$  por pulgada de soldadura es

$$\phi R_{nw} = \phi(0.707a)(0.60F_{EXX}) = 0.75(0.707)(\frac{1}{4})(0.60)(70) = 5.57 \text{ Klb/pulg.}$$

Revisar por fractura por cortante el metal base de la viga y los ángulos,

$$(\phi R_{nw})_{\text{metal base}} = 0.75(0.60F_u)t = 0.45F_u t$$

$$(\phi R_{nw})_{\text{ángulo}} = 0.45(58)(0.3125) = 8.16 \text{ Klb/pulg.}$$

$$(\phi R_{nw})_{\text{alma}} = 0.45(58)(0.520/2) = 6.79 \text{ Klb/pulg.}$$

Rige la resistencia de la soldadura;  $\phi R_{nw} = 5.57 \text{ Klb/pulg.}$

$$P_u = \frac{5.57}{0.0364} = 153 \text{ Klb}$$

- b) Análisis de resistencia última. Usar el *Manual LRFD*, Tabla 8-42, “Coeficientes C para grupos de soldadura cargados excéntricamente” con  $\theta = 0^\circ$ . Para soldadura de  $\frac{1}{4}$  pulg. usando electrodos E70,

$$a = (e - xL)/L = (3.5 - 0.44)/14.5 = 0.211$$

$$k = kL/L = 3.0/14.5 = 0.207$$



Interpolando, de la tabla se obtiene  $C = 1.982$

$$\phi P_n = CC_1DL = 1.982(1.0)(4)(14.5) = 115 \text{ Klb}$$

donde  $C_1$  = coeficiente del electrodo = (Electrodo utilizado)/70

$D$  = número de 1/16avos de pulgada en el tamaño de la soldadura

$L$  = longitud de la soldadura vertical, pulg.

Como hay dos ángulos, la capacidad resistente a reacción factorizada es

$$P_u = 2(115) = 230 \text{ Klb}$$

Como se esperaba, el análisis de resistencia última da el valor más alto.

### Capacidad de la soldadura a tensión y cortante en conexiones de ángulo

#### Ejemplo 3.1.5 [3.2]

Determinar la capacidad factorizada de la soldadura  $B$  de la Fig 3.1.4 si se usa soldadura de 5/16 pulg. y  $L = 20$  pulg. Se utiliza soldadura de arco con electrodos E70, así como ángulos 4X3X3/8. Asumir que el material base es lo suficientemente grueso como para que la fractura por cortante no sea el estado límite que rija, sino la resistencia de la soldadura de filete.

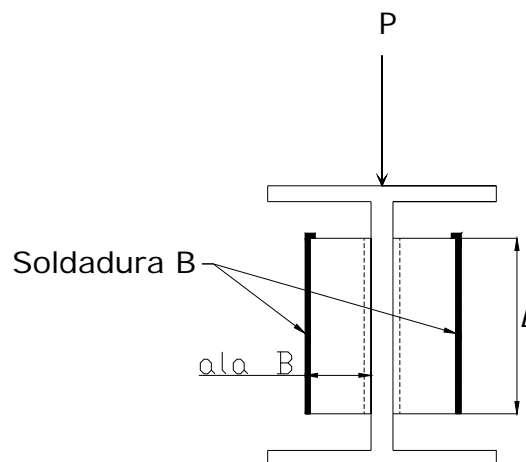


Fig. 3.1.4 Ejemplo 3.1.5.

*Solución*

a) Mejor procedimiento, Ec. 2.2.16,

$$\phi R_{nw} = 0.75(0.707)(5/16)(0.60)(70) = 6.96 \text{ Klb/pulg.}$$

$$R_u = \frac{P_u}{2L^2} \sqrt{L^2 + 20.25e_1^2}$$

$$e_1 = 3.00 - \bar{x} = 3.00 - 0.25 = 2.75 \text{ pulg.}$$

$$\bar{x} = \frac{2(2.25)(1.25)}{2(2.5) + 20} = 0.25 \text{ pulg.}$$

$$R_u = \frac{P_u}{2(20)^2} \sqrt{(20)^2 + 20.25(2.75)^2} = 0.0294P_u$$

$$P_u = \frac{6.96}{0.0294} = 237 \text{ Klb}$$

b) Si se desprecian los remates, Ec. 2.2.11,

$$R_u = \frac{P_u}{2(20)^2} \sqrt{(20)^2 + 36(2.75)^2} = 0.0324P_u$$

$$P_u = \frac{6.96}{0.0324} = 215 \text{ Klb}$$

c) Usando la Ec. 2.2.8,

$$R_u = \frac{P_u}{2(20)^2} \sqrt{(20)^2 + 12.9e_2^2}$$

$$e_2 = 4 \text{ pulg.}$$

$$R_u = 0.0308P_u$$

$$P_u = \frac{6.96}{0.0308} = 226 \text{ Klb}$$

Algunos autores creen que el método a) es el más apropiado,  $P_u = 237 \text{ Klb}$

### Ejemplo 3.1.6 [3.3]

En la Fig. 3.1.5 se muestra una conexión de viga por medio de dos ángulos soldados. Los ángulos son de 4 X 3 X ½ y la columna es un perfil W12X72. Todo el acero es A36 y las soldaduras son de filete de 3/8 pulg. hechas con electrodos E70XX. Determine la reacción máxima por carga factorizada de la viga, limitada por las soldaduras en el patín de la columna.

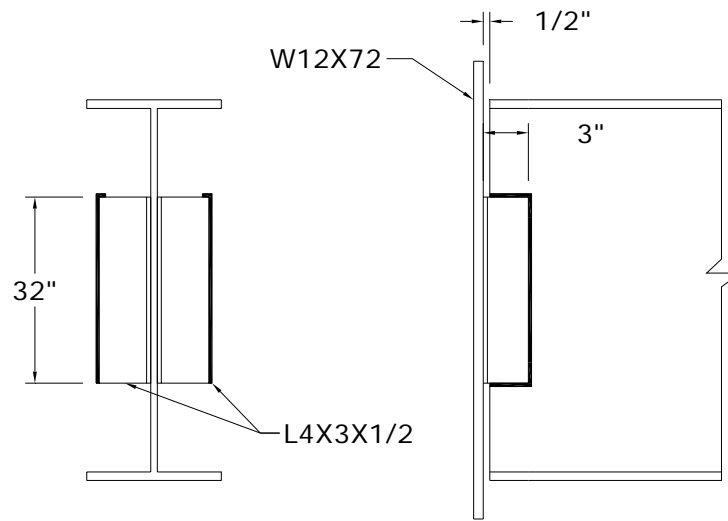


Fig 3.1.5

#### 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 Fig. 3.1.6a,

$$\bar{x} = \frac{2(2.5)(1.25)}{32 + 2(2.5)} = 0.1689 \text{ in. y } e = 3 - 0.1689 = 2.831 \text{ pulg.}$$

El momento sobre las soldaduras en el patín de la columna es:

$$M = Re = 2.831R \text{ pulg.- Klb}$$

donde  $R$  es la reacción de la viga en Klb.

De las dimensiones que se dan en la Fig. 3.1.6b, las propiedades de la soldadura en el patín de la columna son:

$$\bar{y} = \frac{32(16)}{32 + 0.75} = 15.63 \text{ pulg.}$$

$$I = \frac{1(32)^3}{12} + 32(16 - 15.63)^2 + 0.75(15.63)^2 = 2918 \text{ pulg.}^4$$

Para las dos soldaduras,

$$I = 2(2918) = 5836 \text{ pulg.}^4$$

$$f_t = \frac{Mc}{I} = \frac{2.831R(15.63)}{5836} = 0.007582R \text{ Klb/pulg.}$$

$$f_v = \frac{R}{A} = \frac{R}{2(32 + 0.75)} = 0.01527R \text{ Klb/pulg.}$$

$$f_r = \sqrt{(0.007582R)^2 + (0.01527R)^2} = 0.01705R \text{ Klb/pulg.}$$

Haga  $0.01705R = 0.707a(\phi F_{EXX})$  y despeje  $R$ :

$$0.01705R = 0.707\left(\frac{3}{8}\right)(31.5), \quad R = 489.8$$

Revise la capacidad por cortante del metal base (gobierna el espesor del ángulo):

$$t(\phi F_{BM}) = t(0.54F_y) = 0.5(0.54)(36) = 9.72 \text{ Klb/pulg.}$$

El cortante directo que debe resistirse es:

$$\frac{489.8}{2(32.75)} = 7.48 \text{ kips/in.} < 9.72 \text{ Klb/pulg. (satisfactorio)}$$

La máxima reacción de la viga por carga factorizada = 490 Klb

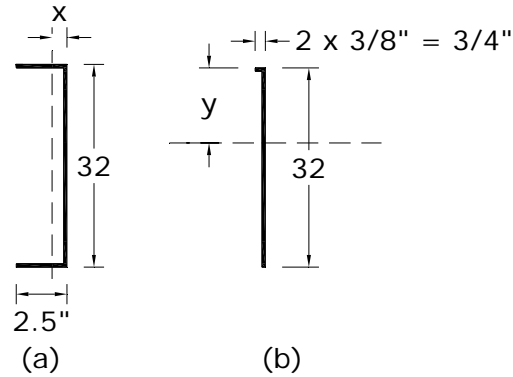


Fig. 3.1.6

### 3.2 CONEXIONES DE ASIENTO NO ATIESADO

#### Ejemplo 3.2.1 [3.2]

Diseñar el ángulo de asiento para soportar una viga W12X40 con un claro de 25 pies, asumiendo que la viga tiene soporte lateral adecuado. Usar acero A36.

#### Solución

En muchos casos será una buena práctica el diseñar el asiento para la reacción máxima cuando la viga está totalmente cargada en flexión.

- a) Determinar el ancho del asiento, longitud y espesor. La resistencia a la flexión es

$$\phi_b M_n = \phi_b M_p = \phi_b Z_x F_y = 0.90(57.5)(36)/12 = 155 \text{ Klb} - \text{pie}$$

$$P_u = \frac{w_u L}{2} = \frac{8\phi_b M_n}{2L} = \frac{8(155)}{2(25)} = 24.8 \text{ Klb}$$

La longitud de soporte  $N$  requerida basada en la fluencia local del alma, Ec. 2.3.1, es

$$N = \frac{P_u}{\phi F_{yw} t_w} - 2.5k = \frac{24.8}{1.0(36)(0.295)} - 2.5(1.25) = \textit{negativo}$$

Sin embargo se debe de utilizar una longitud de soporte mínima. Aplicando la sugerencia del *Manual LRFD*, Tabla 9-6, “Todas las conexiones de asiento no atiesado” de usar 4 pulg. de asiento (ala de ángulo). De acuerdo con el LRFD-K1.3,

$N \geq k$ . Con un ala de ángulo de 4 pulg.,  $N$  será mayor que  $k$ . Revisar el aplastamiento del alma con la  $N$  usando una holgura de  $\frac{3}{4}$  pulg. para tomar en cuenta la posibilidad de que, al cortarse la viga, ésta haya quedado ligeramente más corta de lo especificado.

$$N = 4 - 0.75 = 3.25 \text{ pulg.}$$

$$\frac{N}{d} = \frac{3.25}{11.94} = 0.27 > 0.2 \text{ usar la Ec. 2.3.3}$$

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

$$\phi P_n = 0.75(68)(0.295)^2 \left[ 1 + \left( \frac{4(3.25)}{11.94} - 0.2 \right) \left( \frac{0.295}{0.515} \right)^{1.5} \right] \sqrt{\frac{36(0.515)}{0.295}} = 48.7 \text{ Klb}$$

$$[\phi P_n = 48.7 \text{ Klb}] > [P_u = 24.8 \text{ Klb}] \text{ OK}$$

Como se esperaba, el aplastamiento del alma no rige. Siguiendo la práctica común,

$N = k$  se usa para determinar el espesor del ángulo,

$$e_f = \frac{1.25}{2} + \frac{3}{4} = 1.375 \text{ pulg.}$$

Probando  $t = \frac{1}{2}$  pulg.,

$$e = e_f - t - \frac{3}{8} = 1.375 - 0.50 - 0.375 = 0.50 \text{ pulg.}$$

Como el gramil usual  $g = 5.5$  pulg. para una W12X40, usar una longitud de ángulo de 8 pulg. El espesor requerido del ángulo es entonces, según la Ec. 2.3.7,

$$t^2 = \frac{4P_u e}{\phi_b F_y L} = \frac{4(24.8)(0.50)}{0.90(36)(8)} = 0.19 \text{ pulg.}; t = 0.44 \text{ pulg.}$$

Usar un ángulo de asiento de  $\frac{1}{2}$  pulg. de espesor y 8 pulg. de longitud.

- b) Determinar la conexión atornillada a la columna, usando tornillos A325 de  $\frac{3}{4}$  pulg. de diámetro en una conexión tipo aplastamiento sin cuerdas en el plano de cortante.

$$\phi R_n = 19.9 \text{ Klb (cortante sencillo) (Manual LRFD, Tabla 8-11)}$$

$$\phi R_n = 39.1 \text{ Klb (aplastamiento en el ángulo de } \frac{1}{2} \text{ pulg. de espesor) (Manual LRFD, Tabla 8-13)}$$

$$\phi R_n = 29.8 \text{ Klb (tensión) (Manual LRFD, Tabla 8-15)}$$

Obtener un estimado del número de sujetadores por línea vertical para dos filas horizontales de sujetadores con un espaciamiento de 3 pulg. entre ellas.

$$n \approx \sqrt{\frac{6M}{Rp}} = \sqrt{\frac{6(24.8)(1.38)}{19.9(3)(2)}} = 1.3$$

Probar con 2 tornillos ( $n = 1$ ) como se muestra en la Fig 3.2.1. La componente de cortante directo es

$$R_v = \frac{P_u}{n} = \frac{24.8}{2} = 12.4 \text{ Klb} < 19.9 \text{ Klb} \quad \text{OK}$$

Como los tornillos se encuentran sobre el centro de gravedad, no se puede calcular el momento de inercia usando  $\Sigma y^2$ . Sin embargo, como existe una tensión inicial, la compresión inicial es

$$f_{bi} = \frac{\Sigma T_b}{bd} = \frac{2(28)}{8(3)} = 2.33 \text{ Klb / pulg.}^2$$

El cambio en el esfuerzo debido al momento es

$$f_{ib} = \frac{6M}{bd^2} = \frac{6Pe}{bd^2} = \frac{6(24.8/1.5)(1.38)}{8(3)^2} = 1.9 \text{ Klb / pulg.}^2$$

Como  $1.9 < 2.33$ , la precompresión inicial no se elimina y la conexión puede considerarse segura. La reacción factorizada  $P_u = 24.8$  Klb fue dividida por un

factor promedio de sobrecarga de 1.5 para aproximar la carga de servicio. Bajo carga factorizada completa la tensión inicial sería vencida en la parte superior del ángulo; sin embargo, existiría compresión en los talones de los ángulos y la tensión sería resistida por los tornillos. La aproximación de tensión inicial parece justificada para este caso.

Usar 2 tornillos con ángulo de asiento L4X3X½X0' - 8".

- c) Determinar la conexión soldada a la columna usando la Ec. 2.2.16 con electrodos E70 y soldadura de arco:

Tamaño máximo de la soldadura =  $\frac{1}{2} - \frac{1}{16} = \frac{7}{16}$  pulg.

Tamaño mínimo de la soldadura = Tabla J2.4 del LRFD basada en el material soldado más grueso.

Probar  $L = 4$  pulg. para la pierna soportada:

$$R_u = \frac{P_u}{2L^2} \sqrt{L^2 + 20.25e_1^2} \quad [2.2.16]$$

donde  $e_1 = e_f$

$$R_u = \frac{24.8}{2(4)^2} \sqrt{(4)^2 + 20.25(1.38)^2} = 5.72 \text{ Klb / pulg.}$$

$$\phi R_{nw} = \phi (0.707a)(0.60F_{EXX}) = 0.75(0.707a)(42.0) = 22.3a$$

La fractura por cortante en el material base no rige en ángulos de  $\frac{1}{2}$  pulg.

$$\text{Tamaño de la soldadura } a = \frac{5.72}{22.3} = 0.26 \text{ pulg.}, \text{ se usarán } \frac{5}{16} \text{ pulg.}$$

Una aproximación más conservadora es medir  $e_f$  al centro del ancho de contacto por aplastamiento del asiento (Fig 2.3.3a). Este método tradicional del AISC para tablas que dan la capacidad de la soldadura para asientos da



$$e_f = \frac{N}{2} + \frac{3}{4} = \frac{3.5 - 0.75}{2} + 0.75 = 2.13 \text{ pulg.}$$

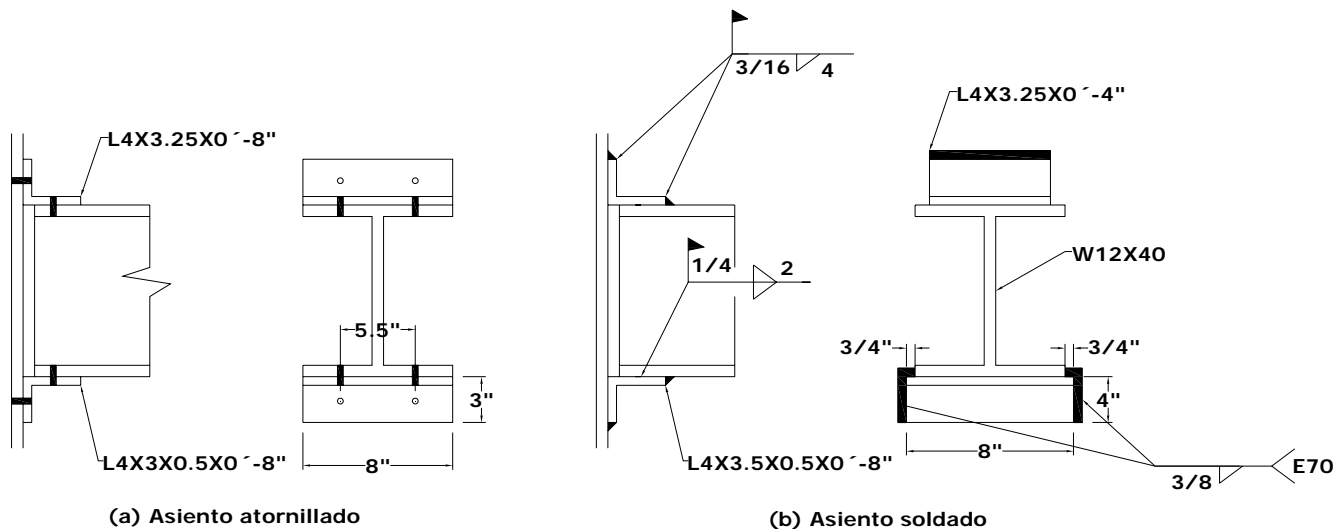
lo cual, al sustituirlo en la Ec. 2.2.16 con  $\phi R_{nw} = 22.3a = 22.3(0.3125) = 6.96$  Klb/pulg. (para soldadura de 5/16 pulg.), da una capacidad a carga factorizada de

$$P_u = \frac{\phi R_{nw}(2L^2)}{\sqrt{L^2 + 20.25e_f^2}} = \frac{6.96(2)(4)^2}{\sqrt{(4)^2 + 20.25(2.13)^2}} = 21.5 \text{ Klb}$$

El tamaño requerido de la soldadura sería entonces

$$a \text{ requerida} = \frac{5}{16} \left( \frac{24.8}{21.5} \right) = 0.36 \text{ pulg.}, \text{ se usarán } 3/8 \text{ pulg.}$$

Usar L4X3½X½X0' - 8" con soldadura de 3/8 pulg. Como el ancho del patín de la W12X40 es 8 pulg., la viga debe ser cortada para tener un ancho de patín menor sobre el asiento de manera que se pueda colocar la soldadura necesaria o, si el patín de la columna lo permite, el asiento puede tener una longitud mayor a 8 pulg. Los diseños finales se muestran en la Fig. 3.2.1.



**Fig. 3.2.1** Diseños del Ejemplo 3.2.1.

### 3.3 CONEXIONES DE ASIENTO ATIESADO

#### Ejemplo 3.3.1 [3.2]

Diseñar un asiento atiesado soldado para soportar una viga W30X99 con una reacción factorizada  $P_u = 160$  Klb. Usar acero A572 grado 50.

*Solución*

La longitud de soporte  $N$  requerida se obtiene de (a) la fluencia local del alma y (b) el criterio de aplastamiento del alma. De la fluencia local del alma (LRFD-K1.3),

$$N = \frac{P_u}{\phi F_{yw} t_w} - 2.5k = \frac{160}{1.0(50)(0.520)} - 2.5\left(1\frac{7}{16}\right) = 2.6 \text{ pulg.}$$

Del criterio de aplastamiento del alma (LRFD-K1.4), asumiendo que  $N/d \leq 0.2$  usar la Ec. 2.3.2,

$$\phi P_n = 0.75(68)(0.520)^2 \left[ 1 + 3 \left( \frac{N}{29.65} \right) \left( \frac{0.520}{0.670} \right)^{1.5} \right] \sqrt{\frac{50(0.670)}{0.520}}$$

Usando  $N = 3.0$  pulg. se obtiene que  $\phi P_n = 134$  Klb, lo cual no es suficiente. Resolviendo por tanteos usando  $\phi P_n = 160$  Klb se tiene que  $N = 6.5$  pulg.

Con  $N = 6.5$  pulg.,  $N/d = 6.5/29.65 = 0.22 > 0.2$ . Esto significa que la Ec. 2.3.3 debe ser usada para revisar el aplastamiento del alma. Así que,

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

$$\phi P_n = 0.75(68)(0.520)^2 \left[ 1 + \left( \frac{4(6.5)}{29.65} - 0.2 \right) \left( \frac{0.520}{0.670} \right)^{1.5} \right] \sqrt{\frac{50(0.670)}{0.520}}$$

$$\phi P_n = 162 \text{ Klb}$$

$$[\phi P_n = 162 \text{ Klb}] > [P_u = 160 \text{ Klb}] \quad \text{OK}$$

$$W \text{ requerido} = 6.5 + 0.5(\text{holgura}) = 7.0 \text{ pulg. Usar } 7 \text{ pulg.}$$

Para el espesor de la placa de asiento, usar un espesor comparable con el del patín de la viga W30X99 soportada; *usar* 5/8 pulg. El tamaño mínimo de la soldadura para soldar un asiento de 5/8 pulg. y un patín de 0.67 pulg. es de 1/4 pulg.

El espesor del atiesador se establece entonces:

$$t_s \geq t_w = 0.520 \text{ pulg.} \quad [2.4.1]$$

$$t_s \geq \frac{W}{95/\sqrt{F_y}} = \frac{7}{13.4} = 0.52 \text{ pulg.} \quad [2.4.2]$$

$$e_s = W - \frac{N}{2} = 7.0 - \frac{6.5}{2} = 3.8 \text{ pulg.}$$

$$t_s \geq \frac{P_u(6e_s - 2W)}{\phi(1.8F_y)(W)^2} = \frac{160(22.5 - 14)}{0.75(90)(7)^2} = 0.41 \text{ pulg.} \quad [2.4.5]$$

El uso de una placa atiesadora de 5/8 pulg. requeriría de un tamaño de soldadura máximo efectivo de

$$t_s \geq 1.52a \quad [2.4.7]$$

$$a_{\max ef} = \frac{t_s}{1.52} = \frac{0.625}{1.52} = 0.41 \text{ pulg.}$$

Eso quiere decir que el tamaño de la soldadura no es de cuidado ya que se preferiría una soldadura menor de 0.41 pulg. Generalmente se usaría la máxima soldadura que puede colocarse en una pasada; en este caso 5/16 pulg.

Para estimar la longitud  $L$  requerida de soldadura asumir que  $e_s$  es aproximadamente  $L/4$  en la Ec. 2.4.8, o sea,  $e_s = 0.8W = 0.8(7) = 5.6$  pulg., lo cual es cercano a  $L/4$ .

$$R = \frac{P}{2.4L^2} \sqrt{16\left(\frac{L^2}{16}\right) + L^2} = 0.59 \frac{P}{L}$$

La  $R$  se convierte en  $\phi R_{nw}$  y utilizando soldadura de 5/16 pulg. con electrodos E70

$$\phi R_{nw} = \phi (0.707a)(0.60F_{EXX}) = 0.75(0.707)(5/16)(0.60)(70) = 6.96 \text{ Klb/pulg.}$$

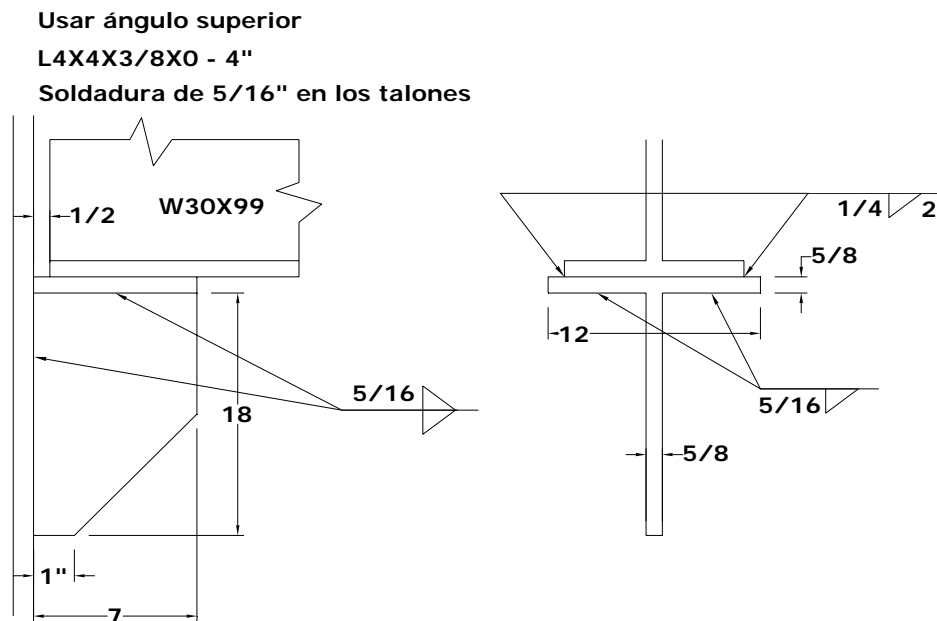
$$L \text{ (requerida)} \approx \frac{0.59(160)}{6.96} = 13.6 \text{ pulg.}$$

Para  $L = 14$  pulg.,  $5.6$  pulg. es  $0.4L$ ; lo cual, cuando se usa como  $e_s/L$  en la Ec. 2.4.8 da una  $L$  requerida de aproximadamente  $18$  pulg. La respuesta se encuentra entre  $14$  y  $18$  pulg. Probar  $L = 16$  pulg. con soldadura de  $5/16$  pulg.,

$$R_u = \frac{160}{2.4(16)^2} \sqrt{16(5.6)^2 + (16)^2} = 7.2 \text{ Klb / pulg.} > 6.96 \text{ Klb / pulg.}$$

La longitud  $L = 16$  pulg. no es adecuada; se podrían usar  $17$  pulg. pero  $18$  pulg. sería preferible.

Usar soldadura de  $5/16$  pulg. con  $L = 18$  pulg. Usar una placa atiesadora de  $5/8 \times 7 \times 1' - 6''$  y una placa de asiento de  $5/8 \times 7 \times 1' - 0''$ . El ancho de la placa de asiento es el mismo que el ancho del patín ( $10.45$  pulg.), suficiente para elaborar la soldadura fácilmente (se usa muchas veces aproximadamente  $4$  veces el tamaño de la soldadura). El diseño final se muestra en la Fig. 3.3.1.



**Fig. 3.3.1** Diseño para el ejemplo 3.3.1

### Ejemplo 3.3.2 [3.1]

Diseñar una conexión de asiento atiesado de acero con  $F_y = 36$  Klb/pulg.<sup>2</sup> para soportar una W30X99 también de acero con  $F_y = 36$  Klb/pulg.<sup>2</sup>, con una reacción de extremo de 126 Klb. Usar tornillos de 7/8 pulg. de diámetro tipo A325-N para unir el asiento al alma de una columna de 1/2 pulg. de espesor con un gramil de 5 1/2 pulg. Asumir que se requiere un ángulo superior.

*Solución:*

1. De las tablas de constantes para cargas uniformes y  $F_y = 36$  Klb/pulg.<sup>2</sup>, debajo de W30X99, note que

$$\phi R_1 = 67.3, \phi R_2 = 18.7, \phi R_3 = 93.9, \phi R_4 = 6.50$$

$$L = (126 - 67.3)/18.7 = 3.14''$$

$$L = (126 - 93.9)/6.50 = 4.9''$$

De la Tabla VII-A, bajo  $F_y = 36$  Klb/pulg.<sup>2</sup>, se verá que una longitud de aplastamiento de 4.9'' requiere que se utilicen ángulos atiesadores con ala de soporte de 5''. En la columna referente al ala de soporte, bajo 5 pulg., note que una reacción de 126 Klb requiere ángulos atiesadores de 5/16'' de espesor. Usar una placa de asiento de 3/8'' de espesor extendiéndose más allá del ángulo atiesador; esto requiere un ala sobresaliente de 6''.

2. En la tabla VII-B, para sujetadores A325-N de 7/8 pulg. de diámetro, se requerirán 3 filas horizontales de tornillos con capacidad de 127 Klb para soportar la reacción de 126 Klb.
3. Aplastamiento en el alma =  $126/6 = 21$  Klb/tornillo < 45.7 (Tabla I-E,  $F_u = 58$  Klb/pulg.<sup>2</sup>, Espaciamiento entre tornillos = 3'')

### Elementos del detalle:

Los pasos 1 y 2 indican el uso de 3 filas horizontales de tornillos A325-N de 7/8" de diámetro. Asumiendo que es posible emplear el espaciado sugerido de los tornillos, los detalles serán los siguientes:

Acero:  $F_y = 36 \text{ Klb/pulg.}^2$

2 Atiesadores:  $L5 \times 5 \times 5/16 \times 0' - 8 \ 5/8$

1 Placa de asiento:  $PL3/8 \times 6 \times 0' - 10''$

1 Ángulo superior:  $L5 \times 5 \times 3/8 \times 0' - 8''$

### 3.4 PLACAS DE SOPORTE TRIANGULARES

#### Ejemplo 3.4.1 [3.2]

Determinar el espesor requerido para una placa de soporte triangular de 25 por 20 pulg. que deberá soportar una carga factorizada de 60 Klb. Asumir que la carga se localiza a 15 pulg. de la cara del soporte como se muestra en la Fig. 3.4.1, y que se usa acero A36.

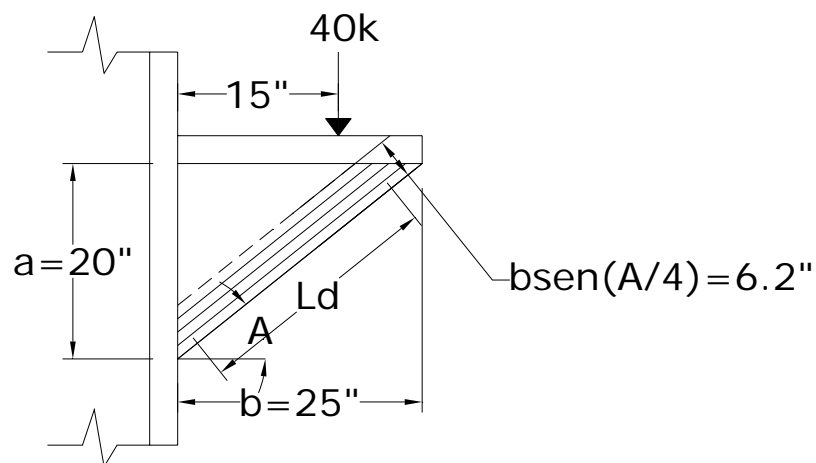


Fig. 3.4.1 Soporte del Ejemplo 3.4.1.

*Solución*

- a) Usando el método más exacto. Como la carga está aproximadamente en un punto a 0.6 de la longitud total de la orilla cargada, el soporte es adecuado para la suposición de este método. Usando la Ec. 2.5.2

$$P_n = F_y z b t \quad [2.5.2]$$

- b) Como ésta es una situación de compresión, la resistencia de diseño  $\phi P_n$  debe ser resuelta para  $P_u$ . Sería razonable usar el  $\phi$  para compresión;  $\phi_c = 0.85$ . Para una relación  $b/a = 25/20 = 1.25$ ,  $z = 0.135$ . El requerimiento de resistencia da

$$P_u = \phi_c P_n = 0.85 F_y z b t = 60 \text{ Klb}$$

$$t \geq \frac{P_u}{\phi F_y z b} = \frac{60}{0.85(36)(0.135)(25)} = 0.58 \text{ pulg.}$$

El requerimiento de estabilidad, Ec. 2.5.4b, da

$$t \geq \frac{b \sqrt{F_y}}{250(b/a)} = \frac{25 \sqrt{36}}{250(1.25)} = 0.48 \text{ pulg.}$$

Usar una placa de 5/8 pulg.

- c) Método de resistencia plástica. Usando la Ec. 2.5.5 para el requerimiento de resistencia,

$$t \geq \frac{P_u}{\phi F_y \sin^2 \alpha \left[ \sqrt{4e^2 + b^2} - 2e \right]}$$

Usando  $e = 15 - 25/2 = 2.5$  pulg.,

$$t \geq \frac{60}{0.85(36)(0.39) \left[ \sqrt{4(2.5)^2 + (25)^2} - 2(2.5) \right]} = 0.25 \text{ pulg.}$$

Por estabilidad, usando una mitad de la Ec. 2.5.4b

$$t \geq \frac{b\sqrt{F_y}}{125(b/a)} = \frac{25\sqrt{36}}{125(1.25)} = 0.96 \text{ pulg.}$$

Usar una placa de 1 pulg. de manera conservadora para asegurar que la deformación se encuentre más allá de la primera fluencia en la orilla libre.

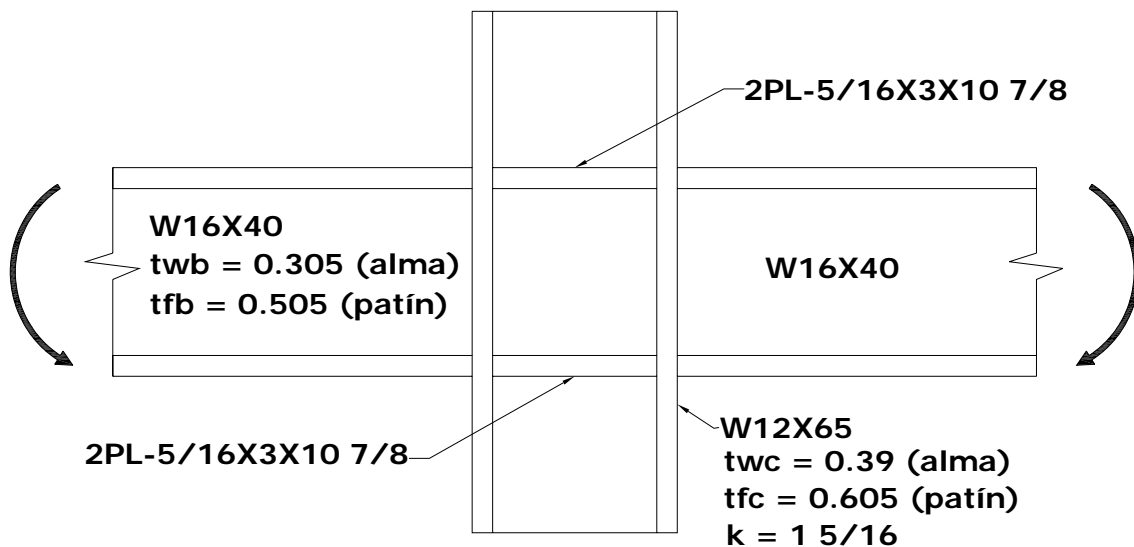
Si la placa de 1 pulg. es lo suficientemente estable como para que no exista inestabilidad local antes de que se logre la resistencia plástica, la resistencia sería de 4 veces la carga factorizada  $P_u$  (1.0/0.25).

### 3.5 CONEXIONES RÍGIDAS VIGA-COLUMNA

#### Atiesadores de placa horizontal

##### Ejemplo 3.5.1 [3.2]

Diseñar la conexión rígida de dos vigas W16X40 a los patines de una columna W12X65 usando acero A572 grado 50, como se muestra en la Fig. 3.5.1. Usar acero A36 para los atiesadores en caso de que éstos sean necesarios.



**Fig 3.5.1** Conexión con atiesadores de placa horizontal del Ejemplo 3.5.1.



### Solución

- a) Región en compresión. Diseño para la fuerza máxima transmitida por el patín de la viga. La fuerza máxima factorizada se asumirá como la resistencia de diseño del patín de la viga,

$$P_{bf} = \phi A_f F_y = 0.90(6.995)(0.505)(50) = 159 \text{ Klb}$$

como la viga es compacta con  $F_y = 50 \text{ Klb/pulg.}^2$ . Si la viga no fuera compacta esta aproximación aún sería razonable a menos que el momento factorizado se use para establecer la fuerza de la conexión.

Para eliminar la necesidad de atiesadores, la resistencia del alma de la columna debe satisfacer el LRFD-K1.3 (fluencia local del alma), el LRFD-K1.4 (aplastamiento del alma) y el LRFD-K1.6 (pandeo local por compresión del alma). Resolviendo las Ecs. 2.6.1, 2.6.2 y 2.6.6 para la carga factorizada máxima  $P_{bf}$  que puede ser soportada sin atiesadores,

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

$$P_{bf} = 1.0[5(1.3125) + 0.505](50)(0.390) = 138 \text{ Klb}$$

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

$$P_{bf} = 0.75(135)(0.390)^2 \left[ 1 + 3 \left( \frac{0.505}{12.12} \right) \left( \frac{0.390}{0.605} \right)^{1.5} \right] \sqrt{\frac{50(0.605)}{0.390}} = 144 \text{ Klb}$$

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

Nótese que en la Ec. 2.6.6,  $h$  es la distancia entre patines menos el filete o radio de la esquina para perfiles rolados; distancia entre líneas adyacentes de sujetadores

o la distancia libre entre patines cuando se usa soldadura en perfiles armados. Para perfiles rolados  $h/t_w$  es una propiedad dada en los Manuales del AISC. Usando  $h/t_w = 24.9$ , la Ec. 2.6.6 da

$$P_{bf} = \frac{0.90(4100)(0.390)^2 \sqrt{50}}{24.9} = 159 \text{ Klb}$$

Como las capacidades a carga factorizada  $P_{bf}$  sin atiesadores por fluencia local del alma ( $P_{bf} = 138 \text{ Klb}$ ) y por aplastamiento del alma ( $P_{bf} = 144 \text{ Klb}$ ) son menores que las 159 Klb requeridas, se requieren atiesadores a compresión bajo el LRFD-K1.3 y el LRFD-K1.4. La resistencia extra se debe obtener de los atiesadores.

La fluencia local del alma (Ec. 2.6.7) indica la necesidad de atiesadores a compresión. Tomando la más baja de las tres resistencias ( $P_{bf} = 138 \text{ Klb}$ ),

$$A_{st} \text{ requerida} = \frac{P_u - 138}{\phi F_{yst}} = \frac{159 - 138}{0.85(36)} = 0.69 \text{ pulg.}^2$$

Los atiesadores para evitar la fluencia local del alma no necesitan extenderse a todo el peralte del alma de la columna a menos que la fuerza se aplique en ambos patines de la columna; en este caso, los atiesadores sí deben extenderse en todo el peralte.

Se necesitan atiesadores también para evitar el aplastamiento del alma; dichos atiesadores se deben extender a todo el peralte y deben ser diseñados como columnas. La carga factorizada de columna que debe ser soportada es la  $P_{bf} = 159 \text{ Klb}$  completa.

*Limitaciones de tamaño.* Usando la Ec. 2.6.9, el ancho mínimo del atiesador  $b_{st}$  es

$$\text{Min } b_{st} = \frac{b_{fb}}{3} - \frac{t_{wc}}{2} = \frac{6.995}{3} - \frac{0.390}{2} = 2.1 \text{ pulg.}, \text{ se usarán } 3 \text{ pulg.}$$

El espesor mínimo del atiesador  $t_s$  es, de acuerdo con la Ec. 2.6.10,

$$\text{Min } t_s = \frac{t_{fb}}{2} = \frac{0.505}{2} = 0.252 \text{ pulg.}, \text{ se usarán } 5/16 \text{ pulg.}$$

Dos placas de 5/16X3 dan más del área mínima requerida  $A_{st} = 0.69 \text{ pulg.}^2$

*Límites de pandeo local.* Cuando se usó análisis elástico,

$$\left( \lambda = \frac{b_{st}}{t_s} \right) \leq \left( \lambda_r = \frac{95}{\sqrt{F_y}} = \frac{95}{\sqrt{36}} = 15.8 \right)$$

$$\text{Min } t_s = \frac{3}{15.8} = 0.19 \text{ pulg.}$$

o, cuando se usó análisis plástico,

$$\left( \lambda = \frac{b_{st}}{t_s} \right) \leq \left( \lambda_p = \frac{65}{\sqrt{F_y}} = \frac{65}{\sqrt{36}} = 10.8 \right)$$

$$\text{Min } t_s = \frac{3}{10.8} = 0.28 \text{ pulg.}, \text{ usar } 5/16 \text{ pulg.}$$

*Resistencia como columna de los atiesadores.* La columna consiste de los atiesadores actuando en combinación con una longitud de alma igual a  $25t_{wc} = 25(0.390) = 9.75 \text{ pulg.}$  (Ver el LRFD-K1.9)

$$r = \sqrt{\frac{1/12(0.3125)(3+3+0.39)^3}{2(3)(0.3125)+9.75(0.390)}} = 1.1 \text{ pulg.}$$

Usando una longitud efectiva  $KL$  igual a 0.75 del peralte de la columna, eso es, aproximadamente 9 pulg.

$$\frac{KL}{r} = \frac{9}{1.1} \approx 8; \text{ así que, } \phi_c F_{cr} = 30.5 \text{ Klb/pulg.}^2$$

$$A_g = 2(3)(0.3125)+9.75(0.390) = 5.68 \text{ pulg.}^2$$

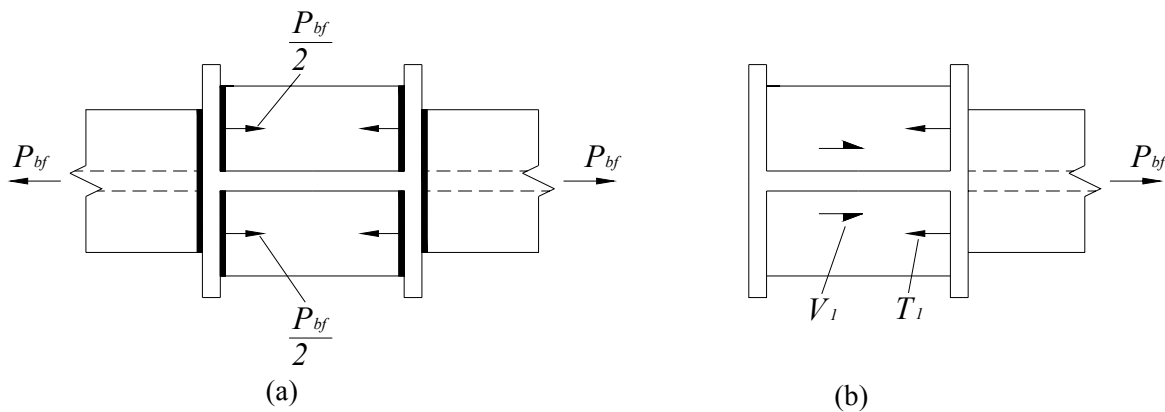
$$\phi_c P_n = A_g(\phi_c F_{cr}) = 5.68(30.5) = 173 \text{ Klb} > 159 \text{ Klb} \quad \text{OK}$$

- b) Región en tensión. Para evitar la flexión excesiva del patín de la columna por la acción de tensión del patín de una viga, el espesor mínimo del patín de la columna requerido por el LRFD-K1.2 se da por la Ec. 2.6.15,

$$t_{fc} \text{ requerido} \geq 0.4 \sqrt{\frac{P_{bf}}{\phi F_{yf}}} = 0.4 \sqrt{\frac{159}{0.90(50)}} = 0.75 \text{ pulg.}$$

Como el espesor del patín de la W12X65 ( $t_f = 0.605$  pulg.) es menor que el  $t_{fc}$  requerido = 0.75 pulg., se requieren atiesadores en tensión. Los límites de pandeo local no aplican a miembros en tensión; sin embargo, por motivos prácticos, los mismos atiesadores a usarse en compresión se deberían usar para este caso.

Usar 2 placas – 5/16X3X10 7/8, A36, para ambos lados en tensión y compresión.



**Fig. 3.5.2** Requerimientos de soldadura para placas horizontales.

- c) Conexión de las placas a la columna. Las fuerzas a usarse para el diseño de la soldadura se muestran en la Fig. 3.5.2. Cuando existen vigas a ambos lados de la columna y contribuyen con fuerzas de patín iguales  $P_{bf}$ , las soldaduras en los extremos de las placas deben soportar la porción de la fuerza  $P_{bf}$ , la cual no es cargada directamente por el alma.

Para este ejemplo aplica la Fig 3.5.2a. La soldadura debe ser diseñada para resistir la fuerza máxima del atiesador  $A_{st}F_{yst}$ ; en realidad, cuando los atiesadores actúan en

combinación con el alma, cada parte tratará de soportar la carga en proporción a su rigidez. Así es que los atiesadores cargarán más que simplemente el exceso de carga que el alma sola no puede soportar. El tamaño máximo efectivo de la soldadura a lo largo de los extremos de las placas atiesadoras en tensión usando soldadura de arco con electrodos E70 es,

$$a_{\max ef} = \frac{0.90F_{yst}t_s}{2(0.707)(0.75)(0.60)F_{EXX}} = 1.414 \frac{F_{yst}t_s}{F_{EXX}} = 1.414 \frac{36t_s}{70} = 0.73t_s$$

Usando placas atiesadoras de 5/16 pulg.,

$$a_{\max ef} = 0.73t_s = 0.73(0.3125) = 0.23 \text{ pulg.}$$

Tamaño mínimo de la soldadura  $a = 1/4$  pulg.

La fuerza factorizada máxima que será cargada por los atiesadores es

$$\text{Fuerza} = \phi_c A_{st} F_{yst} = 0.85(2)(3)(0.3125)(36) = 57 \text{ Klb}$$

Para las soldaduras de filete en las placas superiores e inferiores, la resistencia por pulgada requerida es

$$\phi R_{nw} \text{ requerida} = \frac{57}{2(6)} = 4.8 \text{ Klb/pulg.}$$

La soldadura de  $1/4$  pulg. provee una  $\phi R_{nw} = 5.57(0.23/0.25) = 5.1 \text{ Klb/pulg.}$

Usar soldadura de filete de  $1/4$  pulg. en la parte superior e inferior, tanto en las placas en compresión como en las que se encuentran en tensión en las partes donde éstas se aplastan contra los patines de la columna. A lo largo del alma de la columna, la soldadura de filete se requiere sólo en un lado de la placa.

Cuando solamente una viga llega a una columna, como en la Fig. 3.5.2b, las fuerzas en la soldadura  $T_l$  se designan como en el caso simétrico. Sin embargo, las fuerzas cortantes  $V_l$  se deben desarrollar de acuerdo con el LRFD-K1.7 para tomar la

proporción de la fuerza del patín no balanceada que llega a las placas atiesadoras.

En este caso  $V_I = T_I$ .

### Atiesadores de placa vertical y sección $T_e$

#### Ejemplo 3.5.2 [3.2]

Diseñar una conexión con un atiesador de sección  $T_e$  vertical para sujetar una viga W14X61 al alma de una columna W12X65. Usar acero A572 grado 50. Usar el tipo de conexión mostrado en la Fig. 3.5.3.

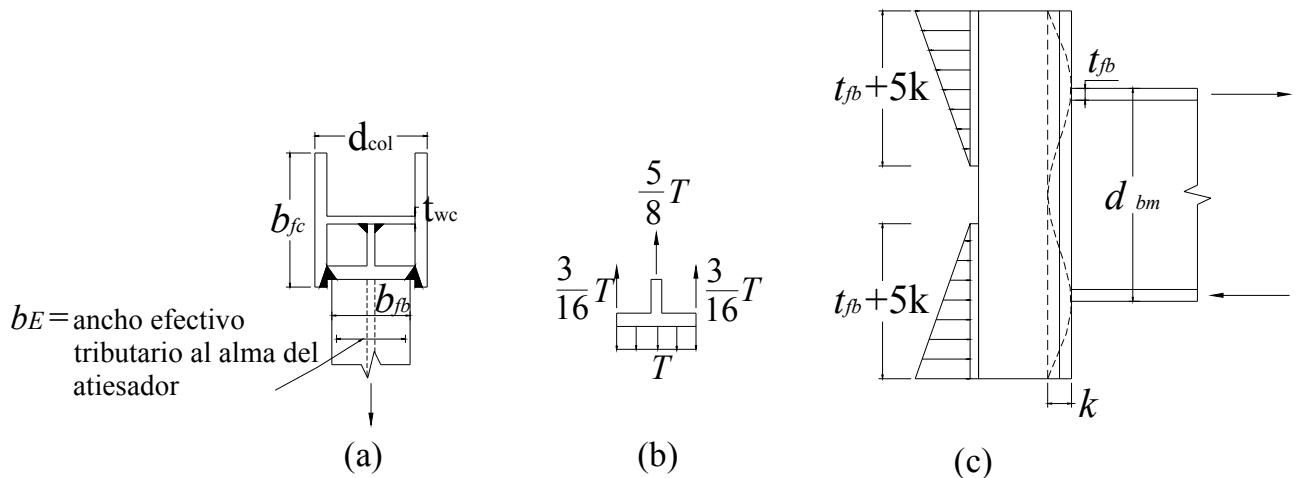


Fig. 3.5.3 Atiesador de  $T_e$  estructural.

*Solución.*

Como el ancho del patín de la viga (9.995 pulg.) es aproximadamente el mismo que la distancia libre entre patines de la columna ( $12.12 - 1.21 = 10.91$  pulg.), se pueden aplicar las Ecs. 2.6.18 y 2.6.19.

- Determinar el espesor del alma requerida del atiesador  $t_w$  para impedir la fluencia local del alma (LRFD-K1.2). La fuerza factorizada máxima del patín de la viga que puede ser soportada es

$$P_{bf} = \phi A_f F_y = 0.90(9.995)(0.645)(50) = 290 \text{ Klb}$$

Usando la Ec. 2.6.18 y estimando  $k = 1$  pulg. para la sección  $Te$ ,

$$t_w \text{ requerido} = \frac{0.75P_{bf}}{(t_{fb} + 5k)F_{yst}} = \frac{0.75(290)}{[0.645 + 5(1.0)](50)} = 0.77 \text{ pulg.}$$

- b) Determinar el espesor del patín del atiesador para impedir la distorsión por los efectos de la tensión. Usando la Ec. 2.6.19,

$$t_s \text{ requerido} = 0.35 \sqrt{\frac{P_{bf}}{\phi F_{yst}}} = 0.35 \sqrt{\frac{290}{0.90(50)}} = 0.89 \text{ pulg.}$$

- c) Seleccionar una sección de  $Te$  estructural. El ancho de patín máximo permitido es

$$\text{Max } b_s = d_{col} - 2t_{fc} = 12.12 - 2(0.605) = 10.91 \text{ pulg.}$$

$$\text{Peralte máx} = 0.5(12.00 - 0.390) = 5.81 \text{ pulg.}$$

Probar una W12X96 cortada en  $Te$ :

$$t_s = 0.900 \text{ pulg. (espesor de patín)}$$

$$t_w = 0.550 \text{ pulg. con } k = 1 \frac{5}{8} \text{ pulg.}$$

Verificando de nuevo en la Ec. 2.6.18,

$$t_w \text{ requerido} = \frac{0.75(290)}{[0.645 + 5(1.625)](50)} = 0.50 \text{ pulg.} < t_w \text{ del perfil OK}$$

Probar una W12X96 cortada como se muestra en la fig 13.6.10a.

- d) Soldadura en el alma del atiesador. Refiriéndonos a la Fig. 3.5.3c, la longitud requerida del atiesador en  $Te$  es

$$\text{Longitud} = d_{bm} + 5k = 13.89 + 5(1.625) = 22.02 \text{ pulg.}$$

Probar una longitud de la  $Te = 2' - 0''$

Longitud de la soldadura en extremos superiores e inferiores:

$$t_{fb} + 5k = 0.645 + 5(1.625) = 8.77 \text{ pulg.}$$

Probar soldadura de 9 pulg. en cada extremo, conectando el alma de la  $T_e$  a la columna.

Asumir que el momento contribuido por los  $\frac{3}{4}$  centrales del patín es tributario al alma de la  $T_e$ ,

$$\phi M_n = 0.75 \phi F_y Z_x = [0.75(0.90)(50)(102)](1/12) = 287 \text{ Klb-pie}$$

donde  $Z_x$  es el módulo plástico de la viga W14X61, la cual es compacta para  $F_y = 50$  Klb/pulg.<sup>2</sup>. La resistencia de la soldadura se trata de manera conservadora con análisis vectorial elástico, usando el módulo de sección elástico  $S$  de los dos segmentos de soldadura de 9 pulg. tratados como líneas,

$$S = 2 \left( \frac{1}{12} \right) \left[ \frac{(24)^3 - (24 - 18)^3}{12} \right] = 189 \text{ pulg.}^2$$

La carga factorizada  $R_u$  en la parte superior de la soldadura es

$$R_u = \frac{\phi M_n}{S} = \frac{287(12)}{189} = 18.2 \text{ Klb / pulg.}$$

El tamaño  $a$  de la soldadura requerido es

$$a = \frac{R_u}{\phi(0.707)(0.60F_{EXX})} = \frac{18.2}{0.75(0.707)(0.60)(70)} = 0.82 \text{ pulg.}$$

Revisar la resistencia a la flexión del alma del atiesador como una sección rectangular de ancho  $t_w = 0.55$  pulg. y peralte 24 pulg.,

$$\phi M_p = \phi F_y Z = 0.90(50) \left( \frac{0.55(24)^2}{4} \right) \left( \frac{1}{12} \right) = 297 \text{ Klb-pie} > 287 \text{ OK}$$

A pesar de que el análisis vectorial elástico es un método conservador para soldaduras, la fuerza en la soldadura que ha de transmitirse al material base no debe



exceder la resistencia del material base. En la parte superior de las líneas de soldadura, el tamaño máximo efectivo de soldadura es

Resistencia en tensión del alma del atiesador = Resistencia de dos filetes

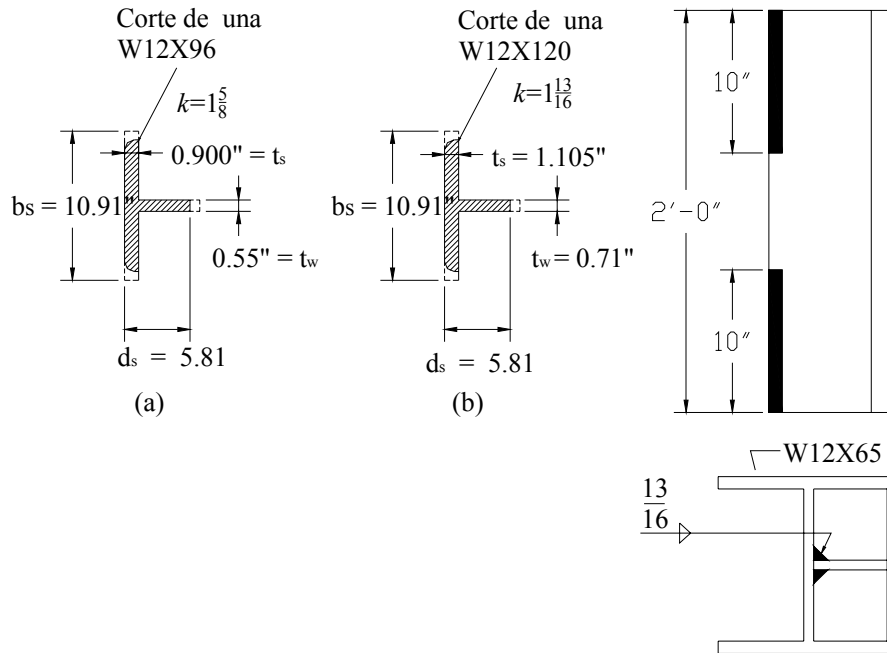
$$t_w \phi_t F_y = 2[\phi (0.707a)(0.60)F_{EXX}]$$

$$0.55(0.90)(50) = 2[0.75(0.707a)(0.60)(70)]$$

$$24.75 = 44.54a; a_{max\ ef} = 0.56 \text{ pulg.}$$

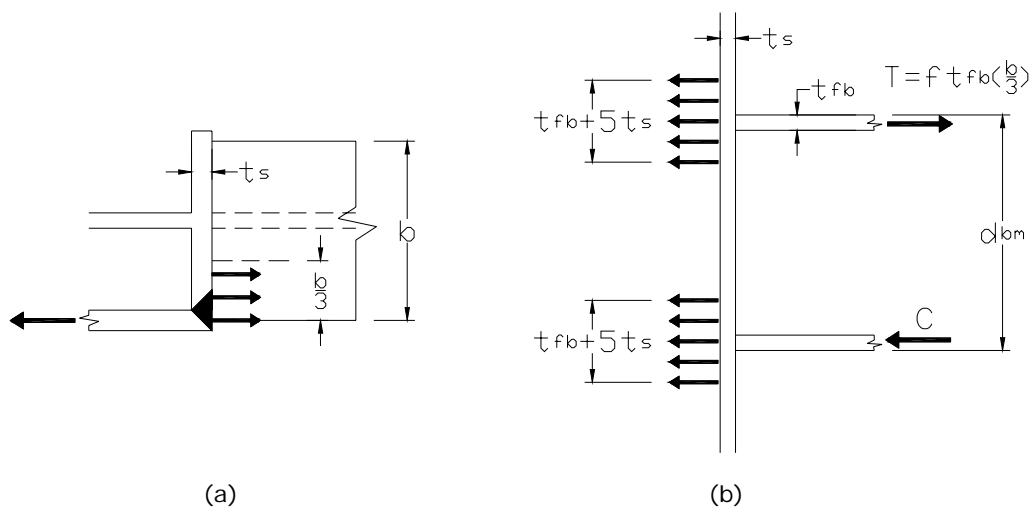
El uso de soldaduras de 13/16 pulg. en el alma de 0.55 pulg. no es aceptable; de ahí que se tenga que aumentar la sección de la que se cortará la  $T_e$  a una W12X120. El alma sigue sin ser lo suficientemente gruesa; sin embargo, esto parece aceptable debido a la incertidumbre que existe en la proporción del momento que se transmite a través del alma de la  $T_e$  y aquella que se transmite por medio de sus patines a la columna, así como el conservadurismo en el cálculo de la resistencia de la soldadura.

Usar una W12X120 como se muestra en la Fig. 3.5.4b.



**Fig. 3.5.4** Ejemplo 3.5.2. Selección de la sección  $T_e$  y soldadura en el alma.

- e) Soldadura en los patines del atiesador. Asumir conservadoramente que la conexión en  $T_e$  al patín de la columna (Figs. 3.5.3a y b) podría tener que soportar tanto como  $1/3$  de la fuerza del patín de la viga. Las fuerzas concentradas del patín de la viga se pueden considerar como distribuidas a lo largo del patín de la columna sobre la distancia  $t_{fb} + 5t_s$ , como se muestra en la Fig. 3.5.5,



**Fig. 3.5.5** Fuerzas soportadas por la soldadura a lo largo de los patines del atiesador de sección  $T_e$ .

Asumiendo que la fuerza factorizada  $T_u$  es tributable a la soldadura de ranura a lo largo de un patín, ésta es

$$T_u = \phi F_y t_{fb} \left( \frac{b}{3} \right) = 0.90(50)(0.645) \left( \frac{9.995}{3} \right) = 97 \text{ Klb}$$

$$t_{fb} + 5t_s = 0.645 + 5(1.105) = 6.2 \text{ pulg.}$$

$$\text{Fuerza en la soldadura factorizada } R_u = \frac{97}{6.2} = 15.6 \text{ Klb/pulg.}$$

Usando soldadura de ranura de penetración parcial en U con electrodos E70, la resistencia de diseño  $\phi R_{nw}$  es

$$\phi R_{nw} = 0.80(0.60F_{EXX}) = 0.80(0.60)(70) = 33 \text{ Klb/pulg.}$$

para tensión normal al área efectiva (LRFD-Tabla J2.5). La dimensión efectiva requerida del espesor es

$$\text{Espesor efectivo requerido} = \frac{15.6}{33.6} = 0.46 \text{ pulg.}$$

De acuerdo con el LRFD-Tabla J2.1, la garganta efectiva para una soldadura de ranura en U de penetración parcial es la profundidad del bisel. La garganta efectiva mínima (LRFD-Tabla J2.3) es de 5/16 pulg. para el patín del atiesador de 1.105 pulg.

Usar soldadura de ranura sencilla en U de 11/16 pulg. a lo largo de las orillas del patín de la  $T_e$ .

- f) Efecto de la fuerza cortante de la viga. Comúnmente la longitud de la soldadura utilizada es tan larga que la capacidad adicional requerida para soportar el cortante en el extremo es despreciable. Se puede esperar que una W14X61 sea capaz de cargar alrededor de 70 Klb de cortante factorizado, en cuyo caso es resistido por

Longitud total de la soldadura =  $4(10) + 2(24) = 88$  pulg.

Resistencia extra de soldadura requerida =  $\frac{70}{88} = 0.80$  Klb / pulg.

Tamaño añadido a los filetes del alma =  $\frac{0.80}{0.75(0.707)(42)} = 0.04$  pulg.

Tamaño añadido a las soldaduras de ranura del patín =  $\frac{0.80}{33.6} = 0.03$  pulg.

La componente del cortante y la componente de la flexión actúan a 90 grados una de otra, de manera que si se sumaran los requerimientos algebraicamente serían sobradamente seguros. Se considera que el diseño de la soldadura es adecuado sin hacer ningún ajuste por cortante directo.

### Placas superiores en tensión

#### Ejemplo 3.5.3 [3.2]

Diseñar la placa superior en tensión y su conexión por medio de soldadura o tornillos A325 de alta resistencia para transferir el momento de extremo de una W14X61 a una columna.

Usar acero A572 grado 50. Asumir que la conexión es del tipo de la Fig. 3.5.6.

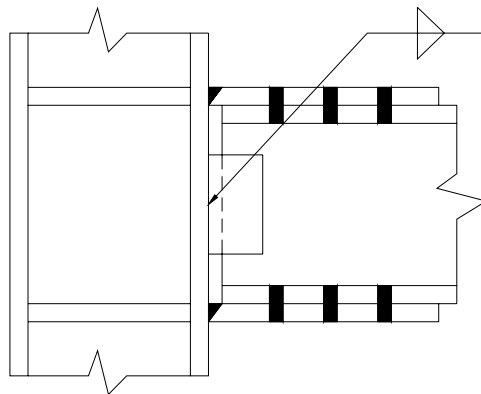


Fig. 3.5.6

### Solución

- a) Diseñar la placa como un miembro en tensión.

Como la W14X61 es una sección compacta en acero de grado 50, la fuerza factorizada del patín  $T_u$  es aproximadamente

$$T_u = \frac{\phi M_n}{d_{bm}} = \frac{\phi F_y Z_x}{d_{bm}} = \frac{0.90(50)(102)}{\approx 14} = 328 \text{ Klb}$$

Cuando no hay agujeros, el estado límite de fluencia para miembros en tensión regirá sobre el estado límite de fractura en la sección neta. Así que, el área gruesa  $A_g$  requerida de la placa es

$$A_g = \frac{T_u}{\phi_t F_y} = \frac{328}{0.90(50)} = 7.3 \text{ pulg.}^2$$

El ancho de la placa debe ser menor que el del patín del la W14X61 de 10.0 pulg.

Usar PL - 7/8X9,  $A_g = 7.9 \text{ pulg.}^2$ , para construcción soldada.

- b) Determinar la soldadura para unir la placa al patín de la viga. Probar soldadura de filete de 3/8 pulg. con electrodos E70 usando el proceso de soldadura de arco,

$$\phi R_{nw} = \phi (0.707a)(0.60F_{EXX}) = 0.75(0.707a)(0.60)(70) = 22.3a$$

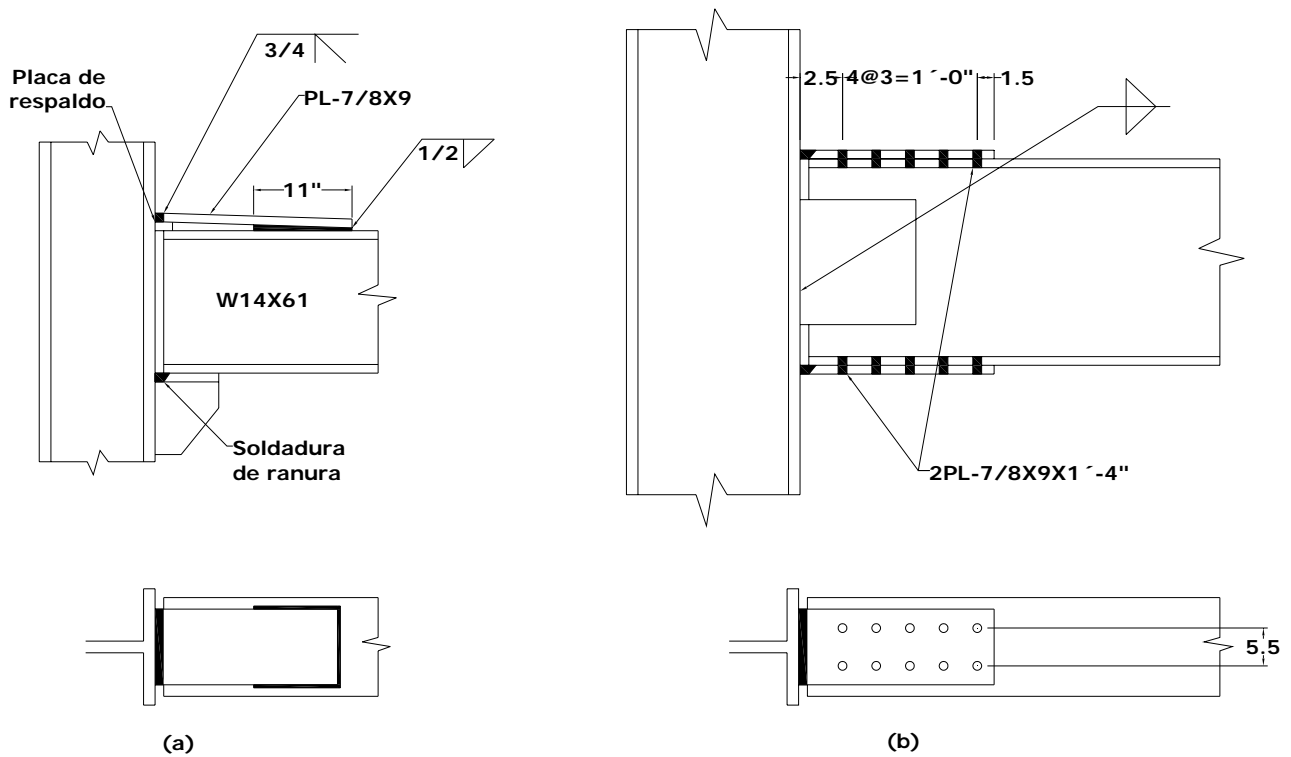
$$\phi R_{nw} = 22.3(0.375) = 8.35 \text{ Klb/pulg.}$$

La longitud de soldadura  $L_w$  requerida es

$$L_w = \frac{T_u}{\phi R_{nw}} = \frac{328}{8.35} = 39 \text{ pulg.}$$

Para reducir la longitud de soldadura, usar soldadura de 1/2 pulg. Esto requerirá una  $L_w = 29.4 \text{ pulg.}$

Usar soldadura de 1/2 pulg., 9 pulg. en un extremo y 11 pulg. en cada lado para un total de 31 pulg. El diseño se sumariza en la Fig. 3.5.7a.



**Fig. 3.5.7** Ejemplo 3.5.3. Conexión resistente a momento con placa superior.

La placa se conecta al patín de la columna por medio de una soldadura de ranura con bisel de penetración completa, usando una barra de soporte. Cuando se usa un asiento, éste servirá como soporte para hacer la soldadura de ranura al patín. De otra manera se necesita de una placa de soporte debajo del patín en compresión. Frecuentemente puede ser satisfactorio usar soldaduras de filete a lo largo de las partes superior e inferior de la placa para hacer la conexión al patín de la columna.

- c) Diseñar la conexión atornillada para unir la placa al patín de la viga. Usar tornillos A325X de 7/8 pulg. de diámetro en una conexión de tipo aplastamiento.

$$\phi R_n = \phi(0.50F_u^b) mA_b = 0.75(0.50)(1)(0.6013) = 27.1 \text{ Klb (cortante sencillo)}$$

$$\phi R_n = \phi(2.4F_u d_b t) = 0.75(2.4)(65)(0.875)(0.645) = 66.0 \text{ Klb (aplastamiento en el patín de 0.645 pulg. de la viga)}$$

El uso de  $2.4F_u$  asume que  $s \geq 3d_b$  y que  $L_e \geq 1.5d_b$ .

Cuando se usan tornillos, los agujeros en el patín de la W14X61 podrían indicar una reducción en resistencia de acuerdo con el LRFD-B10. No se debe hacer ninguna reducción cuando se satisface la fórmula B10-1 del LRFD.

$$0.75F_u A_{fn} \geq 0.9F_y A_{fg}$$

donde  $A_{fn}$  = área neta del patín

$A_{fg}$  = área gruesa del patín

$$0.75(65)[9.995(0.645) - 2(1)(0.645)] \geq 0.9(50)[9.995(0.645)]$$

$$[0.75(65)(5.16) = 252 \text{ Klb}] < [0.9(50)(6.45) = 290 \text{ Klb}]$$

Así que la reducción en resistencia es indicada. El área efectiva  $A_{fe}$  se da por medio de la Ec. 3.5.1,

$$A_{fe} = \frac{5 F_u}{6 F_y} A_{fn} \quad (3.5.1)$$

$$A_{fe} = \frac{5}{6} \left( \frac{65}{50} \right) 5.16 = 5.59 \text{ pulg.}^2$$

*La resistencia efectiva de diseño del patín en tensión es*

$$\phi T_n = \phi F_y A_{fe} = 0.90(50)(5.59) = 252 \text{ Klb}$$

Para la placa como miembro en tensión, el efecto de los agujeros se debe deducir calculando el área neta efectiva  $A_e$ ,

$$A_g = \frac{T_u}{\phi_t F_y} = \frac{252}{0.90(50)} = 5.6 \text{ pulg.}^2$$

o

$$A_e = \frac{T_u}{\phi_t F_u} = \frac{252}{0.75(65)} = 5.2 \text{ pulg.}^2$$

El área neta efectiva  $A_e$  es igual al área neta  $A_n$  en esta situación de carga concéntrica de acuerdo al LRFD-B3.

Probar PL – 1X9. Revisar  $A_n$  y el LRFD-J5.2(b),

$$A_n = [9.00 - 2(1)]0.875 = 6.1 \text{ pulg.}^2 > [A_e = 5.2 \text{ pulg.}^2] \text{ OK}$$

$$0.85A_g = 0.85(9.0)(0.875) = 6.7 \text{ pulg.}^2 > A_n \text{ OK}$$

$$\text{No. de tornillos requerido} = \frac{252}{27.1} = 9.3 ; \text{ usar } 10$$

Usar 10 tornillos A325 de 7/8 pulg. de diámetro, como se muestra en la Fig. 3.5.7b.

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

#### Ejemplo 3.5.4 [3.2]

Diseñar una conexión con dos *Tes*, como la de la Fig. 3.5.8, para inducir una articulación plástica a desarrollarse en una viga W14X61 que se une al patín de una columna W14X159.

Usar acero A572 grado 50 con tornillos A325N en una conexión de tipo aplastamiento.

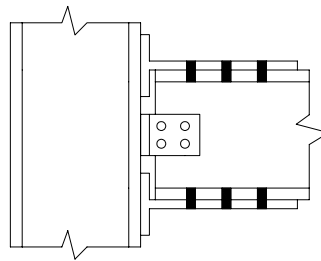


Fig. 3.5.8

#### Solución

- Calcular la fuerza de tensión factorizada que habrá de soportarse. La W14X61 es compacta ( $\lambda \leq \lambda_p$  para pandeo local del alma y del patín); además, asumir que el pandeo lateral torsionante está imposibilitado ( $L_b \leq L_p$ ).



Como hay agujeros en el patín de la viga W14X61 para esta conexión atornillada, la resistencia nominal a momento  $M_n$  de la viga puede ser menor a  $M_p$ . Revisar de acuerdo al LRFD-B10. Para poder usar las propiedades de una sección gruesa, la Ec. 3.5.2 debe ser satisfecha,

$$0.75F_u A_{fn} \geq 0.9F_y A_{fg} \quad (3.5.2)$$

$$A_{fn} = [9.995 - 2(0.75 + 0.125)](0.645) = 5.32 \text{ pulg.}^2$$

$$A_{fg} = 9.995(0.645) = 6.45 \text{ pulg.}^2$$

$$[0.75(65)(5.32) = 259 \text{ Klb}] < [0.9(50)(6.45) = 290 \text{ Klb}]$$

Esto significa que se debe usar un área de patín efectiva  $A_{fe}$  reducida como sigue:

$$A_{fe} = \frac{5 F_u}{6 F_y} A_{fn} = \frac{5}{6} \left( \frac{65}{50} \right) (5.32) = 5.76 \text{ pulg.}^2$$

Sólo el patín en tensión necesita ser reducido; sin embargo, sería práctico utilizar  $A_{fe}$  como el área de ambos patines. A pesar de que el cambio de posición del eje neutral se da por el efecto de sólo un patín, la diferencia entre tomar el efecto por los dos patines comparada con el efecto de un sólo patín es pequeña.

Calcular el módulo plástico reducido  $Z_x$ .

$$Z_x = 2A_{fe} \left( \frac{d - t_f}{2} \right) + t_w \left( \frac{d}{2} - t_f \right)^2$$

$$Z_x = 2(5.76) \left( \frac{13.89 - 0.645}{2} \right) + 0.375 \left( \frac{13.89}{2} - 0.645 \right)^2 = 91.2 \text{ pulg.}^3$$

$$M_u = \phi_b M_n = \phi_b Z_x F_y = [0.90(91.2)(50)](1/12) = 342 \text{ Klb- pie}$$

Si todo el momento flexionante es soportado por las  $Tes$ , la fuerza del par interno es

$$Fuerza = \frac{M_u}{d_{bm}} = \frac{342(12)}{13.89} = 295 \text{ Klb}$$

b) Revisar si la fuerza de tensión puede o no ser acomodada por los tornillos en tensión.

$$\phi R_n = \phi F_u^b (0.75 A_b) = 0.75 F_u^b (0.75 A_b) \quad (3.5.3)$$

$$\phi R_n = 67.5 A_b = 67.5(0.4418) = 29.8 \text{ Klb}$$

Sólo cabrán 8 tornillos, como se muestra en la Fig. 3.5.9; de ahí que la fuerza de tensión factorizada máxima que se puede soportar es

$$T_u = 8(29.8) = 238 \text{ Klb} < 295 \text{ Klb} \quad \text{NS}$$

Cuando se presenta esta dificultad, se puede usar una vigueta de talón o un talón de sección  $T_e$  unido a la parte inferior de la viga principal (Fig. 3.5.9) para aumentar el brazo del par. En realidad, cuando se diseña para el momento en el apoyo, se puede usar un tamaño de viga requerido para soportar el momento en el centro del claro y luego usar la vigueta de talón para obtener el aumento requerido de la capacidad resistente a momento en el apoyo. El brazo requerido del par es

$$\text{Brazo requerido} = \frac{342(12)}{238} = 17.2 \text{ pulg.}$$

$$\text{Peralte extra requerido} = 17.2 - 13.89 = 3.3 \text{ pulg.}$$

Probar como vigueta de talón una WT5X24.5,  $t_w = 0.340$  pulg.,  $t_f = 0.560$  pulg.,  $b_f = 10.000$  pulg.,  $d = 4.990$  pulg., cuyas dimensiones son comparables a las de la viga W14X61 principal.

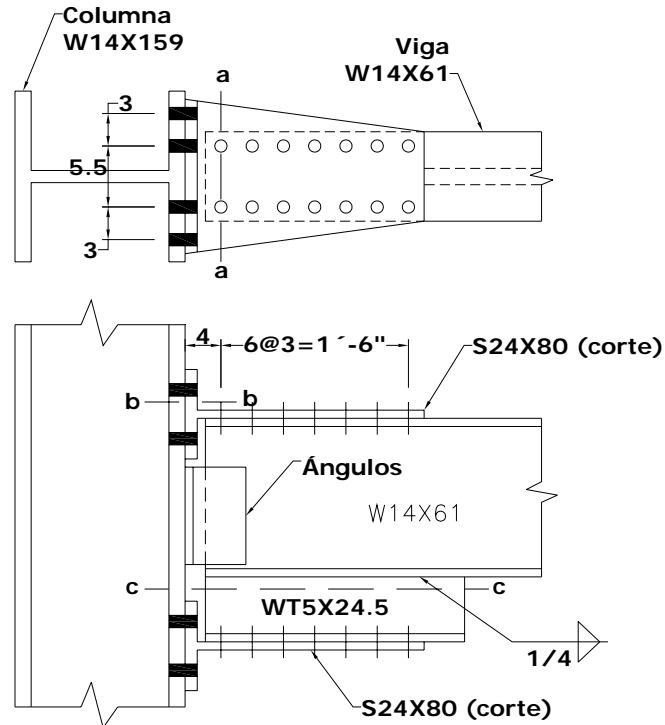
$$\text{Fuerza del par} = \frac{342(12)}{13.89 + 4.990} = 217 \text{ Klb}$$

Usando 8 tornillos en tensión,

$$\left( R_u = \frac{217}{8} = 27.2 \text{ Klb} \right) < (\phi R_n = 29.8 \text{ Klb}) \quad \text{OK}$$

- c) Revisar la resistencia a cortante del alma (sección c – c de la Fig. 3.5.9) de la WT5X24.5. Aplicando el LRFD-F2.2, la longitud  $L$  requerida de la  $Te$  es

$$L \text{ requerida} = \frac{\text{Fuerza}}{\phi(0.6F_{yw})t_w} = \frac{217}{0.90(0.6)(50)(0.340)} = 23.6 \text{ pu lg.}$$



Tornillos A325 de 3/4" de diámetro

Fig. 3.5.9 Ejemplo 3.5.4. Conexión con dos  $Te$ 's y talón de sección  $Te$ .

- d) Determinar los tornillos requeridos para transmitir las fuerzas de tensión y compresión en las partes superior e inferior de la viga.

$$\phi R_n = 0.4418(0.75)(48) = 15.9 \text{ Klb (rige)}$$

(cortante sencillo *Manual LRFD*, Tabla 8-11)

$$\phi R_n = 0.75(2.4F_u d_b t) = 0.75(2.4)(65)(0.75)t = 87.8t$$

(aplastamiento asumiendo que  $s \geq 3d_b$  y que  $L_e \geq 1.5d_b$ )

$$\text{Número de tornillos} = \frac{217}{15.9} = 13.6, \text{ usar } 14$$

La longitud mínima requerida de la WT5X24.5 usando 7 tornillos por línea con un espaciamiento de 3 pulg. es de 21 pulg.: Usar un talón de sección Te WT5X24.5, de 2' - 0" de longitud, soldada a la parte inferior de la W14X61, como se muestra en la Fig. 3.5.9.

- e) Determinar el espesor requerido para transmitir la tensión en la sección a – a (Fig. 3.5.9):

$$A_g \text{ requerida} = \frac{T_u}{0.90F_y} = \frac{217}{0.90(50)} = 4.8 \text{ pulg.}^2$$

y

$$A_n \text{ requerida} = \frac{T_u}{0.75F_u} = \frac{217}{0.75(65)} = 4.5 \text{ pulg.}^2$$

Si se usa una longitud de la sección a – a de 13 pulg. (ancho del patín de la columna = 15.565 pulg.) y se sustraen dos agujeros se tiene

$$t \geq \frac{4.5}{13 - 2(0.875)} = 0.40 \text{ pulg.}$$

$$t \geq \frac{15.9}{87.8} = 0.18 \text{ pulg. (el aplastamiento no rige)}$$

- f) Determinar el espesor del patín de la sección Te unida a la columna. La Ec. 2.6.41 ha sido desarrollada para proveer resistencia a la flexión en la sección b – b de la Fig. 3.5.9. Estimar la distancia ajustada  $b'$ . Estimar el gramil  $g$  usual de unas 4 pulg.; así que,

$$b' = b - \frac{d_b}{2} = \frac{g}{2} - \frac{t_w}{2} - \frac{d_b}{2} = \frac{4}{2} - \frac{t_w}{2} - \frac{3}{8} \approx \text{aprox. 1.25 pulg.}$$

Asumiendo que no existe acción de apalancamiento  $Q = 0$ ; de manera que  $\alpha = 0$ . Entonces, de la Ec. 2.6.41, asumiendo una longitud  $w$  de 14 pulg. en la sección crítica (sección b – b) de la  $T$ ,

$$t_f \geq \sqrt{\frac{4.44Tb'}{wF_y(1 + \alpha\delta)}} = \sqrt{\frac{4.44(217/2)(1.25)}{14(50)(1 + 0)}} = 0.91 \text{ pulg.}$$

Como una alternativa, se recomienda calcular  $\beta$ , la cual, de la Ec. 2.6.30 (usando de nuevo  $a'$  y  $b'$  en lugar de  $a$  y  $b$ ) que es una función de  $\alpha\delta$

$$\beta = \left(\frac{B}{T} - 1\right) \frac{a'}{b'} = \left(\frac{29.8}{25.9} - 1\right) (\approx 1.25) = 0.2$$

Entonces usar  $\alpha$  como sigue:

Si  $\beta \geq 1$ , usar  $\alpha = 1$  (lo cual significa una fuerza de apalancamiento grande)

Si  $\beta < 1$ , usar  $\alpha =$  al menor de  $\frac{1}{\delta} \left(\frac{\beta}{1 - \beta}\right)$  y 1.0

En este ejemplo,  $\delta$  puede ser estimada utilizando la Ec. 2.6.25 como

$$\delta = \frac{3 - (0.75 + 1/16)}{3} = 0.73$$

$$\frac{1}{\delta} \left(\frac{\beta}{1 - \beta}\right) = \frac{1}{0.73} \left(\frac{0.2}{1 - 0.2}\right) = 0.34 < 1; \text{ usar } \alpha = 0.34$$

En cuyo caso, la alternativa recomendada daría  $\alpha\delta = 0.34(0.73) = 0.25$  para usarse en la Ec. 2.6.41 para  $t_f$ ,

$$t_f \geq \sqrt{\frac{4.44Tb'}{wF_y(1 + \alpha\delta)}} = \sqrt{\frac{4.44(217/2)(1.25)}{14(50)(1 + 0.25)}} = 0.81 \text{ pulg.}$$

Probar un corte en  $T_e$  de una S24X80,  $t_f = 0.870$  pulg.,  $t_w = 0.500$  pulg.

g) Revisar la fuerza de apalancamiento usando la Ec. 2.6.29 con  $a'$  y  $b'$  en lugar de  $a$  y  $b$ ,

$$a' = a + \frac{d_b}{2} = \frac{b_f - g}{2} + \frac{d_b}{2} = \frac{7.000 - 4}{2} + \frac{3}{8} = 1.875 \text{ pulg.}$$

$$b' = b - \frac{d_b}{2} = \frac{g}{2} - \frac{t_w}{2} - \frac{d_b}{2} = \frac{4}{2} - \frac{0.500}{2} - \frac{3}{8} = 1.375 \text{ pulg.}$$

Se recomienda que  $a \leq 1.25b$ . En este ejemplo,  $a = 1.5$  pulg. y  $b = 1.75$  pulg., así que  $a < 1.25b$ . Tomando la longitud de la sección  $T$  como 14 pulg. (ver la vista superior de la Fig. 3.5.9) con 4 agujeros sustraídos,

$$\delta = \frac{14 - 4(0.75 + 1/16)}{14} = 0.77$$

Usando el mismo valor de prueba de  $\alpha = 0.34$  se tiene que  $\alpha\delta = 0.26$ . Encontrar entonces  $Q$ ,

$$Q = T \left( \frac{\alpha\delta}{1 + \alpha\delta} \right) \left( \frac{b'}{a'} \right) = T \left( \frac{0.26}{1 + 0.26} \right) \left( \frac{1.375}{1.875} \right) = 0.15T$$

Luego, comparar  $(T + Q)$  por tornillo con  $\phi R_n$ ,

$$T + Q = 1.15T$$

$$1.15R_u = 1.15(25.9) = 29.8 \text{ Klb} = \phi R_n \text{ OK}$$

Como la carga factorizada  $R_u$  por tornillo, aumentada por la fuerza de apalancamiento, es exactamente igual a la resistencia de diseño en tensión  $\phi R_n$  de un tornillo, los tornillos son satisfactorios. Se ha demostrado que cuando la  $t_f$  real excede la  $t_f$  requerida, la  $Q$  real será menor que la  $Q$  calculada anteriormente. Más detalle sobre este procedimiento se da en el *Manual LRFD*.

h) Revisar de nuevo el espesor  $t_f$  requerido.

$$t_f \geq \sqrt{\frac{4.44Tb'}{wF_y(1 + \alpha\delta)}} = \sqrt{\frac{4.44(217/2)(1.375)}{14(50)(1 + 0.26)}} = 0.85 \text{ pulg.}$$

El espesor del patín  $t_f$  proveído es de 0.870 pulg. El diseño es satisfactorio.

Usar Tes cortadas de S24X80 para soportar las fuerzas de tensión y compresión.

No se discute en este ejemplo el desarrollo de la resistencia a cortante de la W14X61. Un par de ángulos se pueden unir al alma de la viga con el propósito de proveer la resistencia a cortante que sea requerida. El diseño final se muestra en la Fig. 3.5.9.

### **Conexiones con placa de extremo**

#### **Ejemplo 3.5.5 [3.2]**

Diseñar una conexión con placa de extremo para la unión de una viga W14X53 a una columna W14X176, ambas de acero A36. Diseñar para el momento máximo factorizado de la viga y 60 Klb de cortante factorizado. Usar tornillos A325 en una conexión de tipo aplastamiento (A325X).

#### *Solución*

- a) Determinar el número de tornillos requerido para soportar la fuerza de tensión máxima factorizada  $T_u$  del momento flexionante. La resistencia de diseño por momento  $\phi_b M_n$  de la viga es

$$\phi_b M_n = \phi_b M_p = \phi_b Z_x F_y = 0.90(87.1)(36)(1/12) = 235 \text{ Klb} - \text{pie}$$

$$T_u \text{ máx} = \frac{\phi_b M_n}{d - t_{fb}} = \frac{235(12)}{13.92 - 0.660} = 213 \text{ Klb}$$

Para tornillos de 7/8 pulg. de diámetro (A325X), la resistencia de diseño en tensión es

$$\phi R_n = \phi(0.75 A_b) F_u^b = 0.75(90.0) A_b = 0.75(90)(0.6013) = 40.6 \text{ Klb}$$

$$\text{Número de tornillos} = \frac{T_u}{\phi R_n} = \frac{213}{40.6} = 5.2$$

Para una colocación simétrica por encima y por debajo del patín en tensión, se necesitarían ya sea 4 u 8 tornillos. Cuatro tornillos de 1 pulg. de diámetro soportarían  $4(53.0) = 212$  Klb; aceptar esto como satisfactorio.

- b) Establecer las dimensiones de la placa de extremo. Para determinar la distancia  $s$  (Fig. 3.5.10) se necesitan el tamaño de la soldadura de filete (para electrodos E70) y la holgura de instalación de los tornillos,

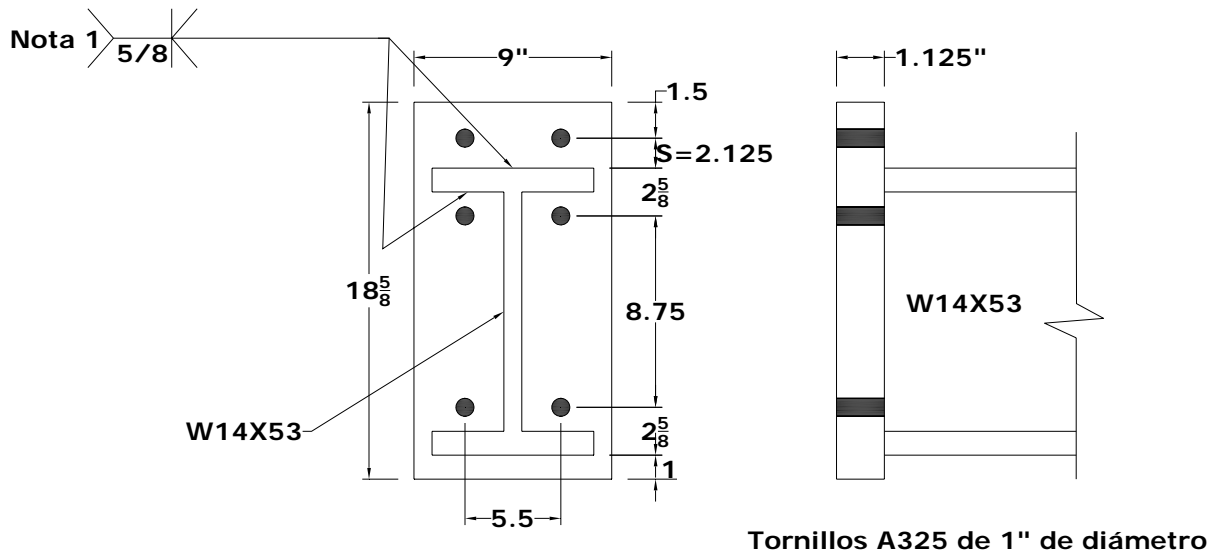
$$\phi R_{nw} \text{ requerida} = \frac{T_u}{L_w} = \frac{T_u}{2b_f - t_w} = \frac{213}{2(8.060) - 0.370} = 13.5 \text{ Klb / pulg.}$$

Debido a que el tamaño máximo efectivo de la soldadura de filete a lo largo del patín de 0.660 pulg. es 0.48 pulg., no se pueden desarrollar 13.5 Klb/pulg. Así que se deberá usar soldadura de ranura de penetración completa. La holgura máxima de ensamblaje para diámetros de 1 pulg. de diámetro se da en el *Manual LRFD*, Tabla 8-4 “Holguras de entrada y apriete”, p. 8-13, como  $1 \frac{7}{16}$  pulg. (típicamente alrededor de  $\frac{1}{2}$  pulg. más que el diámetro del tornillo).

$$\text{Distancia } s = 1 \frac{7}{16} + \frac{5}{8} = 2.06 \text{ pulg.}$$

Probar con una placa de 9 in de ancho y 18 pulg. de largo.





**Nota 1: Misma soldadura en el patín en compresión que en el patín en tensión**

**Fig. 3.5.10** Conexión de placa de extremo del Ejemplo 3.5.5.

- c) Estimar el espesor de la placa  $t_p$  requerido. Un procedimiento conservador consiste en usar la Ec. 2.6.41 con la fuerza de la acción de apalancamiento  $Q = 0$ . La distancia  $b'$  será

$$b' = s - \frac{1}{2}d_b = 2.06 - \frac{1}{2} = 1.56 \text{ pulg.}$$

$$t_p \geq \sqrt{\frac{4.44Tb'}{wF_y(1 + \alpha\delta)}} = \sqrt{\frac{4.44(213/2)(1.56)}{9(36)(1+0)}} = 1.51 \text{ pulg.}$$

El diseñador podría usar probablemente el procedimiento del Ejemplo 3.5.4 relativo a la fuerza de la acción de apalancamiento  $Q$  para justificar el uso de una placa más delgada.

Una alternativa es usar un método donde el momento flexionante en la placa se ajusta empíricamente de manera que la fuerza de la acción de apalancamiento no entre en forma directa en los cálculos. En este procedimiento el claro efectivo  $b'$  se toma como

$$b' = s - \frac{1}{4}d_b - \text{tamaño de la soldadura} = 2.06 - \frac{1}{4} - \frac{5}{8} = 1.19 \text{ pulg.}$$

El momento resistente  $M_e = Tb'$  se da por

$$M_e = \frac{\alpha_m T_u b'}{4}$$

donde  $\alpha_m = C_a C_b \left( \frac{A_f}{A_w} \right)^{1/3} \left( \frac{b'}{d_b} \right)^{1/4}$

$C_a$  = constante dependiente del esfuerzo de fluencia de la viga y la placa de extremo; asumiendo que ambas tienen el mismo  $F_y$ :

$$F_y = 36 \text{ Klb/pulg.}^2; \quad C_a = 1.36 \text{ para tornillos A325}$$

$$C_a = 1.38 \text{ para tornillos A490}$$

$$F_y = 50 \text{ Klb/pulg.}^2; \quad C_a = 1.31 \text{ para tornillos A325}$$

$$C_a = 1.33 \text{ para tornillos A490}$$

(Otros valores en el *Manual LRFD* p. 10-25)

$$C_b = \sqrt{b_f / b_s}$$

$b_f$  = ancho del patín en tensión de la viga

$b_s$  = ancho de la placa de extremo

$b'$  = brazo efectivo (calculado anteriormente)

$d_b$  = diámetro del tornillo

$A_f$  = área del patín en tensión de la viga

$A_w$  = área del alma, libre de patines =  $(d - 2t_f)t_w$

$d$  = peralte total de la sección  $W$

Para este ejemplo,

$$C_b = \sqrt{b_f / b_s} = \sqrt{8.06 / 9} = 0.95$$

$$C_a = 1.36$$

$$\alpha_m = C_a C_b \left( \frac{A_f}{A_w} \right)^{1/3} \left( \frac{b'}{d_b} \right)^{1/4} = 1.36(0.95) \left( \frac{8.060(0.660)}{0.370[13.92 - 2(0.660)]} \right)^{1/3} \left( \frac{1.19}{1.00} \right)^{1/4} = 1.42$$

$$M_e = \frac{\alpha_m T_u b'}{4} = \frac{1.42(213)(1.19)}{4} = 90.0 \text{ Klb} - \text{pu lg.}$$

Usar  $M_e$  en lugar de  $Tb'$  en la Ec. 2.6.41 con  $Q = 0$ ,

$$t_p \geq \sqrt{\frac{4.44Tb'}{wF_y(1 + \alpha\delta)}} = \sqrt{\frac{4.44(90.0)}{9(36)(1 + 0)}} = 1.11 \text{ pu lg.}$$

Así que una placa de 1 1/8 pulg. es aceptable de acuerdo a este método.

- d) Revisar la combinación de tensión y cortante en los tornillos. Calcular el esfuerzo  $f_{uv}$  resultante del cortante factorizado.

$$f_{uv} = \frac{V_u}{A_b} = \frac{60}{6(0.7854)} = 12.7 \text{ Klb} / \text{pu lg.}^2$$

El límite del esfuerzo por carga de tensión factorizada  $F'_{ut}$  del LRFD-Tabla J3.5 para A325X es

$$\phi F'_{ut} = \phi (117 - 1.5f_{uv}) = 0.75[117 - 1.5(12.7)] = 73.5 \text{ Klb/pulg.}^2$$

Esto excede el límite superior de  $\phi F'_{ut} = 0.75(90) = 68 \text{ Klb/pulg.}^2$ . Así que,  $\phi F'_{ut} = 68 \text{ Klb/pulg.}^2$ .

$$f_{ut} = \frac{T_u}{A} = \frac{213}{4(0.7854)} = 67.8 \text{ Klb/pulg.}^2 < \phi F'_{ut} \text{ OK}$$

El cálculo anterior se hizo en la parte (a). Si el cortante factorizado  $f_{uv}$  hubiera reducido  $\phi F'_{ut}$  por debajo de las 68 Klb/pulg.<sup>2</sup>, dos o más tornillos se podrían usar en la región de compresión para reducir el esfuerzo cortante factorizado de manera que los tornillos en tensión fueran aceptables.

e) Longitud de la placa de extremo. En el extremo cerca del patín en compresión de la viga, es deseable a veces extender la placa hacia afuera del patín de la viga una cantidad igual al espesor de la placa de extremo  $t_p$ . Esto aumentará la longitud de la sección crítica usada para calcular la resistencia basada en la fluencia local del alma. La resistencia a fluencia local del alma bajo una carga concentrada se da en el LRFD-K1.3; sin embargo, una carga concentrada que pasa a través de una placa de extremo gruesa se distribuye a lo largo de una longitud crítica mayor. Se ha recomendado la siguiente expresión para la resistencia a la reacción factorizada por compresión  $P_{bf}$ ,

$$P_{bf} = F_{yc} t_{wc} (t_{fb} + 6k + 2t_p + 2a)$$

donde  $P_{bf}$  = fuerza factorizada de compresión del patín de la viga

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

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

$k$  = distancia de la cara del patín de la columna a la raíz del filete

$t_p$  = espesor de la placa de extremo

$a$  = dimensión de la pierna de la soldadura de filete para la soldadura del patín de la viga a la placa de extremo

En este ejemplo,

$$P_{bf} = 36(0.830)[0.660 + 6(2.0) + 2(1.125) + 2(0.625)] = 483 \text{ Klb}$$

Esto excede la fuerza aplicada de compresión factorizada de 213 Klb, por lo que es satisfactoria sin el uso de atiesadores.

El pandeo local del alma en la columna debe ser revisado de acuerdo al LRFD-K1.6, así como también el aplastamiento del alma de acuerdo al LRFD-K1.4. Estas

revisiones y el diseño de cualquier atiesador requerido han sido mostrados previamente en el Ejemplo 3.5.1.

Usar PL – 1 1/8X9X1' - 6 5/8", con 6 tornillos de 1 pulg. de diámetro en una conexión de tipo aplastamiento (A325X), como se muestra en la Fig. 3.5.10.

## **REFERENCIAS SELECCIONADAS**

3.1 *Manual of steel construction: Load & Resistance Factor Design – 1<sup>st</sup> ed.* (1986).

American Institute of Steel Construction, Inc., Chicago, E.U.A.

3.2 Salmon, Charles G. y John E. Johnson. (1996). *Steel structures: design and*

*behaviour - 4th ed.* Prentice Hall, New Jersey, E.U.A.

3.3 Segui, William T. (2000). *Diseño de estructuras de acero con LRFD.* Thomson,

México.