



Universidad Austral de Chile

Facultad de Ciencias de la Ingeniería
Escuela de Ingeniería Civil en Obras Civiles

“CREACION DE UN SOFTWARE PARA EL CALCULO DE CONEXIONES
APERNADAS Y SOLDADAS MEDIANTE LRFD (LOAD AND
RESISTANCE FACTOR DESIGN) Y ASD (ALLOWABLE STRESS
DESIGN) UTILIZANDO EL LENGUAJE PHP.”

Tesis para optar al título de:
Ingeniero Civil en Obras Civiles.

Profesor Patrocinante
Sr. José Soto Miranda
Ingeniero Civil, M.Sc. en Ing. Civil.
Mención Ingeniería Sísmica.

Profesor Co-Patrocinante
Sr. Alejandro Niño Solís
Ingeniero Civil.

CRISTIAN ISRAEL VERA CARDENAS
VALDIVIA – CHILE

2008

Índice

Resumen	2	
Capítulo I. Introducción		
1.1.- Planteamiento del Problema	3	
1.2.- Lenguaje PHP	3	
1.2.1.- Usos de PHP	4	
1.2.2.- Ventajas de PHP	4	
1.3.- Objetivos	5	
1.4.- Metodología	6	
Capítulo II. Estado del Arte.		
2.1.- Métodos de Diseño para Conexiones	7	
2.1.1.- Esfuerzos Permisibles ASD	7	
2.1.2.- Factores de Carga y Resistencia LRFD	7	
Capítulo III. Conexiones con Pernos.		
3.1.- Desarrollo de Conexiones Apernadas	11	
3.2.- Tipos de Conexiones Apernadas	12	
3.2.1.- Conexiones centradas en el plano	12	
3.2.2.- Conexiones excéntricas en el plano de Conexión	12	
3.2.3.- Formulas Generales de Conexiones Excéntricas	12	
3.2.3.1 Fuerzas Cortantes debidas a cargas excéntricas	12	
4.- Unión a Tensión Directa	16	
4.1.- Consideraciones de Diseño	19	
5.- Conexión Viga Columna	29	
Capítulo IV. Conexiones Soldadas.		
6.1.- Desarrollo de las Conexiones Soldadas	37	
6.2.- Soldadura de Filete	38	
6.3.- Propiedades Generales de la Conexión Soldada	42	
6.4.- Propiedades de Elementos Lineales	43	
7.- Conexión Tipo Corte	46	
7.1.- Recomendaciones para Soldadura ASD	48	
7.2.- Recomendaciones para Soldadura LRFD	54	
8.- Conexión Viga Columna	58	
9.- Factores que contribuyen a la Falla de Conexiones	66	
9.1.- Longitud de la Conexión	67	
9.2.- Distancia al Borde	69	
9.3.- Distribución de los Pernos y distancias de gramil	69	
9.4.- Diseño Mínimo de Conexiones	70	
9.5.- Distribución del corte y aplastamiento entre los conectores	70	
Capítulo V. Creación del Software		
10.- Funcionamiento del Programa	72	
11.- Discusión de Resultados	76	
Capítulo VI. Conclusiones		79
Anexo A	81	
Anexo B	83	
Bibliografía	87	

Índice de Figuras.

Figura 1.-	Grafico Deformación - Resistencia del Acero	7
Figura 2.-	Conexión Sujeta a Momento	12
Figura 3.-	Diagrama de Flujo Conexión Apertada Caso General	15
Figura 4.-	Esquema Unión a Tensión Directa	16
Figura 5.-	Conexiones Sometidas a Acción Separadora	18
Figura 6.-	Esfuerzos Resultantes Sobre el perfil de Conexión	19
Figura 7.-	Modelo Analítico del efecto palanca	19
Figura 8.-	Esquema de efecto Palanca	23
Figura 9.-	Diagrama de Flujo Prying Action. Método ASD	27
Figura 10.-	Diagrama de Flujo Prying Action. Método ASD	28
Figura 11.-	Conexión Viga Columna	29
Figura 12.-	Análisis Plancha Superior e Inferior	29
Figura 13.-	Falla en la Sección neta	30
Figura 14.-	Diagrama de Flujo Conexión Viga Columna Método ASD	33
Figura 15.-	Diagrama de Flujo Conexión Viga Columna Método LRFD	35
Figura 16.-	Esquema análisis Soldadura de Filete	36
Figura 17.-	Esquema con carga cercana al extremo	40
Figura 18.-	Elemento de Soldadura dA	41
Figura 19.-	Elemento Lineal	43
Figura 20.-	Diagrama de Flujo Conexión Soldada Caso General	45
Figura 21.-	Conexión Tipo Corte	46
Figura 22.-	Diagrama de Flujo Conexión Tipo Corte Método ASD	47
Figura 23.-	Esquema de remates en extremos	51
Figura 24.-	Diagrama de Flujo Conexión Tipo Corte Método LRFD	57
Figura 25.-	Conexión Viga Columna	58
Figura 26.-	Elevación Superior Viga Columna	58
Figura 27.-	Esquema de Soldadura en Plancha del Alma	59
Figura 28.-	Diagrama de Flujo Conexión Viga Columna Soldada Método ASD	60
Figura 29.-	Diagrama de Flujo Conexión Viga Columna Soldada Método LRFD	62
Figura 30.-	Representación Grafica de la eficiencia de la conexión	68
Figura 31.-	Pantalla Inicio Software	72
Figura 32.-	Menu Software	72
Figura 33.-	Ventana Conexión Viga Columna	73
Figura 34.-	Variables a utilizar en el software	73
Figura 35.-	Esquema de Acordeones en el Software	74
Figura 36.-	Esquema de Resultados del Software	74
Figura 37.-	Hipótesis Momentos a Flexión en Conectores	80
Figura 38.-	Grafico Psequiv versus Porcentaje Carga Muerta	83

Índice de Tablas

Tabla 1.-	Cargas Admisibles a Tracción	17
Tabla 2.-	Compatibilidad de Material para Soldadura	48
Tabla 3.-	Esfuerzos permisibles de varios tipos de Soldaduras. Método ASD.	50
Tabla 4.-	Valores mínimos para soldadura de filete	51
Tabla 5.-	Espesor mínimo de filete Método LRFD	52
Tabla 6.-	Esfuerzos permisibles de varios tipos de Soldaduras. Método LRFD	54
Tabla 7.-	Grilla de Resultados conexión Soldada Metodo ASD.	77
Tabla 8.-	Grilla de Resultados conexión Soldada Metodo LRFD.	81
Tabla 9.-	Grilla Resultado Conexión Apertada Caso General.	81
Tabla 10.-	Espesor Minimo efectivo de garganta para juntas soldadas en penetracion.	82
Tabla 11.-	Tamaño Mínimo de filetes para soldaduras.	82
Tabla 12.-	Esfuerzos disponibles en juntas soldadas.	84
Tabla 13.-	Dimensiones y garganta efectiva (mm) para Soldadura Filete.	84

Resumen.

En la presente tesis se desarrolla un software computacional para el cálculo de algunas de las conexiones más utilizadas en las áreas de la ingeniería civil, tanto soldadas como apernadas.

Algunas de las conexiones trabajadas, dentro de las conexiones soldadas son de Tipo Corte y Conexión Viga Columna, y dentro de las conexiones apernadas son Tipo Pryng Action y Conexiones Viga Columna.

El Software se elabora en base a diagramas de flujo, utilizando los métodos de diseño ASD (Allowable stress design) y LRFD (Load and resistance factor design), utilizando el lenguaje PHP.

Algunos de los resultados obtenidos indican que el método de diseño ASD puede llegar a ser hasta un 50% más conservador que el método LRFD, bajo determinadas condiciones, el análisis de los resultados y las conclusiones se presentan en el capítulo final de esta tesis.

Summary.

In this thesis develops a computer software for the calculation of some of the more connections used in the areas of civil engineering, both as welded and with bolt.

Some of the connections worked, within the connections are soldered Court and Connection Type Beam Column, and within the connections are with bolt Type Pryng Action and Beam Column Connections.

The software is developed based on flow charts, using the methods of design ASD (Allowable stress design) and LRFD (Load and resistance factor design), using the PHP language.

Some of the findings show that the method of design ASD can be as much as 50% more conservative method that the LRFD, under certain conditions, the analysis of the results and conclusions are presented in the final chapter of this thesis.

Capítulo I: Introducción.

1.1.- Planteamiento del Problema.

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

En la actualidad existen softwares de Ingeniería Civil que ayudan al diseño de la estructura en general, no así a elementos (como por ejemplo las conexiones), en particular que forman la estructura.

El frecuente uso de la mayoría de este tipo de conexiones en el campo de la Ingeniería Civil, conlleva a la necesidad de tener herramientas rápidas y eficaces, para el cálculo de este tipo de elementos.

Conociendo antecedentes básicos, como las solicitaciones, el tipo de acero, podríamos obtener datos como el tamaño del cordón de soldadura o el tipo de pernos al que deberíamos recurrir para lograr que nuestra conexión cumpla con todos los requisitos de diseño.

Por lo anterior se pretende hacer uso de herramientas computacionales para poder lograr esto, de modo de tener una alternativa para el cálculo de diseño de conexiones, apernadas y soldadas, basados en las principales conexiones que se encuentran en el manual del Instituto Chileno de Acero, y otras referencias aplicando los métodos de diseño LRFD y ASD mediante el lenguaje PHP.

1.2.- Lenguaje PHP.

El fácil uso y la similitud con los lenguajes más comunes de programación estructurada como C y Perl, permite crear aplicaciones complejas con una curva de aprendizaje muy suave. También permite involucrarse con aplicaciones de contenido dinámico sin tener que aprender todo un nuevo grupo de funciones prácticas.

Su interpretación y ejecución se da en el servidor, en el cual se encuentra almacenado el script, y el usuario recibe el resultado de la ejecución.

Además es posible utilizar PHP para generar archivos PDF, Flash, así como imágenes en diferentes formatos, de modo que se puede simular la conexión con sus respectivos detalles.

1.2.1- Usos de PHP.

Los principales usos de PHP son los siguientes:

- Programación de páginas web dinámicas, habitualmente en combinación con el motor de bases MySQL, aunque cuenta con soporte nativo para otros motores, incluyendo el estándar ODBC, lo que amplía en gran medida sus posibilidades de conexión.
- Creación de aplicaciones gráficas independientes del navegador, por medio de la combinación de PHP, lo que permite desarrollar aplicaciones de escritorio en los sistemas operativos en los que está soportado.

1.2.2.- Ventajas de PHP.

- Capacidad de conexión con la mayoría de los manejadores de base de datos que se utilizan en la actualidad, destaca su conectividad con MySQL.
- Leer y manipular datos desde diversas fuentes, incluyendo datos que pueden ingresar los usuarios desde formularios HTML.
- Posee una amplia documentación en su página oficial entre la cual se destaca que todas las funciones del sistema están explicadas y ejemplificadas en un único archivo de ayuda.
- Es libre, por lo que se presenta como una alternativa de fácil acceso para todos.
- Permite crear los formularios para la web.

1.3.- Objetivos.

Los objetivos que se desean alcanzar son los siguientes:

1.3.1.- Objetivo General:

- Crear de un software en el lenguaje PHP que permita calcular los distintos tipos de elementos que conforman las conexiones estructurales, con los métodos de diseño ASD (Allowable Stress Design) y LRFD (Load and Resistance Factor Design)

1.3.2.- Objetivo Especifico:

- Analizar algunos de los diferentes tipos de conexiones utilizados en construcciones de Ingeniería Civil, tanto apernadas (conexión viga columna ,pryng action) como soldadas (conexión viga columna, conexión tipo corte).

1.4.- Metodología.

- Se revisarán y analizarán mediante ejemplos de forma analítica los distintos tipos de conexiones establecidos en el Manual del Instituto Chileno del Acero, utilizando los métodos ASD y LRFD.
- Mediante el uso de algoritmos en el lenguaje PHP (Hypertext pre-processor) que resulten sencillos para la interfaz usuario-pc se pretende crear un software, que con datos básicos como solicitudes, dimensiones y propiedades de los materiales se pueda entregar como resultado la información necesaria para el diseño final de la conexión.

II.- Estado del Arte.

2.1.- Métodos de Diseño para Conexiones.

2.1.1.- Esfuerzos permisibles (ASD)

Un miembro se selecciona de manera que tenga propiedades transversales como área y momento de inercia suficientemente grandes para prevenir que el esfuerzo máximo exceda el esfuerzo permisible. Este esfuerzo permisible estará en el rango elástico del material y será menor que el rango de fluencia F_y . Un valor típico podría ser $0.60F_y$ (Ver figura 1). El esfuerzo permisible se obtiene dividiendo el esfuerzo fluencia un valor F_y o bien por la resistencia última de tensión F_u entre un factor de seguridad. Este enfoque de diseño se llama también diseño elástico o diseño por esfuerzos de trabajo. Los esfuerzos de trabajo son aquellos que resultan de las cargas de trabajo, que son aplicadas. Las cargas se conocen también como cargas de servicio.

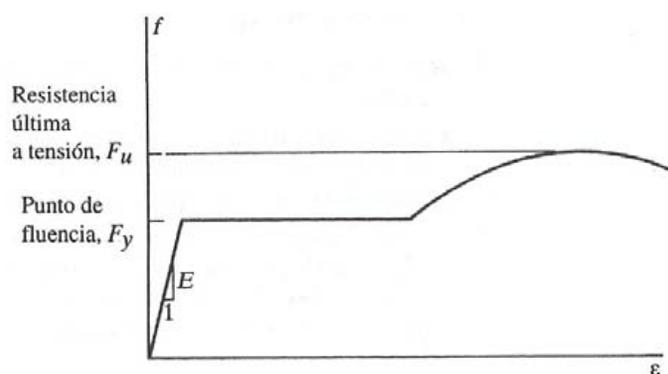


Figura 1: Gráfico deformación versus Resistencia del Acero.

Fuente: SEGUI (2000)

2.1.2.- Diseño por factores de carga y resistencia. (LRFD)

Es similar al diseño plástico en tanto que se considerará la resistencia o la condición de falla. Los factores de carga se aplican a las cargas de servicio y se selecciona un miembro que tenga suficientemente resistencia frente a las cargas factorizadas. Además la resistencia teórica del miembro es reducida por la aplicación de un factor de resistencia. El criterio que debe satisfacerse en la selección del miembro es:

$$Carga\ factorizada \leq resistencia\ factorizada$$

Ecuación 1

Fuente: SEGUI (2000).

En esta expresión, la carga factorizada es realmente la suma de todas las cargas de servicio que resistirá el miembro, cada una multiplicada por su propio factor de seguridad.

Por ejemplo, las cargas muertas tendrán otros factores que son diferentes de aquellos para cargas vivas. La resistencia factorizada es la resistencia teórica multiplicada por un factor de resistencia. La ecuación 1 puede escribirse:

$$\Sigma (\text{cargas} \times \text{factores de carga}) \leq \text{resistencia} \times \text{factores de resistencia}$$

Ecuación 2

Fuente: SEGUI (2000).

La carga factorizada es una carga de falla mayor que la de servicio real total, por lo que los factores de carga son usualmente mayores que la unidad. Sin embargo la resistencia factorizada es una resistencia reducida y el factor de resistencia es usualmente menor que la unidad. Las cargas factorizadas son las que llevan la estructura o al miembro a su estado límite. En términos de seguridad este *estado límite* puede ser fractura, fluencia y la resistencia factorizada es la resistencia útil del miembro, reducida al valor teórico por el factor de resistencia. Según SEGUI (2000).

2.1.3.- Factores de Carga y Resistencia usados en las Especificaciones AISC.

La ecuación 2 puede escribirse como:

$$\Sigma \gamma_i \cdot Q_i \leq \phi \cdot R_n$$

Ecuación 3

Fuente: SEGUI (2000).

donde:

Q_i : Efecto de carga (una fuerza o momento).

γ_i : Factor de carga.

R_n : Resistencia nominal de la componente bajo consideración.

ϕ : Factor de resistencia.

La resistencia factorizada $\phi \cdot R_n$ se llama *resistencia de diseño*. La sumatoria en el lado izquierdo de la ecuación 3 es sobre el número total de cargas (incluidas pero no limitadas a las cargas vivas y muertas), donde cada efecto de carga puede asociarse con un factor de carga diferente. No sólo puede cada efecto de carga tener un factor diferente, sino también que el valor del factor de carga para un efecto de carga particular dependerá de la combinación de las cargas bajo consideración. Las combinaciones de cargas por considerarse se encuentran en el capítulo A "General Provisions", de las especificaciones AISC (1993) como:

$$\begin{aligned}
 &1.4D \\
 &1.2D+1.6L+0.5(L_r \text{ o } S \text{ o } R) \\
 &1.2D+1.6(L_r \text{ o } S \text{ o } R)+0.5(L \text{ o } 0.8W) \\
 &1.2D+1.3W+0.5L+0.5(L_r \text{ o } S \text{ o } R) \\
 &1.2D\pm 1.0E+0.5L+0.2S \\
 &0.9D\pm(1.3W \text{ o } 1.0E)
 \end{aligned}$$

donde:

D : Carga muerta.

L : Carga viva debido al equipo y ocupación.

L_r : Carga viva de techo.

S : Carga de nieve.

R : Carga de lluvia o hielo.

W : Carga de viento.

E : Carga por sismo.

El factor de resistencia ϕ para cada tipo de resistencia está dado por el AISC, Estos valores fluctúan entre 0.75 y 1.0.

El principal objetivo de la especificación LRFD (Load and resistance factor design) es proveer una confiabilidad uniforme a las estructuras bajo varias condiciones de carga. Esta uniformidad no puede ser obtenida con el método de diseño por esfuerzos permisibles ASD (Allowable Stress Design). El método ASD puede ser representado por la igualdad.

$$\Sigma Q_i \leq R_n / F.S$$

Ecuación 4

Fuente: SANCHEZ (1996)

El lado izquierdo es la suma de los efectos de la carga Q_i (por ejemplo fuerzas y momentos). El lado derecho es el esfuerzo nominal o resistencia R_n dividido por un factor de seguridad.

Cuando se divide por una apropiada propiedad de sección (por ejemplo área o módulo de sección), los dos lados de la desigualdad se convierten en esfuerzo calculado y esfuerzo permisible, respectivamente:

ΣQ_i : El máximo valor (valor absoluto) de las combinaciones:

$$\begin{aligned}
 &1.4D \\
 &1.2D+1.6L+0.5(L_r \text{ o } S \text{ o } R) \\
 &1.2D+1.6(L_r \text{ o } S \text{ o } R)+0.5(L \text{ o } 0.8W) \\
 &1.2D+1.3W+0.5L+0.5(L_r \text{ o } S \text{ o } R) \\
 &1.2D\pm 1.0E+0.5L+0.2S \\
 &0.9D\pm(1.3W \text{ o } 1.0E)
 \end{aligned}$$

Ecuación 5: Combinaciones de Carga LRFD.

Fuente: SEGUI (2000).

Donde:

D : Carga muerta.

L : Carga viva debido al equipo y ocupación.

L_r : Carga viva de techo.

S : Carga de nieve.

R : Carga de lluvia o hielo.

W : Carga de viento.

E : Carga por sismo.

ASD, entonces está caracterizado por el uso de cargas de servicio no factoradas en conjunción con un único factor de seguridad aplicado a la resistencia. Debido a la mayor variabilidad y, por lo tanto, impredecibilidad de la carga viva y otras cargas en comparación con la carga muerta, no es posible una uniforme confiabilidad. LRFD, como su nombre lo implica, usa factores separados para cada carga y para la resistencia.

Fue necesario una considerable investigación y experiencia para establecer factores apropiados. Debido a que los diferentes factores reflejan un grado de incertidumbre de diferentes cargas y combinaciones de carga y la exactitud de un esfuerzo predecible, es posible una mayor confiabilidad de este método. Según SANCHEZ (1996).

III.- Conexiones Apernadas.

3.1.- Desarrollo de las Conexiones Apernadas.

La historia nos muestra que el hombre ha buscado incesantemente perfeccionar no sólo las construcciones, sino paralelamente perfeccionar los elementos de conexión adecuados para ellas.

La aparición de las estructuras metálicas a fines del siglo XIX muestra un rápido y eficiente desarrollo de las conexiones remachadas, lo que permite su fabricación en serie.

A pesar de haber sido inventada en 1881, la soldadura al arco recién se consolida como elemento de conexión a mediados del siglo XX, lo que da mas libertad arquitectónica.

Las uniones que se obtienen utilizando pernos de alta resistencia son superiores a las remachadas en rendimiento y economía y son uno de los principales métodos para conectar elementos estructurales de acero.

C. Batho y E.H.Bateman sostuvieron por primera vez en 1934 que los pernos de alta resistencia podrían emplearse satisfactoriamente para el ensamble de estructuras en acero, pero fue hasta en 1947 que se estableció el *Research Council on Riveted and Bolted Structural Joints of the Engineering* (Consejo para la investigación de uniones estructurales remachadas y apernadas). Este grupo publicó sus primeras especificaciones en 1951 y los pernos de alta resistencia fueron aceptados rápidamente por arquitectos e ingenieros de puentes y estructuras sometidas a cargas, tanto estáticas como dinámicas. Estos pernos no solo se convirtieron en el principal tipo de conector de campo sino que se encontró que poseían muchas aplicaciones en conexiones de fábrica. En la construcción del puente Mackinac en Michigan se utilizaron más de un millón de pernos de alta resistencia.

La primera edición editada por el consejo en 1951 permite reemplazar cada remache por un perno de alta resistencia de igual diámetro, y será la edición de 1960 la que en definitiva reconozca la mayor capacidad del perno de alta resistencia con respecto al remache.

Este importante avance, sumado al conocimiento logrado en su comportamiento frente a las mas variadas situaciones y el reconocimiento de métodos de montaje simples, permiten hoy confiar en que una conexión materializada con pernos de alta resistencia es económica, rápida y segura. Según MC CORMAC (1991).

3.2.- Tipos de Conexiones Apernadas.

3.2.1.- Conexiones Centradas en el plano.

Este es un caso particular donde la fuerza sobre los sujetadores de una conexión con una carga centrada se determinan en forma mucho mas directa que la conexión con carga excéntrica. La carga centrada se compone en una directa P , que se hace pasar por el centroide O del grupo de sujetadores. Esta puede estar dentro del plano, tanto eje x como el eje y (P_x o P_y). Como la carga es centrada, no existe ningún momento involucrado, y los pernos quedan sujetos solamente a las fuerzas cortantes involucrados.

3.2.2.- Conexiones Excéntricas en el Plano de Conexión.

La fuerza sobre sujetadores de una conexión con una carga excéntrica se descompone en una directa P , que se hace pasar por el centroide O del grupo de sujetadores, mas un momento puro Pe , donde e es la excentricidad de la carga P con respecto a O . Las cargas sobre cualquier sujetador o perno, debido a la carga directa P y al momento puro Pe , se calculan separadamente y luego se suman vectorialmente.

El calculo se simplifica descomponiendo la carga P en sus componentes x e y , P_x y P_y .

3.2.3.- Formulas Generales de Conexiones Excéntricas.

3.2.3.1.- Fuerzas cortantes, debidas a cargas excéntricas.

Si consideramos la transmisión de un momento puro a través de una conexión a corte como en la figura 2. La carga R en cada sujetador varía tanto en magnitud como en dirección, y la determinación de la distribución real de la carga en ella es casi imposible si se ha de considerar su comportamiento elástico y/o friccional entre las placas. En la práctica se utiliza una solución relativamente simple, la cual supone que las placas son rígidas y los pernos perfectamente elásticos.

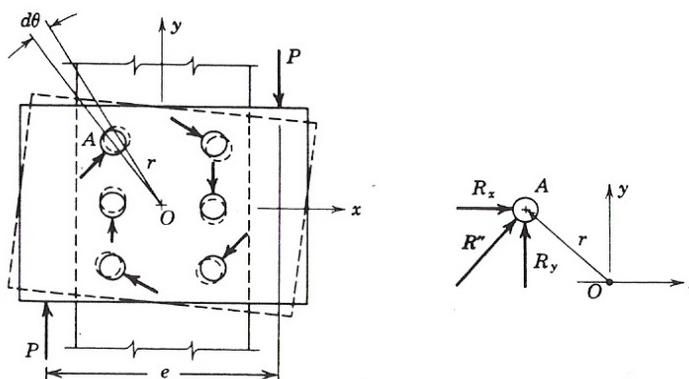


Figura 2: Conexión sujeta a momento.

Fuente: BRESLER *et al* (1970)

Despreciando la fricción entre las placas, el momento aplicado producirá una pequeña rotación relativa $d\theta$ entre ellas, con respecto a un centro O . Suponiendo que las placas sean perfectamente rígidas, todos los pernos tendrán un desplazamiento relativo perpendicular y proporcional a su radio vector r tomado a partir del centro O . Si se supone que los pernos son perfectamente elásticos, los esfuerzos unitarios en cada uno de ellos serán proporcionales a su desplazamiento $rd\theta$ y actuarán en la misma dirección de dicho desplazamiento, esto es, serán perpendiculares a su radio vector. El valor de $d\theta$ es proporcional al momento $M = Pe$, y para cualquier valor particular de M es una constante para todos los pernos de la conexión. De este modo, el esfuerzo cortante unitario $R/A \propto r(d\theta)$, y

$$\frac{R''}{A} = kr \quad \text{y} \quad R'' = krA \quad (3.1)$$

Tomando un par de ejes rectangulares arbitrarios que pasen por O y descomponiendo la carga R'' en sus componentes x e y , tenemos:

$$R_x'' = R'' \left(\frac{y}{r} \right) = krA \left(\frac{y}{r} \right) = kyA \quad (3.2)$$

$$R_y'' = R'' \left(\frac{x}{r} \right) = krA \left(\frac{x}{r} \right) = kxA \quad (3.3)$$

Como estamos considerando un momento puro, la suma de cargas sobre los ejes x e y debe ser igual a cero; de modo que:

$$\sum R_x'' = \sum kyA = 0 \quad \sum yA = 0 \quad (3.4)$$

$$\sum R_y'' = \sum kxA = 0 \quad \sum xA = 0 \quad (3.5)$$

Estas dos ecuaciones sólo pueden satisfacerse si el origen O coincide con el centroide de las áreas de pernos.

Para determinar la constante k , nótese que el momento a transmitir debe ser equilibrado por momentos resistentes en los sujetadores. De la figura 2.

$$\begin{aligned} M &= \sum R'' r = \sum R_x'' y + \sum R_y'' x = \sum (kyA)y + \sum (kxA)x \\ M &= k(\sum Ay^2 + \sum Ax^2) \\ \text{o} \\ k &= \frac{M}{\sum Ay^2 + \sum Ax^2} = \frac{M}{\sum A(x^2 + y^2)} = \frac{M}{\sum Ar^2} \end{aligned} \quad (3.6)$$

Aunque k puede ser calculada como $M / \sum Ar^2$, es generalmente más conveniente calcularla como $M / \sum A(x^2 + y^2)$, especialmente si A es constante para todos los pernos de la conexión.

Una vez obtenido k , podemos escribir a continuación, para cada sujetador:

$$R_x'' = kyA = \frac{M}{\sum A(x^2 + y^2)} yA \quad (3.7)$$

$$R_y'' = kxA = \frac{M}{\sum A(x^2 + y^2)} xA \quad (3.8)$$

Si el área A de los pernos es la misma, entonces:

$$R_x'' = \frac{M}{\sum (x^2 + y^2)} y \quad (3.9)$$

$$R_y'' = \frac{M}{\sum (x^2 + y^2)} x \quad (4.0)$$

R'' se obtiene generalmente como la resultante de R_x'' y R_y'' :

$$R'' = \sqrt{(R_x'')^2 + (R_y'')^2} \quad (4.1)$$

También puede obtenerse R'' directamente, usando el subíndice i para indicar el sujetador individual en particular, como sigue:

$$R_i'' = kr_i A = \frac{M}{\sum Ar^2} r_i A \quad (4.2)$$

Para sujetadores de igual área, la expresión anterior se reduce a:

$$R_i'' = \frac{M}{\sum r^2} r_i \quad (4.3)$$

La cual es independiente del área A de la sección transversal.

Debe señalarse que, aunque la deducción es enteramente lógica en sí, las suposiciones no son necesariamente correctas. La suposición de la placa rígida es incompatible con la suposición de pernos elásticos; y el ignorar la resistencia por fricción está muy lejos de ser exacto. Cuando las cargas son pequeñas, los pernos son elásticos, pero la deformación de la placa es usualmente del mismo orden de magnitud que la de los pernos y no puede ser ignorada; la resistencia por fricción también puede ser un factor muy importante.

Cuando las cargas son grandes, las deformaciones de los pernos están dentro del rango plástico y las deformaciones de la placa se hacen relativamente pequeñas, lo cual parece justificar la suposición de la placa rígida; sin embargo, bajo cargas grandes, el esfuerzo en los pernos ya no es proporcional a su deformación, lo cual anula la suposición de sujetadores elásticos. Así pues, se ve que las dos suposiciones son realmente inconsistentes. Aunque el método no es precisamente correcto, es conveniente y rinde resultados conservadores especialmente cuando los esfuerzos de los sujetadores están dentro del rango plástico. Según BRESLER *et al* (1970).

A continuación se describe el diagrama de flujo utilizado en el programa para el cálculo de este tipo de conexión.

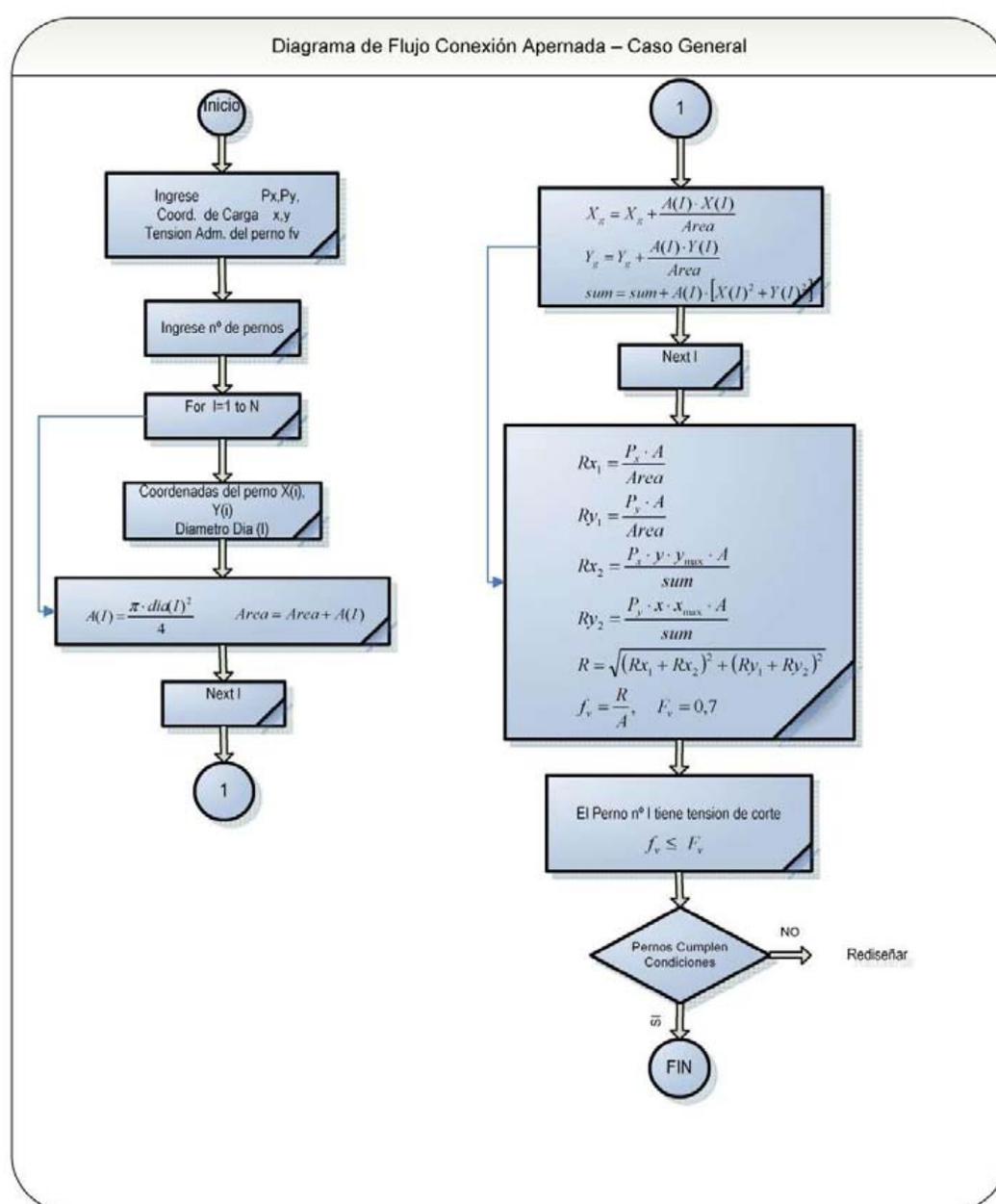


Figura 3: Diagrama Flujo Conexión Apernada Caso General.

Fuente: Elaboración Propia.

4.- Unión de Tensión Directa.

Este tipo de conexiones se llama así debido a que los pernos reciben la carga directamente de la estructura. En el pasado, las uniones apernadas sujetas a cargas de tensión pura se evitaron por los proyectistas hasta donde fue posible. El uso de conexiones de tensión fue forzada, principalmente, por los sistemas de contraventeo en edificios altos. Sin embargo, hay otros lugares donde se han usado, como son las conexiones colgantes para puentes. La figura 13 muestra una conexión de un colgante con una carga de tensión.

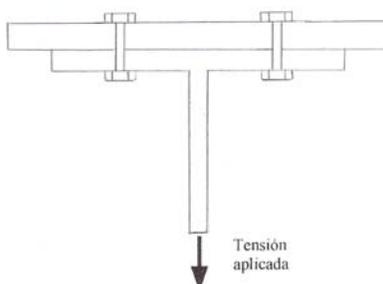


Figura 4: Esquema unión a tensión directa.

Fuente: BRICEÑO (2001)

Los pernos de alta resistencia completamente tensados, no tienen libertad para acortarse, con lo que se producen grandes esfuerzos de tensión en éstos durante su instalación.

Los pernos apretados fuertemente, preesfuerzan contra la tensión las juntas en las cuales se utilizan. Los esfuerzos de tensión en los conectores, comprimen los elementos conectados. Si se aplica una carga de tensión a ésta conexión en la superficie de contacto, no podrá ejercer ninguna carga adicional en los pernos hasta que los elementos comiencen a separarse sometiendo entonces a esfuerzos adicionales a los pernos. Los elementos no pueden separarse hasta que la carga que se aplique sea mayor que la tensión total en los conectores de la unión. Este enunciado significa que la unión está preesforzada contra fuerzas de tensión por un esfuerzo aplicado inicialmente en las espigas de los conectores.

Otro modo de decir esto, es que si se aplica una carga de tensión T a la superficie de contacto, tiende a reducir un poco el espesor de las placas, pero como al mismo tiempo la presión de contacto entre las placas se reducirá y las placas tenderán a dilatarse la misma cantidad, el resultado teórico es que no hay cambio en el espesor de la placa y no hay cambio en la tensión del conector. En ese momento, un incremento T se traducirá en la separación de las placas y después de eso la tensión del conector será igual a T .

Si la carga se aplicara a las superficies externas, habría algún aumento inmediato de la deformación del conector. Este incremento estaría acompañado por una expansión de las placas, aunque la carga no excediera el preesfuerzo, pero el incremento sería muy ligero, porque la carga irá a la placa y conectores en proporción aproximada a sus rigideces.

Puesto que la placa es por mucho la más rígida, recibirá la mayor parte de la carga. Puede desarrollarse una expresión para el alargamiento del perno basada en su área y el área de contacto considerada; se encontrará que si P no es mayor que la tensión del perno, el incremento del esfuerzo estaría en la zona del 10%. Si la carga excede al preesfuerzo, el esfuerzo del perno se elevará apreciablemente.

La resistencia de diseño por tensión admisible de pernos da la siguiente expresión, que es independiente de cualquier fuerza inicial de apriete:

$$T = F_t \cdot A_g \quad (4.4)$$

La siguiente tabla muestra los valores de F_t bastante conservadores, para los diferentes tipos de conectores y sus diferentes diámetros.

Conector	F_t [Ton / cm ²]	Diámetro Nominal (Pulgadas)							
		5/8	3/4	7/8	1	1 1/8	1 1/4	1 3/8	1 1/2
		Área basada en el diámetro nominal (cm ²)							
		1,979	2,85	3,879	5,067	6,413	7,918	9,58	11,401
Perno A 307	1,406	2,78	4,01	5,46	7,12	9,02	11,1	13,5	16
Perno Alta Resistencia ASTM A325	3,094	6,12	8,82	12	15,7	19,8	24,5	29,6	35,3
Perno Alta Resistencia ASTM A490	3,797	7,52	10,8	19,2	19,2	24,4	30,1	36,4	43,3

Tabla 1: Cargas Admisibles a Tracción [ton]

Fuente: AISC (1993).

En esta expresión A_g es el área nominal de la porción sin hilo de un perno o de la porción roscada sin incluir las barras recaladas. Una barra recalada tiene en sus extremos un diámetro mayor que la barra regular y las cuerdas se localizan en esta sección agrandada, de manera que el área en la raíz de la cuerda es mayor que la de la barra regular.

Si se utiliza una barra recalada, la resistencia permisible a la tensión de la porción roscada es igual a $0,33 \cdot F_u$ veces el área de la sección transversal en su mayor diámetro de cuerda. Este valor debe ser mayor que $0,60 \cdot k \cdot F_y$ veces el área nominal de la barra en su sección no recalada.

Otro aspecto por considerar en las conexiones de tensión directa es la acción separadora o “*efecto palanca*”. En la figura 5 se muestra una conexión sujeta a la acción separadora. Si los espesores de las placas son bastante gruesos y rígidos, o tienen placas

atiesadoras como se muestra en la figura 5c, la acción separadora podría ignorarse, pero este no es el caso si los espesores pequeños y las placas son flexibles y sin atiesadores, como se muestra en la figura 5b.

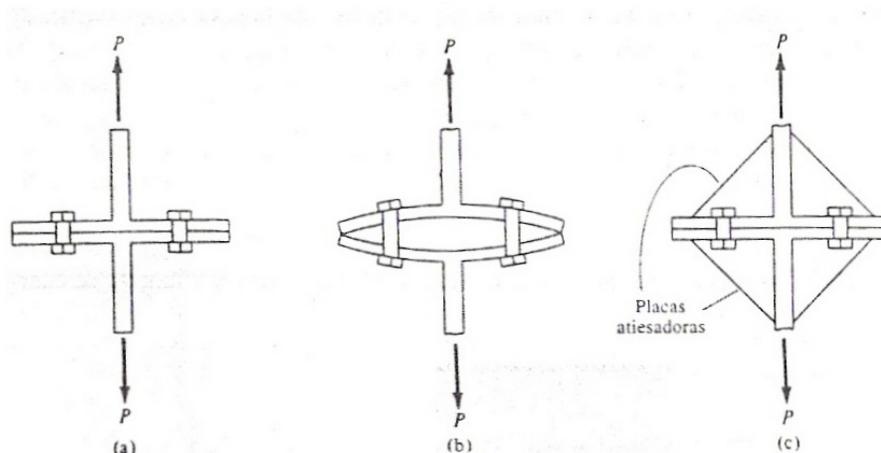


Figura 5: Conexión a tensión sometida a acción separadora.

Fuente: MC CORMAC (1991)

Generalmente es conveniente limitar el número de hileras de pernos en una conexión a tensión porque un gran porcentaje de la carga la soportan las hileras interiores, aún bajo la carga última. En las conexiones sujetas a cargas puras de tensión se debe analizar la posibilidad de la acción separadora y estimar la magnitud de ésta.

La fuerza adicional en los pernos debida a la acción separadora debe sumarse a la fuerza de tensión resultante a las cargas aplicadas. La determinación precisa de las fuerzas de separación es bastante difícil sobre el tema aun no se llevan a cabo investigaciones. Se han desarrollado varias formulas empíricas que representan el comportamiento de la acción separadora, y que dan resultados similares a los ensayos. Se debe tener en claro que lo que se conoce en relación a la acción separadora no es mucho, además que las formulas varían de acuerdo a distintas ediciones año tras año.

Deben utilizarse sólo pernos totalmente tensados en las conexiones en las que las cargas aplicadas someten a los pernos a tensión axial. Esto debe ser así, independientemente de que la conexión sea tipo fricción, de que estén o no sometidos a los pernos a cargas de fatiga o de que exista o no la acción separadora. Si se utilizan pernos con ajuste apretado en cualquiera de estas situaciones, las cargas de tensión empezarían inmediatamente a incrementar la tensión de los pernos.

4.1.- Consideraciones de diseño.

Las conexiones de colgantes y otras conexiones a tensión deben diseñarse para prevenir deformaciones considerables. La parte más importante en tales diseños son placas rígidas. La rigidez es más importante que la resistencia a la flexión. Para lograr esto, la distancia b mostrada en la figura 7 debe hacerse lo mas pequeña posible con un valor mínimo igual al espacio requerido para usar una llave para apretar los pernos.

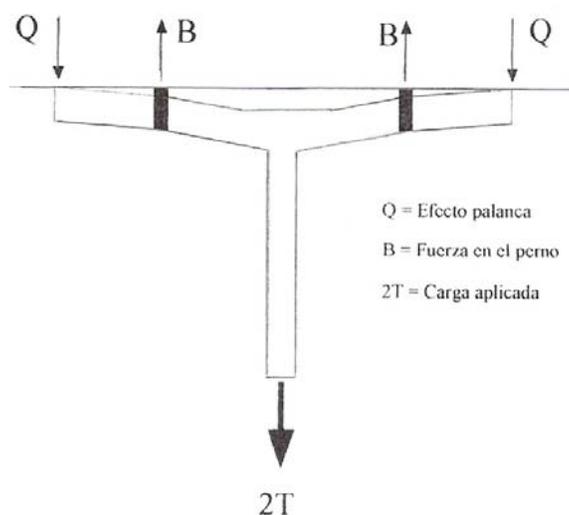


Figura 6: Esfuerzos resultantes sobre perfil de conexión.

Fuente: BRICEÑO (2001)

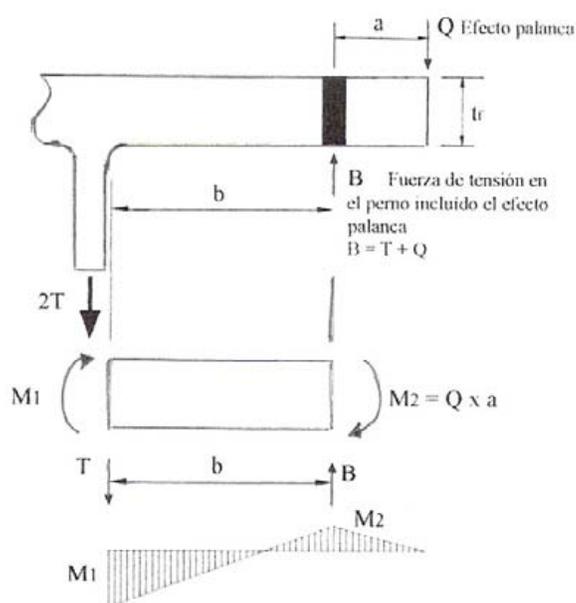


Figura 7: Modelo analítico del efecto palanca.

Fuente: BRICEÑO (2001)

Haciendo un equilibrio de momentos se llega a:

$$M_1 + M_2 - T \cdot b = 0 \quad (4.5)$$

El momento en la sección de volado es:

$$M_2 = Q \cdot a \quad (4.6)$$

y el equilibrio de fuerzas da:

$$T + Q - B = 0 \quad (4.7)$$

Las ecuaciones 4.5 a 4.7 son ecuaciones de equilibrio independientes que se deben cumplir.

El ancho tributario de cada perno es la dimensión a lo largo del ala paralelo al alma o lado tributario de cada perno, esto es:

$$\delta = \frac{\text{ancho neto en la línea de los pernos}}{\text{ancho bruto en la sección crítica cercana a la cara del alma}} \quad (4.8)$$

El momento M_2 puede ser multiplicado y dividido por $\delta \cdot M_1$, sin ningún efecto, y la razón $\frac{M_2}{\delta \cdot M_1}$ se puede

llamar α , así:

$$M_2 = M_2 \cdot \left(\frac{\delta \cdot M_1}{\delta \cdot M_1} \right) = \left(\frac{M_2}{\delta \cdot M_1} \right) \cdot \delta \cdot M_1 = \alpha \cdot \delta \cdot M_1 \quad (4.9)$$

Reemplazando la ecuación 4.9 por M_2 en las ecuaciones 4.5 y 4.7 Se llega a la siguiente expresión para M_1 :

$$M_1 = \frac{T \cdot b}{1 + \alpha \cdot \delta} \quad (5.0)$$

$$M_1 = \frac{Q \cdot a}{\alpha \cdot \delta} \quad (5.1)$$

Eliminando M_1 de las ecuaciones 5.0 y 5.1 y despejando el efecto palanca Q, se tiene:

$$Q = T \cdot \left(\frac{\alpha \cdot \delta}{1 + \alpha \cdot \delta} \right) \cdot \left(\frac{b}{a} \right) \quad (5.2)$$

Sustituyendo 5.2 en la ecuación de equilibrio de fuerzas 4.7 se llega a:

$$\begin{aligned} T + Q - B &= 0 \\ T + T \cdot \left(\frac{\alpha \cdot \delta}{1 + \alpha \cdot \delta} \right) \cdot \left(\frac{b}{a} \right) &= B \\ B &= T \cdot \left[1 + \left(\frac{\alpha \cdot \delta}{1 + \alpha \cdot \delta} \right) \cdot \left(\frac{b}{a} \right) \right] \end{aligned} \quad (5.3)$$

Existen dos requerimientos de diseño que se deben satisfacer

- El esfuerzo de momento del ala debe ser adecuado.
- La fuerza en el perno en tensión debe ser adecuada.

Esfuerzo de momento en el ala del perfil: Los requerimientos del manual AISC son:

$$M_n \geq M_1 \quad (5.4)$$

$$M_n = S \cdot (0,75 \cdot F_y) = \frac{w \cdot t_f^2}{6} \cdot (0,75 \cdot F_y) \quad (5.5)$$

Donde w es la longitud del ala, paralela al alma, tributario a cada perno, y el valor de $0,75 \cdot F_y$ corresponde a la tensión admisible por flexión. Reemplazando las ecuaciones 5.5 y 5.0 en la ecuación 5.4 se llega al requerimiento de diseño para el espesor del ala t_f .

$$t_f \geq \sqrt{\frac{8 \cdot T \cdot b}{w \cdot F_y \cdot (1 + \alpha \cdot \delta)}} \quad (5.6)$$

Fuerza de tensión en el perno: Los requerimientos AISC son:

$$R_t \geq B \quad (5.7)$$

Donde B es la fuerza aplicada sobre un perno, dado por 4.4 La resistencia de diseño de los pernos estructurales en tensión está dado por la tabla 1.

Se ha demostrado que no existe una solución única a las ecuaciones 5.6 y 5.7 es por ello que se hace necesario un procedimiento de prueba para obtener una solución satisfactoria. Uno puede notar que cuando $\alpha = 0$ no existirá el efecto palanca y la curva de flexión será simple; y cuando $\alpha = 1$ existirá un máximo de efecto palanca y habrá curvatura doble.

El modelo antes mencionado y su desarrollo han sido calibrados por una serie de ensayos los que indican que la dimensión b, mostrada en la figura 7, debe ser mayor y la dimensión a menor, en una cantidad igual a la mitad del diámetro del perno. De esta manera a' y b' reemplazan a los valores de a y b, respectivamente. Así, las expresiones quedan:

$$a' = a + \frac{d_\phi}{2} \quad (5.8)$$

$$b' = b - \frac{d_\phi}{2} \quad (5.9)$$

Luego el espesor del ala t_f queda dado por:

$$t_f = \sqrt{\frac{8 \cdot T \cdot b'}{w \cdot F_y \cdot (1 + \alpha \cdot \delta)}} \quad (6.0)$$

Donde:

$$- \alpha = (0 \leq \alpha \leq 1,0) = \frac{M_2}{\delta \cdot M_1}$$

- δ = Razón de área neta en la línea del perno (donde actúa M_2) con el área bruta (donde actúa M_1)

$$\delta = \frac{w - d_\phi}{w}$$

La tensión de diseño del perno está dada por:

$$F_t \geq T \cdot \left[1 + \frac{\alpha \cdot \delta}{1 + \alpha \cdot \delta} \cdot \left(\frac{b'}{a'} \right) \right] \quad (6.1)$$

Un procedimiento para la determinación de la fuerzas del efecto palanca, basados en la investigaciones reportadas en la *Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints* (Guía de los criterios de diseño para juntas atornilladas y remachadas) (Kulak, Fisher y Struik 1987). El método de diseño LRFD usa expresiones similares, las ecuaciones que siguen se obtuvieron de las condiciones de equilibrio con base en los diagramas de cuerpo libre en la figura 8. De la suma de momentos respecto a b-b en la figura 8b.

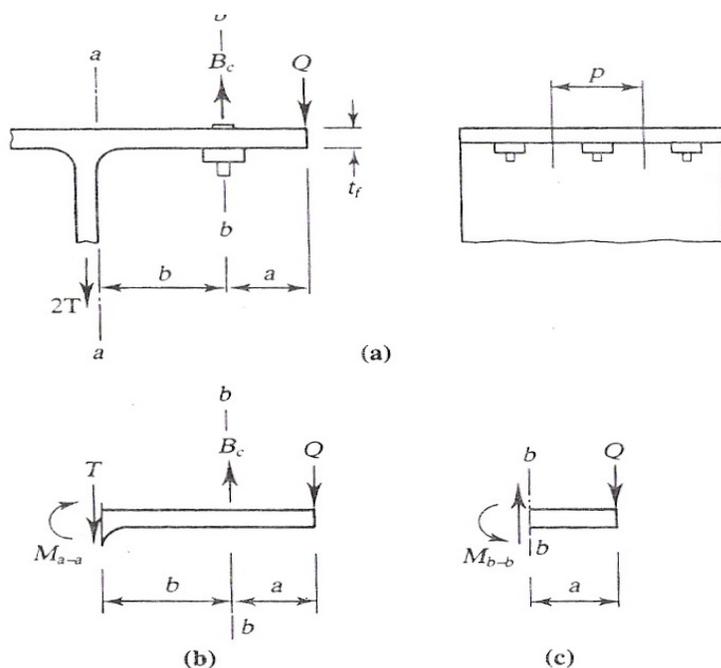


Figura 8: Esquema de efecto palanca.

Fuente: SEGUI (2000).

$$T \cdot b - M_{a-a} = Q \cdot a \quad (6.2)$$

De la figura 8b.

$$M_{b-b} = Q \cdot a \quad (6.3)$$

Finalmente por equilibrio de fuerzas se obtiene que:

$$B_c = T + Q \quad (6.4)$$

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

$$\alpha = \frac{M_{b-b} / (p - d')}{M_{a-a} / p} = \frac{M_{b-b}}{M_{a-a}} \left[\frac{1}{1 - (d' / p)} \right] = \frac{M_{b-b}}{\delta \cdot M_{a-a}} \quad (6.5)$$

Donde:

p : Longitud del patín tributario para un perno (Ver figura 8a)

d' : Diámetro del agujero del perno.

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

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

La evaluación numérica de α requiere el uso de otra ecuación que desarrollaremos a continuación, con esta notación podemos combinar las ecuaciones 6.2 a 6.4 para obtener la fuerza B_c en el perno:

$$B_c = T \left[1 + \frac{\delta \alpha}{(1 + \delta \alpha)} \cdot \frac{b}{a} \right] \quad (6.6)$$

A este nivel de carga, las deformaciones son tan grandes que la resultante de los esfuerzos de tensión en el perno no coincide con el eje del mismo. En consecuencia, la fuerza en el perno prevista o dada por la ecuación 6.6 es conservadora y no concuerda bien con los resultados de las pruebas. Una mejor concordancia se obtiene si la fuerza B_c se desplaza hacia el alma una cantidad $d/2$ donde d es el diámetro del perno. Los valores modificados de b y a son por lo tanto definidos como:

$$b' = b - \frac{a}{2} \quad \text{y} \quad a' = a + \frac{d}{2} \quad (6.7)$$

Con esta modificación, podemos escribir la ecuación 6.6 como:

$$B_c = T \left[1 + \frac{\delta \alpha}{(1 + \delta \alpha)} \cdot \frac{b'}{a'} \right] \quad (6.8)$$

Podemos evaluar α con la ecuación 6.8 al hacer la fuerza B_c en el perno igual a la resistencia de diseño por tensión del perno, que denotamos B . Al realizarlo así resulta:

$$\alpha = \frac{\left[\frac{B}{T} - 1 \right] \left(\frac{a'}{b'} \right)}{\delta \left[1 - \left[\frac{B}{T} - 1 \right] \left(\frac{a'}{b'} \right) \right]} \quad (6.9)$$

Dos estados límites son posibles: falla por tensión en los pernos y falla por flexión en la T. Se supone que la falla en el perfil T ocurre cuando se forman articulaciones plásticas en la sección a-a o cara del alma de la T y en la sección b-b, o línea de pernos, creándose así un mecanismo de viga. El momento en cada una de esas localidades será igual a M_p .

Si el valor absoluto de α obtenido en la ecuación 6.9 es menor que 1,0, el momento obtenido en la línea de pernos es menor que el momento en la cara del alma, indicando que el mecanismo de viga no se ha formado y

que el estado límite gobernante será la falla por tensión del tornillo. La fuerza B_c en el tornillo en este caso será igual a la resistencia de diseño B .

Si el valor absoluto de α es igual o mayor que 1,0 se habrán formado articulaciones plásticas en a-a y b-b, y el estado límite será falla por flexión del patín en la sección T. Como los momentos en esas dos localidades están limitados al valor del momento plástico M_p , α debe hacerse igual a 1,0.

Las tres ecuaciones de equilibrio 6.2 a 6.4 pueden combinarse en una sola ecuación para determinar el espesor t_f requerido del ala. De las ecuaciones 6.2 y 6.4. Podemos escribir:

$$T \cdot b' - M_{a-a} = M_{b-b} \quad (7.0)$$

Donde b' ha sido sustituido por b . De la ecuación 7.0.

$$T \cdot b' - M_{a-a} = \delta\alpha M_{a-a} \quad (7.1)$$

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

$$M_{a-a} = \phi_b M_p = \phi_b \cdot \frac{p t_f^2 F_y}{4} \quad (7.2)$$

Donde t_f es el espesor requerido para el alma. Al sustituir en la ecuación 7.1 obtenemos:

$$t_f = \sqrt{\frac{4 \cdot T \cdot b'}{\phi_b \cdot p \cdot F_y (1 + \delta\alpha)}} \quad (7.3)$$

Con $\phi_b = 0,90$

$$t_f \text{ requerido} = \sqrt{\frac{4,444 \cdot T \cdot b'}{p \cdot F_y (1 + \delta\alpha)}} \quad (7.4)$$

El diseño de conexiones sometidas al efecto palanca es esencialmente un proceso de tanteos. Al seleccionar el tamaño o el número de pernos, debemos dejar margen para el efecto de la fuerza de apalancamiento. La selección del espesor del alma del perfil T, es más difícil, ya que este es función del perno seleccionado y de las dimensiones del perfil T.

Si el espesor real del patín es diferente del valor requerido, los valores reales de α y B_c serán diferentes de los previamente calculados. Si se quiere conocer la fuerza real en los pernos, que incluye la fuerza del efecto palanca, α tendrá que ser recalculada como sigue. Primero combinar las ecuaciones 5.2 y 5.3 al usar b' en vez de b .

$$M_{b-b} = T \cdot b' - M_{a-a} \quad (7.5)$$

De la ecuación 5.7

$$\begin{aligned} M_{b-b} &= T \cdot b' - M_{a-a} \\ \alpha &= \frac{M_{b-b}}{\delta M_{a-a}} \\ &= \frac{T \cdot b' - M_{a-a}}{\delta M_{a-a}} = \frac{(T \cdot b')}{\delta M_{a-a}} - 1 \end{aligned} \quad (7.6)$$

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

$$M_{a-a} = \phi_b M_p = 0,90 \cdot \left[\frac{p t_f^2 F_y}{4} \right] \quad (7.7)$$

Entonces,

$$\alpha = \frac{T \cdot b'}{\left(\frac{0,90 p t_f^2 F_y}{4} \right) / \delta} = \frac{1}{\delta} \left(\frac{4,444 T \cdot b'}{p t_f^2 F_y} - 1 \right) \quad (7.8)$$

La fuerza total B_c en el tornillo se puede calcular con la ecuación 5.7. Según SEGUI (2000)

A continuación se describen los diagramas de flujo utilizados en el programa.

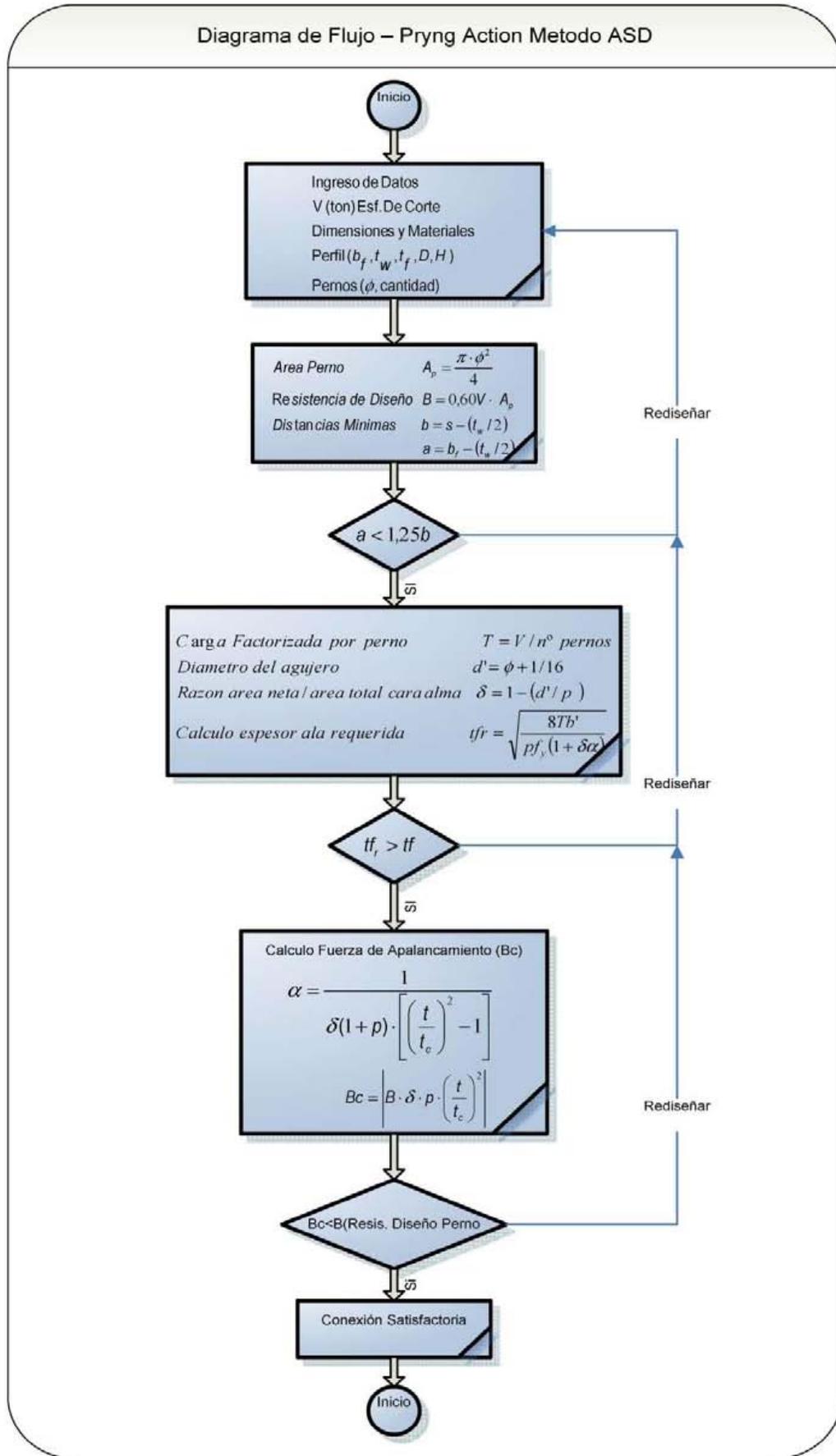


Figura 9: Diagrama de Flujo Pryng Action Método ASD.

Fuente: Elaboración Propia.

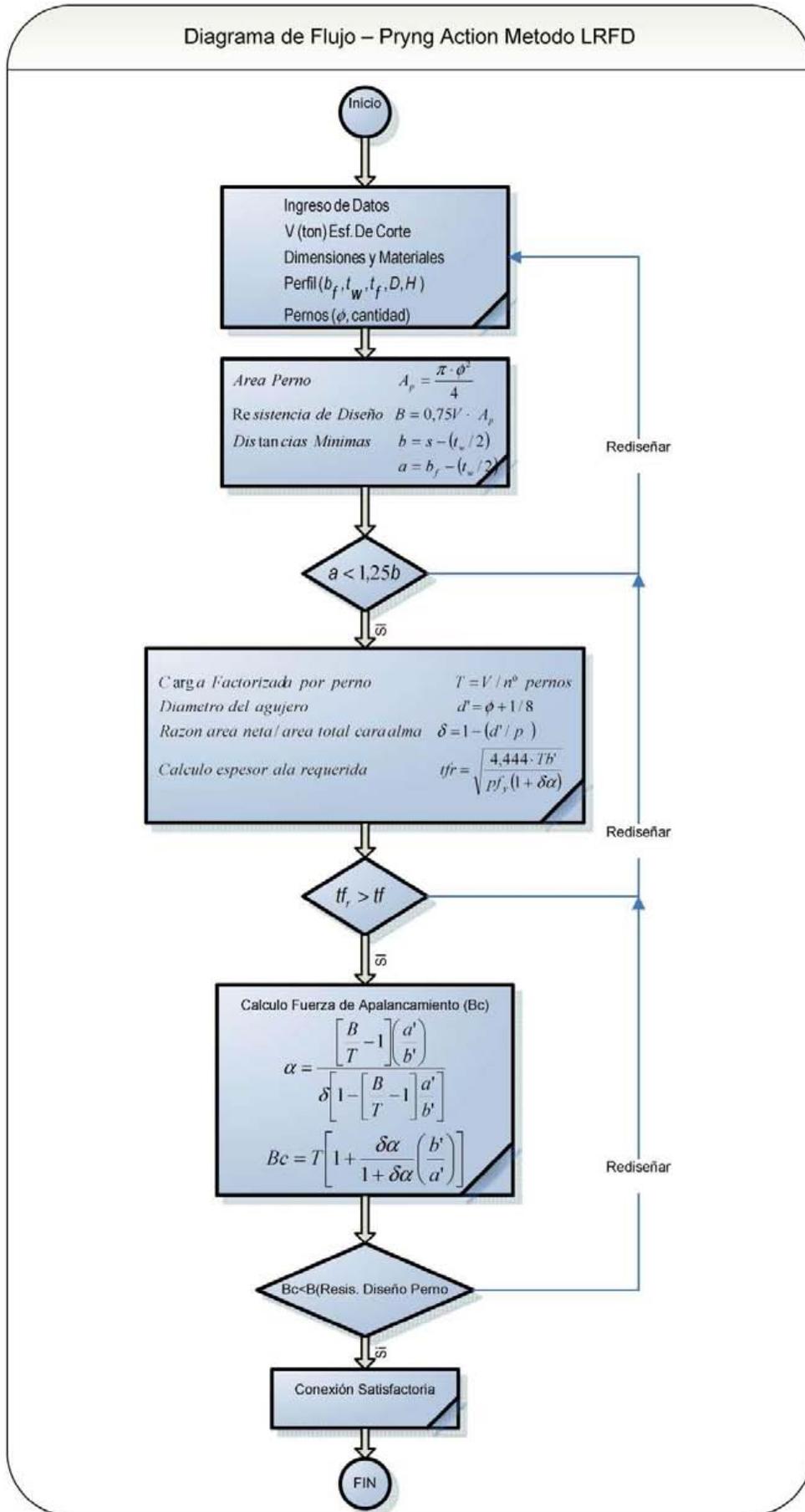


Figura 10: Diagrama de Flujo Pryng Action Método LRFD.

Fuente: Elaboración Propia.

5.- Conexión Viga Columna.

Este tipo de conexiones, se produce en edificios de gran envergadura son conocidos como “nudos rígidos”, la figura 11 ilustra este tipo de conexión.

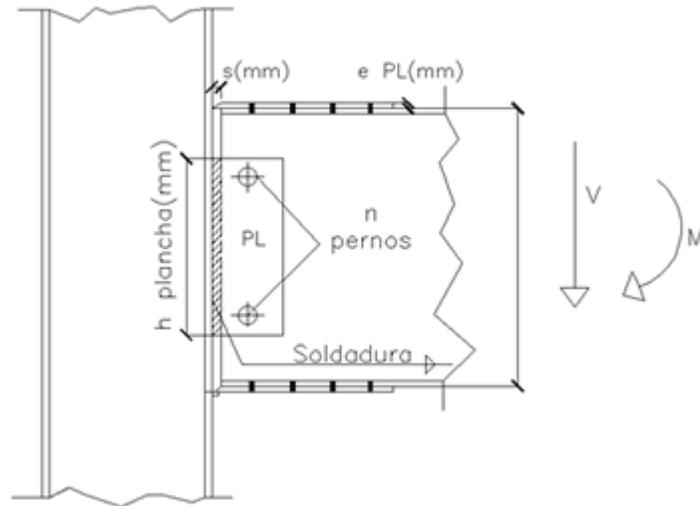


Figura 11: Conexión Viga Columna.

Fuente: Elaboración Propia.

Por efecto del Esfuerzo de Corte V , se analiza en el alma de la viga dicho esfuerzo considerando tensiones admisibles, el esfuerzo de corte solicitante sería:

$\tau = \frac{V}{A_{alma}}$, el cual debería ser menor al esfuerzo solicitante $\tau = 0,4\sigma_y$, de caso contrario se debería rediseñar la conexión.

Por efecto del Momento M , se analiza a flexión las planchas superiores e inferiores

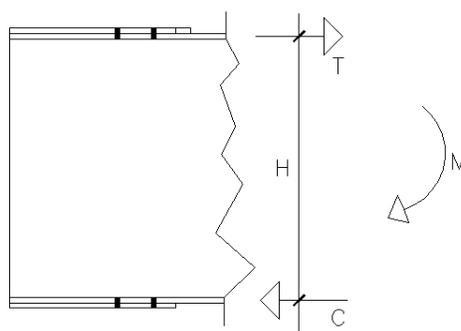


Figura 12: Análisis Plancha Superior e Inferior.

Fuente: Elaboración Propia.

El esfuerzo admisible en la sección bruta viene dado por $F_t = 0,6\sigma_y$

El esfuerzo admisible en la sección Neta viene dado por $F_t = 0,5\sigma_y$

La Sollicitación producto del Momento M , que generará el esfuerzo admisible en la sección bruta, se puede visualizar en la figura 12 viene dado por la relación.

$$f_t = \frac{T}{A} \quad (A = \text{area plancha}) \quad (7.9)$$

$$M = T \cdot H \Rightarrow T = \frac{M}{H}$$

Luego si $f_t < F_t$, la conexión sigue siendo satisfactoria de lo contrario se debe rediseñar.

El análisis en la sección Neta se realiza suponiendo una posible línea de falla en la plancha, la falla mas común se aprecia en la figura 13.

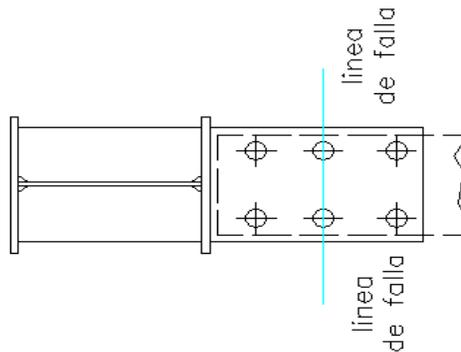


Figura 13: Falla en Sección Neta.

Fuente: Elaboración Propia.

Se chequea a través de la formula empírica:

$$A_n = \left(B - \Sigma D + \frac{\Sigma g_L^2}{4g_t} \right) e \leq 0,85A \quad (8.0)$$

A : Área total bruta.

B : Ancho Total de la Sección Transversal.

ΣD : Suma de los diámetros de los agujeros ubicados en la falla de estudio $[D + 1,6mm]$ para ASD.

g_L, g_t : Separación longitudinal (poro) y transversal (granel) con respecto a la dirección de la fuerza entre dos equipos consecutivos en la línea de falla (Si existe un perno $g_t = B$)

Luego si se verifica que $f_t' < F_t'$, la conexión sigue siendo satisfactoria de lo contrario se debe rediseñar.

El análisis de la capacidad de corte en los pernos para las Planchas Superior e Inferior se realiza con la expresión $R = \frac{T}{N}$, donde:

T : M / H

N : Numero de Pernos.

Si R es menor que la fuerza admisible de los pernos la conexión es satisfactoria.

El análisis por Corte en la plancha del alma se realiza con la expresión. $R = \frac{V}{N}$, donde:

V : Esfuerzo de Corte.

N : Numero de Pernos en Plancha del Alma.

Si $R = \frac{V}{N} < F_{za}$ admisible de corte en pernos, la conexión sigue siendo satisfactoria, de lo contrario habría que rediseñar.

Finalmente, la Plancha del alma posee un cordón de soldadura, el cual el programa calcula, haciendo uso de la relación, suponiendo que la viga es un perfil Doble T.

$$a = \frac{V}{\sigma_{adm}^{sol} \cdot 0,707 \cdot 2L} \quad (8.1)$$

donde:

σ_{adm}^{sol} : Es la capacidad admisible de la soldadura $1,0 [ton / cm^2]$

L : Largo de la plancha del alma (mm)

Cabe señalar que para la obtención del espesor del cordón, se deben haber verificado todas las condiciones anteriores, el algoritmo no llegara a esta etapa si en algunos de los cálculos anteriores se debe rediseñar.

El Método de diseño LRFD, utiliza formulas bastante, variando la ponderación de algunos factores, como:

El esfuerzo admisible en la sección bruta viene dado por $F_t = 0,7\sigma_y$ (8.2)

El esfuerzo admisible en la sección Neta viene dado por $F_t = 0,65\sigma_y$ (8.3)

La Sollicitación producto del Momento M , que generará el esfuerzo admisible en la sección bruta, se puede visualizar en la figura 14 viene dado por la relación.

$$f_t = \frac{T}{A} \quad (A = \text{area plancha}) \quad (8.4)$$

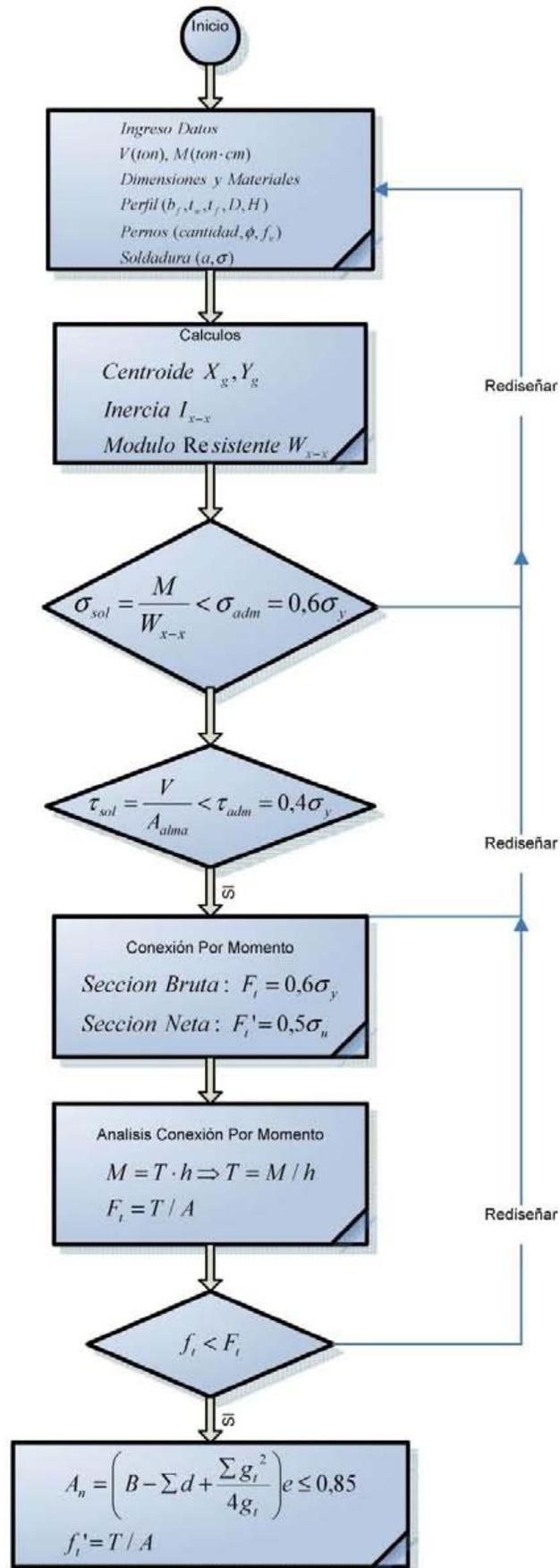
$$M = T \cdot H \Rightarrow T = \frac{M}{D}$$

El método LRFD no considera el espesor de las alas a diferencia del método ASD, que considera H como la altura total de la viga.

El calculo del cordón de soldadura, depende del tipo de electrodo usado, el cual posee un factor. La expresión que determina el espesor en este método viene dada por:

$$a = \frac{V}{f_y \cdot elec \cdot 2L} \quad (8.5)$$

Diagrama de Flujo – Conexión Viga Columna Apertada Metodo ASD



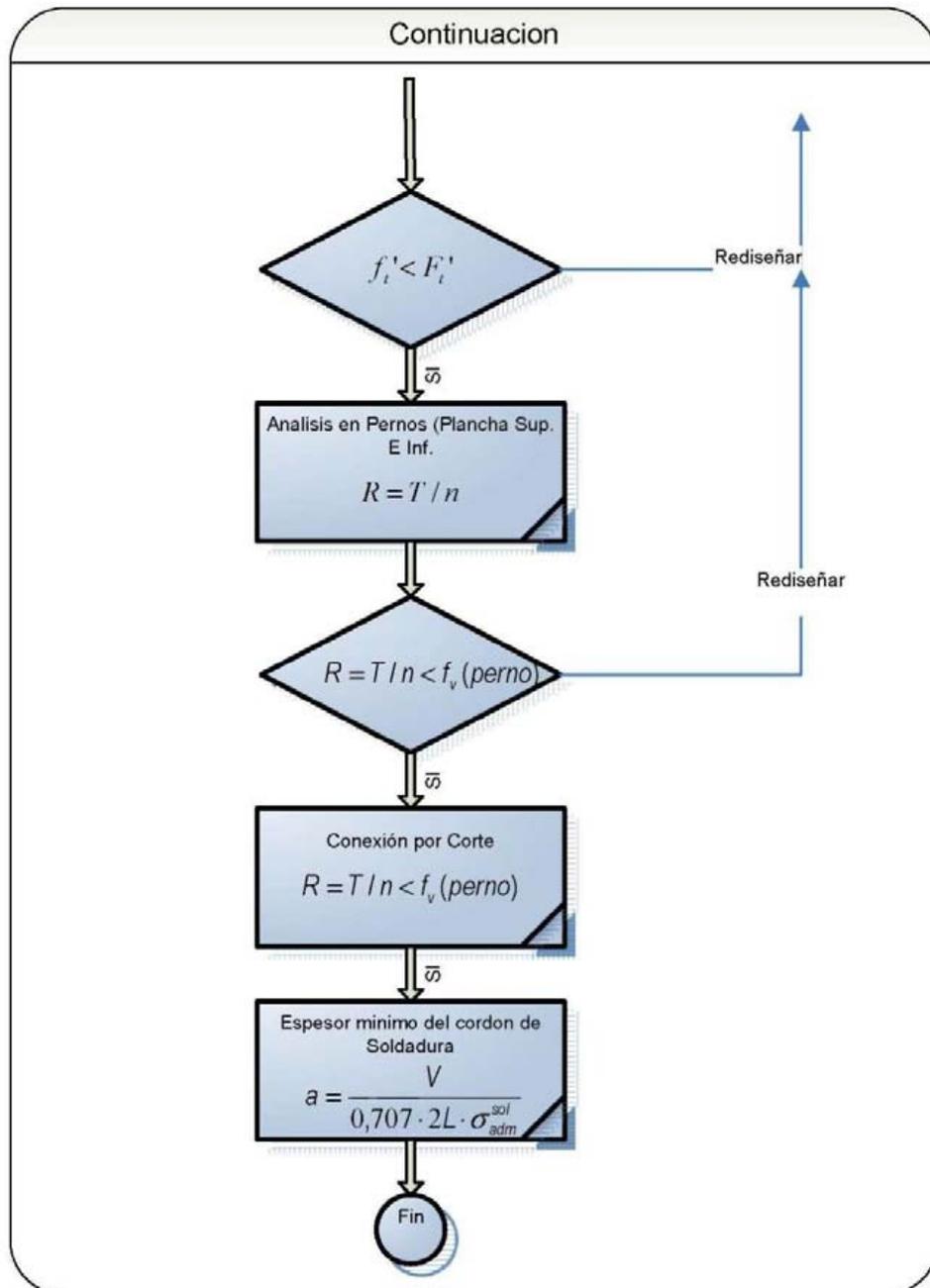
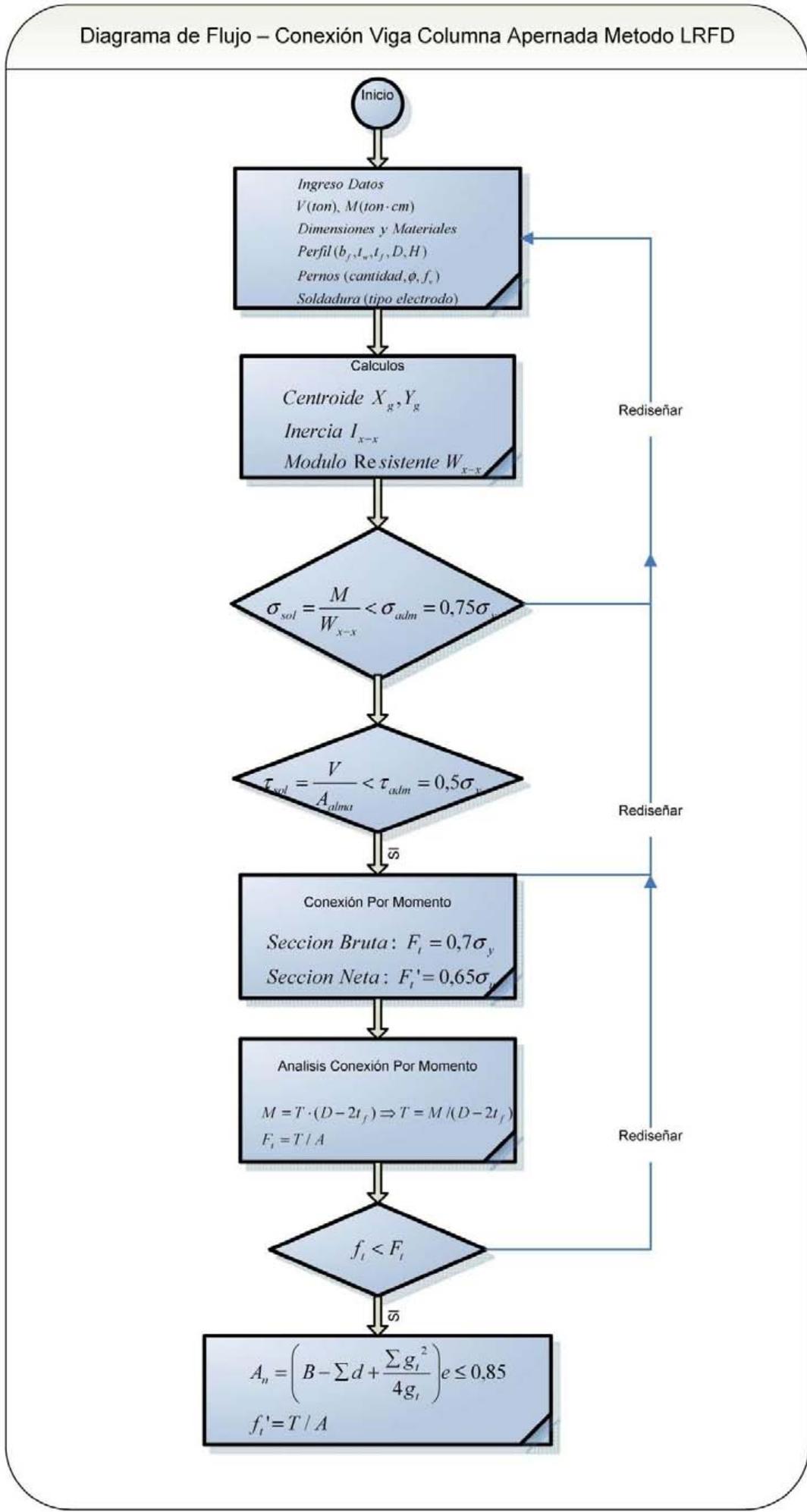


Figura 14: Diagrama de Flujo Conexión Viga Columna Apernada.

Fuente: Elaboración Propia.

Diagrama de Flujo – Conexión Viga Columna Apernada Metodo LRFD



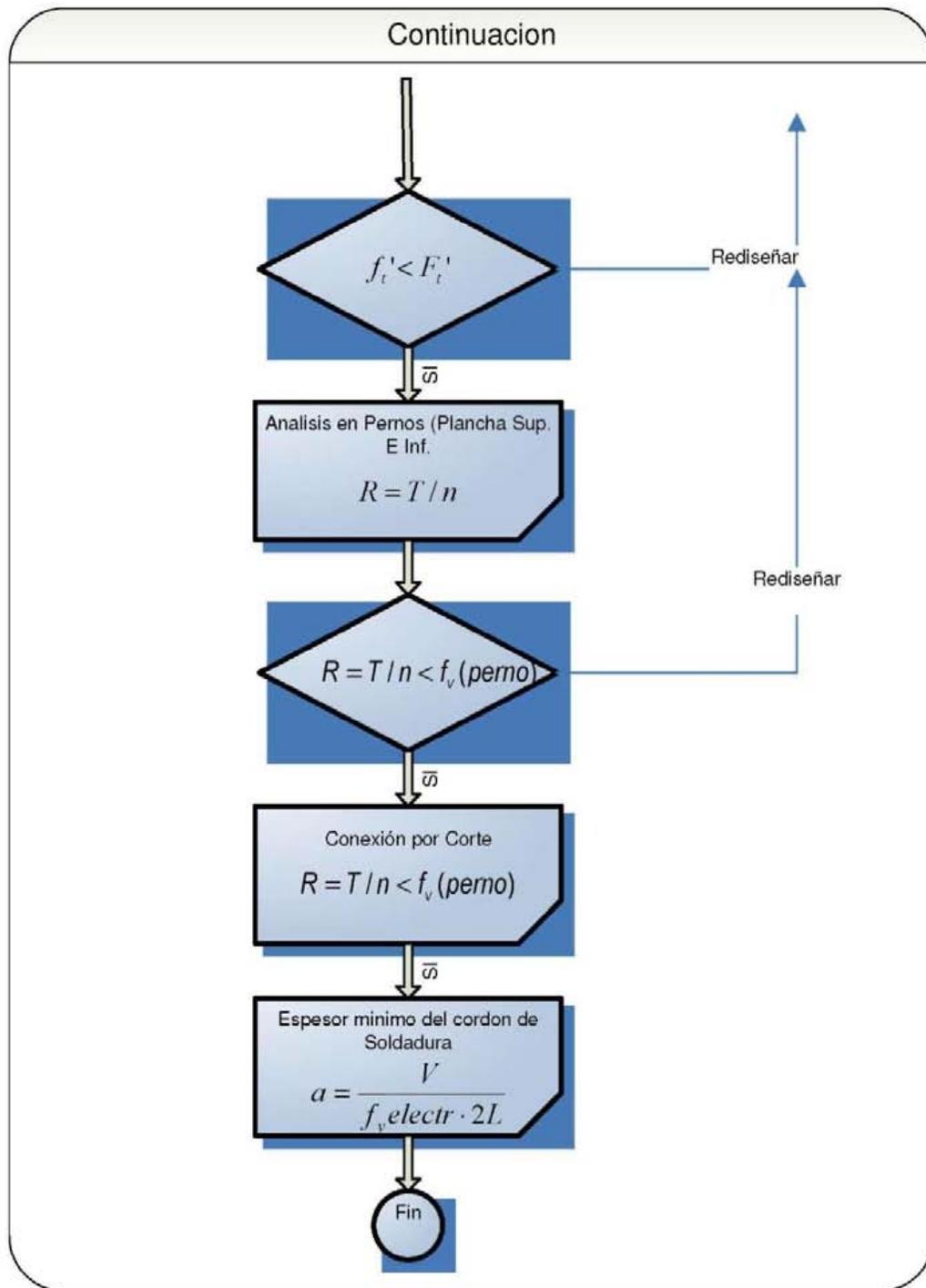


Figura 15: Diagrama de Flujo Conexión Viga Columna Apornada. Método LRFD.

Fuente: Elaboración Propia.

Capítulo IV. Conexiones Soldadas.

6.1.- Desarrollo Histórico de las conexiones soldadas.

Los primeros desarrollos de la soldadura se remontan hasta 1881; la primera patente (en los EE.UU) cubriendo un proceso de arco metálico para soldadura fue otorgada en 1889 a Charles Coffin, de Detroit. Durante la Primera Guerra Mundial sobrevino un rápido desarrollo del proceso al necesitarse reparaciones rápidas del armamento. Después de la guerra, vinieron técnicas y equipos nuevos a un paso acelerado y se estableció firmemente la aceptación de la soldadura como un método para hacer conexiones. Las primeras aplicaciones se hicieron en taller, bajo condiciones controladas y, al obtenerse una mayor experiencia, se aplicó el método en el campo con los mismos buenos resultados.

Actualmente no es raro ver soldaduras de campo para vigas continuas o para edificios de 50 o más pisos. Con un diseño adecuado, una elección correcta del material y de la técnica de soldadura y una buena mano de obra, el uso de la soldadura puede proporcionar conexiones confiables y económicas. Las principales ventajas de las estructuras soldadas son lo compacto de las conexiones, la economía del material, y la reducción del manejo de las piezas durante su fabricación en taller. Según BRESLER *et al* (1970).

6.2 Soldadura de Filete.

El diseño y análisis de la soldadura de filete se basa en la suposición de que la sección transversal de la soldadura en un ángulo de 45° , como se muestra en la figura 16.

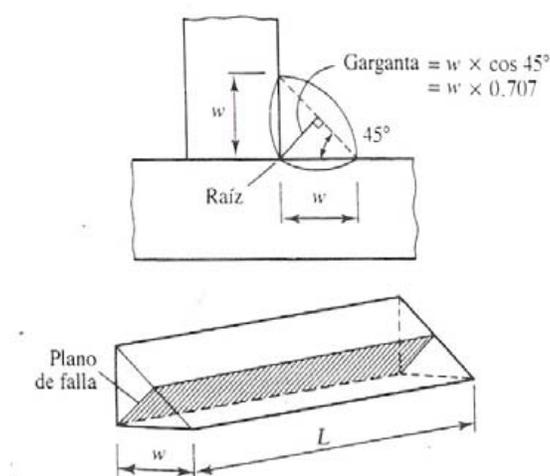


Figura 16: Esquema análisis soldadura de filete.

Fuente: SEGUI (2000).

Cualquier refuerzo (material agregado fuera de la hipotenusa del triángulo) o penetración son despreciados. El tamaño de un filete de soldadura se denota por w y es la longitud de uno de los dos lados iguales de esta sección transversal idealizada. Los tamaños estándar de las soldaduras se especifican en incrementos de $1/16$ de pulgada. Aunque una longitud de soldadura puede cargarse en cualquier dirección en cortante, compresión o tracción, un filete en soldadura es más débil en cortante y siempre se supone que falla de esta manera. Específicamente, se supone que la falla ocurre por cortante sobre un plano a través de la garganta de la soldadura. Para las soldaduras de filetes hechas con el proceso de arco metálico protegido, la garganta es la distancia perpendicular desde la esquina o raíz de la soldadura a la hipotenusa y es igual a $0,707$ veces el tamaño de la soldadura (el espesor efectivo de la garganta para una soldadura hecha en el proceso de arco sumergido es mayor). Entonces la longitud L dada de la soldadura sometida a una carga P , el esfuerzo cortante crítico es:

$$f_v = \frac{P}{0,707 \cdot w \cdot L} \quad (8.5)$$

Donde w es el tamaño de la soldadura.

Si se emplea esta ecuación el esfuerzo cortante último de la soldadura, F_w , la capacidad nominal de carga de la soldadura puede escribirse como:

$$R_n = 0,707 \cdot w \cdot L \cdot F_w \quad (8.6)$$

Y la resistencia nominal de diseño es:

$$\phi \cdot R_n = 0,707 \cdot w \cdot L \cdot \phi F_w \quad (8.7)$$

La resistencia de filete de una soldadura depende del material de aportación usado, es decir está en función del tipo de electrodo. La resistencia del electrodo se define como su resistencia última en tensión, con resistencias de 60, 70, 80, 90, 100, 110, 120kips por pulgada cuadrada disponible para el proceso de soldadura por arco metálico protegido. La notación estándar para especificar un electrodo es la letra E seguida por tres dígitos que indican la tensión en kips por pulgada cuadrada y por dos dígitos que especifican el tipo de recubrimiento. Como la resistencia es la propiedad de interés principal para el ingeniero, los dos últimos dígitos son por lo regular, representados por XX y una designación típica sería $E70XX$ o $E70$, al indicar un electrodo con una resistencia última en tracción de 70ksi. Los electrodos deben seleccionarse de manera que concuerden con el metal base. Para los grados de acero más utilizados, sólo dos electrodos tienen que ser considerados:

- Emplee electrodos $E70XX$ con aceros que tengan un esfuerzo de fluencia menor que 60ksi.
- Emplee electrodos $E80XX$ con aceros que tengan un esfuerzo de fluencia de 60 ó 65ksi.

La notación para designar a los electrodos y a todas las formas de las especificaciones AISC que tratan con soldaduras han sido tomadas del *Structural Welding Code* de la American Welding Society (AWS, 1996). Los temas que no son tratados en las Especificaciones AISC pueden hallarse en el código AWS.

Las resistencias de diseño de las soldaduras están dadas en la tabla 3. El esfuerzo de corte último F_w en un filete de soldadura es 0,6 veces la resistencia por tensión del metal de aportación, denotado por FE_{xx} . Por tanto, el esfuerzo de diseño es ϕF_w , donde $\phi = 0,75$ y $F_w = 0,60FE_{xx}$. Para los dos electrodos usuales, las resistencias (los esfuerzos) de diseño son los siguientes:

$$E70XX : \phi \cdot F_w = 0,75[0,60 \cdot (70)] = 31,5ksi$$

$$E80XX : \phi \cdot F_w = 0,75[0,60 \cdot (80)] = 36ksi$$

Un requisito adicional es que el cortante por carga factorizada sobre el metal base no deba generar un esfuerzo en exceso de ϕF_{BM} , donde F_{BM} es la resistencia nominal por cortante del material conectado. La carga factorizada sobre la conexión está entonces sujeta a un límite de:

$$\phi R_n = \phi F_{BM} \cdot \text{area del metal base sometida a corte} \quad (8.8)$$

La sección J.5 del AISC sobre “Elementos Conectados”, da la resistencia por fluencia cortante como ϕR_n , donde:

$$\begin{aligned}\phi &= 0,90 \\ R_n &= 0,60 \cdot A_g \cdot F_y\end{aligned}\quad (8.9)$$

Y A_g es el área sometida a cortante, La resistencia por cortante del metal base, puede, por lo tanto, tomarse como:

$$\phi F_{BM} = 0,90 \cdot (0,60 F_y) = 0,54 F_y \quad (9.0)$$

En consecuencia cuando la carga está en la misma dirección que el eje de la soldadura, el metal base debe también investigarse al utilizarse la relación dada por la ecuación 8.8. Este requisito puede explicarse al examinar la conexión de la mensula mostrada en la figura 17. Suponga que la carga está lo suficientemente cerca del extremo de la soldadura, de manera que cualquier excentricidad sea despreciable. Si las dos soldaduras son del mismo tamaño, la resistencia de diseño de cada soldadura por pulgada de longitud puede expresarse con la ecuación 8.9 como:

$$0,707 \cdot w \cdot \phi F_w \quad (9.0)$$

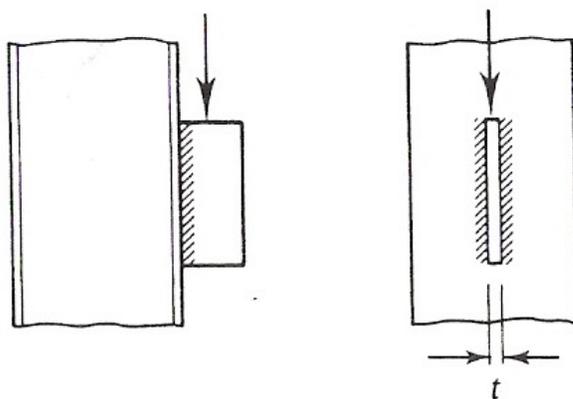


Figura 17: Esquema con carga cercana al extremo.

Fuente: SEGUI (2000).

Mientras que, según la ecuación 8.8, la capacidad de la placa de la mensula en cortante por unidad de longitud es:

$$t \cdot \phi F_{BM} \quad (9.1)$$

Es claro que no puede ser tomada por la soldadura una carga mayor que la que se puede tomar el metal base (la mensula en este caso). Esta investigación debe siempre hacerse cuando el metal base está sometido a cortante.

En la mayoría de los problemas de las conexiones soldadas, sean éstos de análisis o de diseño, es conveniente trabajar con la resistencia por longitud unitaria de soldadura, que será la resistencia de la soldadura misma o la resistencia del metal base, la que sea mas pequeña.

El Método ASD, se basa en suposiciones bastante similares, utilizando la figura 18 tenemos que:

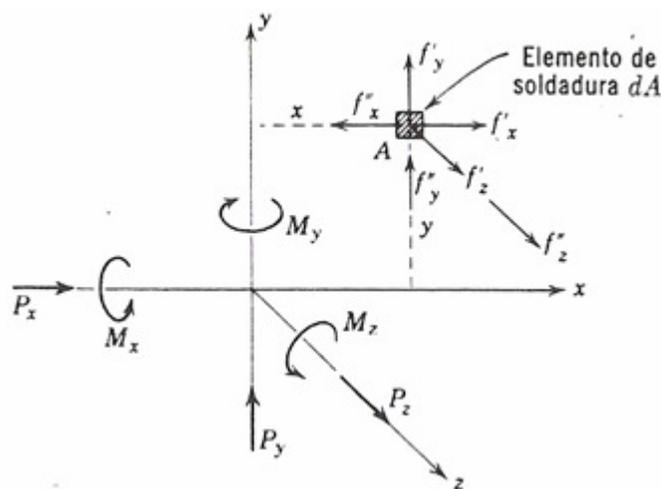


Figura 18: Elemento de Soldadura dA .

Fuente: BRESLER et al (1970)

El esfuerzo en la soldadura debido a una sola componente de carga puede calcularse en cualquier punto de la conexión, por medio de las siguientes formulas generales.

$$f'_x = \frac{P_x}{L}, \quad f'_y = \frac{P_y}{L}, \quad f'_z = \frac{P_z}{L} \quad (9.2)$$

Debido a los momentos M_x, M_y, M_z

$$f''_x = \frac{M_z \cdot y}{I_z}, \quad f''_y = \frac{M_z \cdot x}{I_z}, \quad f''_z = \frac{M_x \cdot y}{I_x} + \frac{M_y \cdot x}{I_y} \quad (9.3)$$

Donde:

P_x, P_y, P_z : son las cargas actuantes en el centroide de la conexión con respecto a los ejes x, y, z respectivamente.

L : Es la sección total de la unión soldada, en términos de elemento lineal, es la longitud total de cordones involucrados.

M_x, M_y, M_z : Son los momentos actuantes en el centroide de la conexión con respecto los ejes x, y, z respectivamente.

x, y, z : Son las coordenadas del elemento de soldadura con respecto al centroide de la unión soldada.

I_x, I_y, I_z : Son los momentos de inercias de la unión soldada con respecto a su centroide.

6.3.- Propiedades generales de la conexión Soldada.

$$\begin{aligned}
 L &= \sum_{i=1}^n L_i \\
 I_x &= \sum_{i=1}^n \left[I_{0x_i} + L_i \bar{y}^2 \right] \\
 I_y &= \sum_{i=1}^n \left[I_{0y_i} + L_i \bar{x}^2 \right] \\
 I_z &= I_x + I_y
 \end{aligned} \tag{9.4}$$

donde:

n : Numero de Cordones.

L_i : Longitud de cada cordón de soldadura.

I_{0x_i}, I_{0y_i} : Inercias con respecto a su centro de gravedad.

\bar{x}, \bar{y} : Centro de Gravedad.

Finalmente las componentes resultantes de los esfuerzos, en el elemento de soldadura son:

$$f_x = f_x' - f_x'' \quad f_y = f_y' + f_y'' \quad f_z = f_z' + f_z'' \tag{9.5}$$

La máxima fuerza resultante por unidad de longitud, llamada también flujo será:

$$q = \sqrt{f_x^2 + f_y^2 + f_z^2} \tag{9.6}$$

El espesor de la soldadura se puede determinar por la relación siguiente.

$$a \geq \frac{q}{0,707 \cdot \sigma_{adm}^{soldadura}} \tag{9.7}$$

El procedimiento para calcular los esfuerzos nominales consisten en seguir los siguientes pasos.

- Dibujar la sección transversal efectiva de la conexión soldada en términos de elementos lineales.
- Determinar el centroide de esta sección efectiva a partir de un sistema de ejes ortogonales de referencia x, y, z y sus propiedades geométricas.

Utilizando el método lineal se calculan las inercias, obteniéndose las siguiente formula general para cada cordón de soldadura de filete.

6.4.- Propiedades de elementos lineales.

$$I_x = \sum (I_{0x} + L\bar{y}^2) \quad (9.8)$$

$$I_y = \sum (I_{0y} + L\bar{x}^2)$$

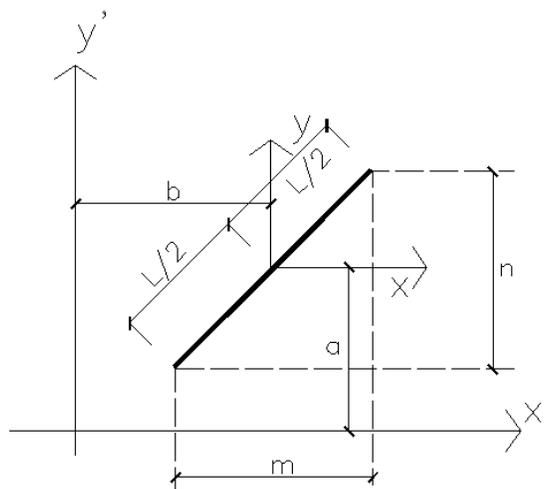


Figura 19. Elemento Lineal.

Fuente: Elaboración Propia

Según Steiner:

$$I_x' = L \cdot \left(\frac{n^2}{12} + a^2 \right) \quad (9.9)$$

$$I_y' = L \cdot \left(\frac{m^2}{12} + b^2 \right)$$

$$I_z' = I_x' + I_y'$$

Para un conjunto de cordones se tendrá:

$$I_x' = \sum_{i=1}^n L_i \cdot \left[\frac{n_i^2}{12} + a_i^2 \right] \quad (10.0)$$

$$I_y' = \sum_{i=1}^n L_i \cdot \left[\frac{m_i^2}{12} + b_i^2 \right]$$

Donde:

L_i : Longitud de cada cordón.

N : Numero total de cordones.

n_i : Distancia de cada cordón con respecto al eje y .

m_i : Distancia de cada cordón con respecto del eje x .

a : Longitud del punto medio del cordón al eje x' .

b : Longitud del punto medio del cordón al eje y' .

- c) Determinar las fuerzas y momentos que actúan sobre la conexión soldada, definidas en términos de x, y, z .
- d) El esfuerzo en la soldadura debido a una sola componente de carga puede calcularse, en cualquier punto de la conexión por medio de las formulas 9.2 a 9.5
- e) Determinar la fuerza máxima resultante (flujo) por unidad de longitud, según las formulas 9.6
- f) Determinar el espesor "a" de la soldadura de filete, según formulas 9.7

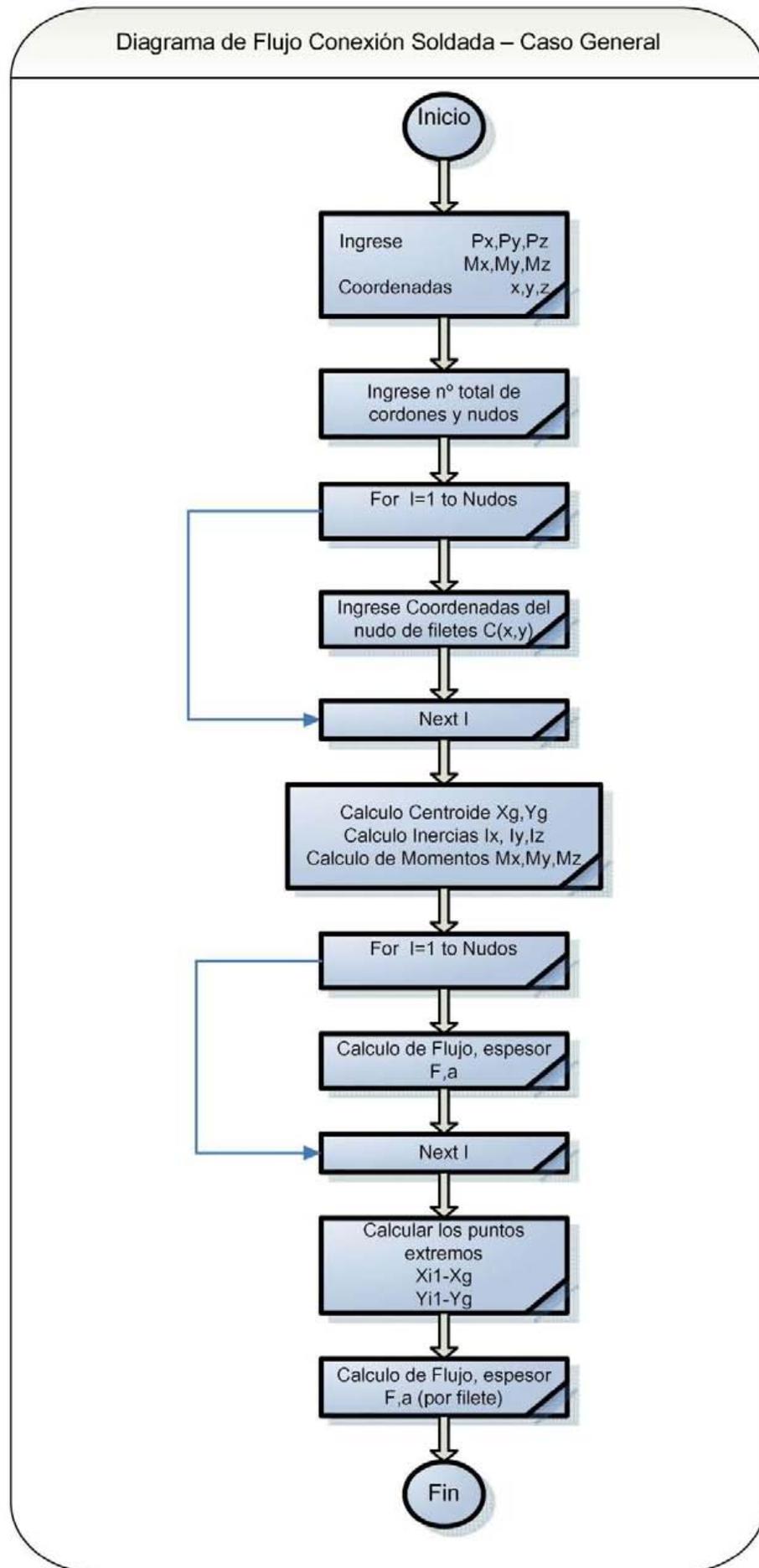


Figura 20: Diagrama de Flujo Conexión Soldada Caso General.

Fuente: Elaboración Propia.

7.- Conexión Tipo Corte.

Este tipo de conexión es un caso particular de conexión soldada en donde las fuerzas y momentos actúan en el plano x, y . Como se puede apreciar en la siguiente figura.

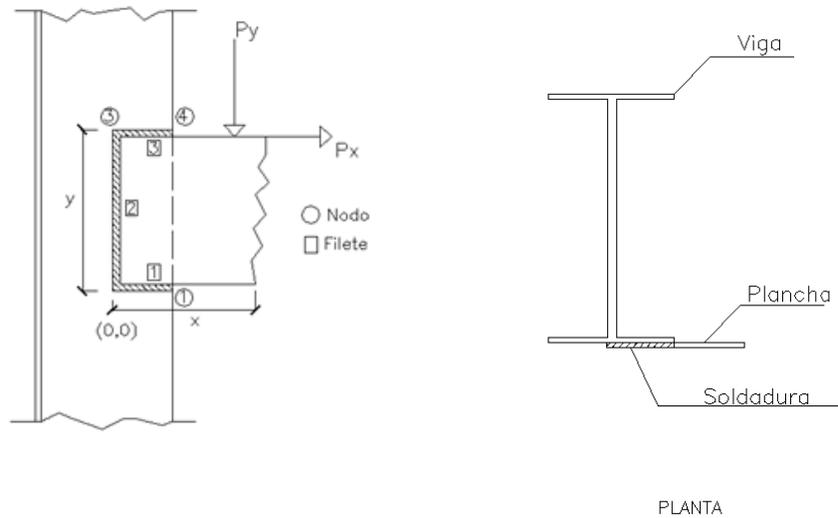


Figura 21: Conexión Tipo Corte.

Fuente: Elaboración Propia.

Este tipo de conexión se trabaja generalmente con un mínimo de tres cordones como se aprecia en la figura, si bien el programa no limita esta condición, se deja abierta la posibilidad de utilizar una mayor cantidad de estos.

El algoritmo desarrollado para el diseño de la conexión con el método ASD es bastante similar al aplicado anteriormente en el caso general, con la diferencia de que al trabajar en el plano x, y , el momento que actúa es M_z , no existiendo por tanto M_x, M_y .

El cálculo de flujo y espesor se hace por cordón de soldadura en los puntos extremos de estos, optando siempre por el valor más conservador como criterio de diseño.

A continuación se describe el diagrama de flujo utilizado.

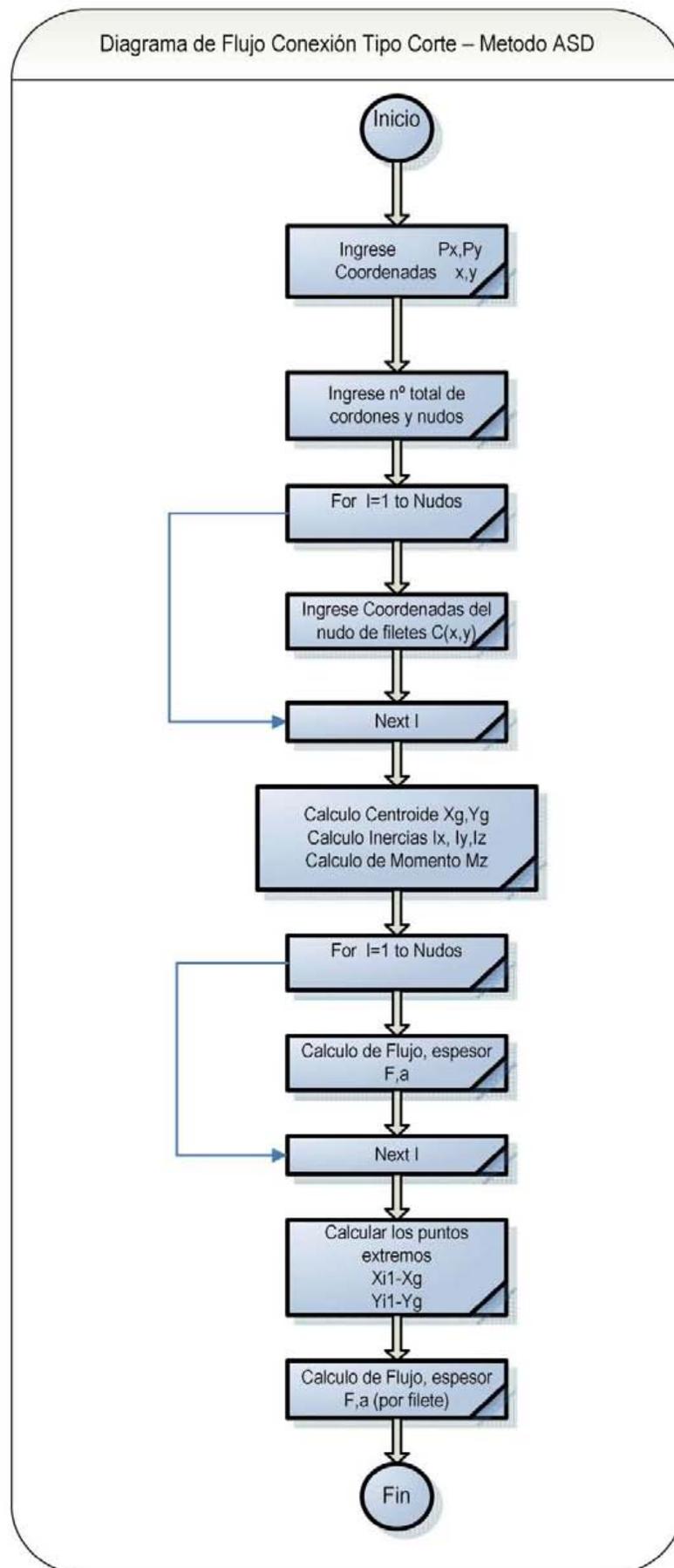


Figura 22: Diagrama de flujo Conexión Tipo Corte Método ASD

Fuente: Elaboración Propia.

7.1.- Recomendaciones Para Soldadura ASD.

En las soldaduras el material del electrodo deberá tener las propiedades del material base. Si las propiedades son comparables se dice que el metal de aportación es compatible con el metal base. La tabla 4.1.1 de la AWS D1.1 proporciona información relativa a los metales de soldadura compatibles.

Grupo	Metal Base			Niveles compatibles de metal de soldadura	
	Especificación Acero	F_v Mpa	F_u Mpa	Especificación del Electrodo	
I	ASTM A36		250	400-550	SMAW - AWS A5.1: E60XX, E70XX SMAW - AWS A5.5: E70XX-X
	ASTM A53	Grado B	240	415 min	
	ASTM A500	Grado A	228	310 min	
		Grado B	290	400 min	SAW - AWS A5.17: F6XX - EXXX - F7XX - EXXX SAW - A5.3: F7XX - EXX - XX
	ASTM A501		250	400 min	
	ASTM A 529		290	415-585min	GMAW - AWS A5.8: ER70S-X
	ASTM A570	Grado 40	275	380 min	FCAW - AWS A5.0: E6XT-X, E7XT-X FCAW - AWS A5.9: E7XTX-XX
		Grado 45	310	415 min	
Grado 50		345	450 min		
ASTM A709	Grado 36	250	400-550		
II	ASTM A572	Grado 42	290	415 min	SMAW - AWSA5.1: E7015, E7016, E7018, E7028 SMAW - AWSA5.5: E7015-X, E7016-X, E7018X
		Grado 50	345	450 min	
	ASTM A606		310-340	450 min	
	ASTM A607	Grado 45	310	410 min	GMAW - AWS A5.18: ER70SX
		Grado 50	345	450 min	
		Grado 55	380	480 min	
	ASTM A618	Grado Ib, II, III	315-345	450 min	FCAW AWS A5.20: E7XT - X FCAW AWS A5.29: E7XTX - X
	ASTM A709	Grado 50	345	450 min	
Grado 50W		345	450 min		
III	ASTM A572	Grado 60	415	515 min	SMAW - AWSA5.5: E8015X - E8016X - E8018X
		Grado 65	450	550 min	SAW AWS A5.23: F8XX-EXX-XX

Tabla 2: Compatibilidad de material para soldadura.

Fuente: Tabla 4.1.1 de la AWD D1.1.

La tabla 3 proporciona los esfuerzos permisibles de varios tipos de soldadura. Si se usa una soldadura de ranura de penetración completa, el esfuerzo permisible de la soldadura es el mismo que para el metal base. Si la conexión está en compresión normal al área efectiva del metal de aportación, debe usarse una soldadura con una resistencia menor que la de la soldadura compatible. Si la conexión está en tensión, debe usarse un metal de aportación compatible.

Tipo de Soldadura y esfuerzo [a]	Esfuerzo Permisible	Resistencia Requerida de la soldadura [b] [c]
Soldadura de Ranura de penetración Completa		
Tensión perpendicular al área efectiva	Igual a la del metal base	Debe usarse metal de soldadura compatible
Compresión perpendicular al área efectiva	Igual a la del metal base	Puede usarse metal de soldadura con resistencia igual o menor que la del metal de la soldadura Compatible
Tensión o Compresión paralela al eje de la soldadura	Igual a la del metal base	
Cortante en el área efectiva	30% de la resistencia nominal del metal de la Soldadura ($klb / inch^2$)	
Soldadura de ranura de penetración Parcial [d]		
Compresión perpendicular al área efectiva	Igual a la del metal base	Puede usarse metal de soldadura con resistencia igual o menor que la del metal de la soldadura compatible de la
Tensión o Compresión paralela al eje de la soldadura [e]	Igual a la del metal base	
Cortante paralelo al eje de la soldadura	30% de la resistencia nominal del metal de la Soldadura ($klb / inch^2$)	
Tensión perpendicular al área efectiva	30% de la resistencia nominal del metal de Soldadura ($klb / inch^2$) de tensión en el metal base no excederá el 60% del esfuerzo de fluencia Del metal base	
Soldadura de Filete		
Cortante en el área efectiva	30% de la resistencia nominal del metal de la Soldadura	Puede usarse metal de soldadura con resistencia igual o menor que la del metal de la soldadura Compatible
Tensión o Compresión paralela al eje de la soldadura	Igual a la del metal base	
Soldadura de Tapon y de Muesca		
Cortante paralelo a las Superficies de contacto (en el área efectiva)	30% de la resistencia nominal del metal de la Soldadura	Puede usarse metal de soldadura con resistencia igual o menor que la del metal de la soldadura Compatible

- [a] Para la definición de área efectiva ver la sección J.2.
- [b] Para el metal de soldadura compatible, véase la tabla 4.1.1 AWS D1.1.
- [c] Se permitirá un metal de soldadura con un nivel de resistencia mayor que la del metal de soldadura compatible.
- [d] Véase la sección J2.1 para una limitación en el uso de juntas con soldadura de ranura de penetración parcial.
- [e] La soldadura de filete y la soldadura de ranura de penetración parcial que unen los elementos componentes de miembros armados, tal como la unión del alma a patín, se podrán diseñar sin considerar el esfuerzo de compresión o de tensión en aquellos elementos paralelos al eje de soldadura.

Tabla 3: Esfuerzos permisibles de varios tipos de soldaduras.

Fuente: Tabla J2.5 AISC.

Para soldaduras de filete los esfuerzos permisibles por cortante en el área efectiva de las soldaduras son iguales a 30% de la resistencia nominal a tensión del metal de aportación, pero el esfuerzo en el material base no debe ser mayor que $0,60F_y$ en tensión. En la tabla 16 se dan también valores para las soldaduras de ranura de penetración parcial y para soldaduras de tapón y de muesca.

Los electrodos para la soldadura por arco protegido se designan como E60XX, E70XX, etc. En este sistema de clasificación la letra E significa electrodo y el primer conjunto de dígitos (60,70,80,90,100 o 110) indica la resistencia mínima última a tensión o nominal de la soldadura en $(klb/inch^2)$. Los dos dígitos restantes indican el tipo de recubrimiento que debe emplearse con un electrodo específico.

Además de los esfuerzos dados en tabla 6, existen otras recomendaciones del ASD aplicables a la soldadura; algunas de las más importantes las siguientes:

- 1.- La longitud mínima de una soldadura de filete no debe ser menor de 4 veces la dimensión nominal del lado de la soldadura. Si su longitud real es menor que este valor, el tamaño de la soldadura considerada efectiva debe reducirse a $\frac{1}{4}$ de la longitud de la soldadura.
- 2.- El tamaño máximo de una soldadura de filete a lo largo de material menor de $\frac{1}{4}$ pulg de grueso debe ser igual al grueso del material. Para material mas grueso, la soldadura no debe ser mayor que el espesor del material menos $\frac{1}{16}$ pulg, a menos que la soldadura se arregle especialmente para dar un espesor completo a la garganta.
- 3.- Los filetes mínimos se dan en la tabla 4 y varían entre $\frac{1}{8}$ pulg para material de $\frac{1}{4}$ pulg de espesor o menor y $\frac{5}{16}$ pulg para material con espesor mayor de $\frac{3}{4}$ pulg. El tamaño mínimo práctico para la soldadura es de aproximadamente $\frac{1}{8}$ pulg y el tamaño que probablemente resulta más económico es de alrededor de $\frac{5}{16}$ pulg.

La soldadura de 5/16pulg es aproximadamente la máxima que puede hacerse en una sola pasada con el proceso de arco protegido (SAP) y la de 1/2pulg cuando se usa el proceso de arco sumergido (SAS).

Espesor del material de la parte unida con mayor espesor (pulgadas)	Tamaño mínimo de la soldadura de filete (pulg) [a]
Hasta 1/4 inclusive	1/8
Mayor de 1/4, hasta 1/2 inclusive	3/16
Mayor de 1/2, hasta 3/4 inclusive	1/4
Mayor de 3/4	5/16

[a] Dimensión del lado de los filetes, se deben usar soldaduras de paso sencillo.

Tabla 4: Valores mínimos para soldadura de filete.

Fuente: Tabla J2.4 AISC.

Estos tamaños mínimos no se desarrollaron con base en consideraciones de resistencia sino debido al hecho de que los materiales gruesos tienen un efecto de enfriamiento rápido en las soldaduras pequeñas; cuando esto sucede, en las soldaduras se manifiesta una pérdida de ductilidad. Además, el material grueso tiende a restringir el acortamiento propio de la soldadura al enfriarse ésta y pueden, en consecuencia, aparecer grietas en los cordones.

4.- Cuando sea posible, deben realizarse vueltas en el extremo (remates) para soldadura de filete, como se muestra en la figura 23. La longitud de estas vueltas no debe ser menor que dos veces el tamaño nominal de la soldadura. Cuando no se usan, muchos calculistas consideran una buena práctica restar el doble del tamaño de soldadura de la longitud efectiva de ésta. Las vueltas de extremos son muy útiles en la reducción de concentraciones de esfuerzos que ocurren en los extremos de las soldaduras, sobre todo para conexiones donde hay vibración considerable y excentricidad en la carga. La especificación ASD J2.2a, establece que la longitud efectiva de una soldadura de filete incluirá la longitud del remate.

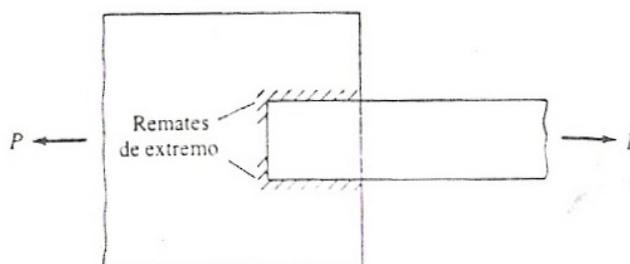


Figura 23: Esquema de remates de extremos.

Fuente: MC CORMAC (1991).

5.- Cuando se usan soldaduras de filete longitudinales para la conexión de placas o de barras, sus longitudes no deben ser menores que la distancia perpendicular entre ellas.

Además, la distancia entre soldaduras de filete no debe ser mayor de 8pulg en las conexiones de extremo.

6.- En juntas traslapadas, el traslape mínimo es igual a 5 veces el espesor de la parte más delgada conectada, pero no debe ser menor de 1pulg. El propósito de este traslape mínimo es impedir que la junta rote excesivamente al aplicarse las cargas

Según la Tabla J2.4 AISC LRFD, se recomienda utilizar un mínimo espesor de soldadura, en relación a los espesores de los materiales a unir.

Mínimo Tamaño del Filete	
Espesor del material en la parte mas delgada a unir (mm)	Mínimo tamaño de filete a soldar (mm)
Hasta 6mm incluido	3
de 6 a 13mm	5
de 13 a 19mm	6
sobre 19mm	8

Tabla 5: Espesor mínimo de filete a utilizar.

Fuente: Tabla J2.4 AISC-LRFD

Para la obtención del espesor se debe considerar el tipo de electrodo usado, estos poseen una nomenclatura de la siguiente manera. Se designan como E60XX, E70XX, etc. En este sistema de clasificación la letra E significa electrodo y el primer conjunto de dígitos (60,70,80,90,100 ó 110) indica la resistencia mínima última a tensión o nominal de la soldadura en ($klb/inch^2$). Los dos dígitos restantes indican el tipo de recubrimiento que debe emplearse con un electrodo específico. A continuación se presenta la tabla con los electrodos más utilizados y sus características.

Electrodo AWS	Fu (KSI)	Fy (KSI)
E 60 XX	60	50
E 70 XX	70	57
E 80 XX	80	67

Nota: $1Ksi = 70,30 \frac{Kg}{cm^2}$

Se analiza el esfuerzo de corte que produce cada uno de las cargas, tanto en direccion x,y y se realiza un análisis por torsión utilizando el método elástico, este es un método muy conservador, acá la fricción o resistencia al deslizamiento entre las partes conectadas se ignora y estas se suponen totalmente rígidas.

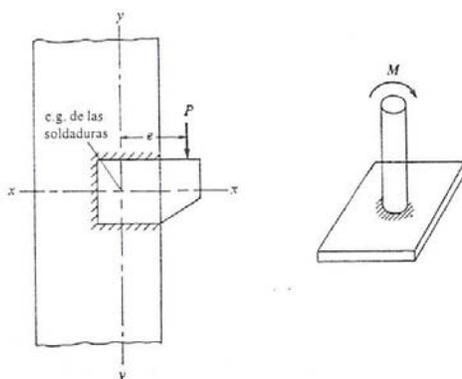


Figura 24: Soldadura de filete sometida a corte y torsión.

Fuente: MC CORMAC (1991)

Para este caso consideremos la ménsula soldada de la figura 24. Se supone a las piezas conectadas, completamente rígidas, como si fueran conexiones apernadas. El efecto de esta hipótesis es que toda la deformación ocurre en la soldadura. La soldadura está sujeta a una combinación de corte y torsión, como lo estaba el grupo de pernos, cargados excéntricamente. El esfuerzo ocasionado por la torsión puede calcularse con la expresión:

$$f = \frac{T \cdot d}{J} \quad (10.1)$$

En esta expresión T es el momento de torsión, d es la distancia del centro de gravedad de la soldadura al punto que se considera, y J es el momento polar de inercia de la soldadura. Normalmente es conveniente descomponer la fuerza en sus componentes vertical y horizontal. En las expresiones siguientes h y v son las componentes horizontal y vertical de la distancia d .

$$f_h = \frac{T \cdot v}{J} \quad f_v = \frac{T \cdot h}{J} \quad (10.2)$$

Estas componentes se combinan con el esfuerzo directo de corte usual, que se supone igual a la reacción dividida entre la longitud total de las soldaduras. Para diseñar una soldadura sujeta a corte y torsión es conveniente es considerar una soldadura de una pulgada, y calcular los esfuerzos en una soldadura de esa dimensión. Si la soldadura considerada estuviera sobreesforzada, se necesitaría una soldadura mas grande; si estuviera subesforzada es conveniente una soldadura menor.

Aunque los cálculos podrían, dentro de toda posibilidad, mostrar que la soldadura está sobreesforzada o subesforzada, no se tiene que estar repitiendo el proceso matemático para encontrar la dimensión de la soldadura para la cual la carga produce un esfuerzo igual al permisible. Se puede notar que el uso de la soldadura de 1

pulgada de longitud de soldadura, es 1 pulgada cuadrada de soldadura y los esfuerzos calculados pueden expresarse tanto en $klb / inch^2$ o $klb / inch$ de longitud.

Si los cálculos se basarán en alguna otra dimensión diferente de 1 pulgada de soldadura, deberá tenerse mucho cuidado de conservar las unidades correctas, sobre todo al obtener la dimensión final de la soldadura. Para simplificar aún más los cálculos, las soldaduras se suponen localizadas en los bordes a lo largo de los cuales se colocan los filetes, y no en los centros de sus gargantas efectivas.

7.2.- Recomendaciones para Soldadura LRFD.

En las soldaduras el material del electrodo deberá tener propiedades del metal base. Si las propiedades son compatibles se dice que el metal de aportación es compatible con el metal base. La tabla 4.1.1 de la AWS D1.1 proporciona información relativa a los metales de soldadura compatibles.

La tabla J2.3 de las especificaciones LRFD proporciona las resistencias nominales de varios tipos de soldadura incluyendo las de filete, de tapón, de muesca y las de ranura con penetración completa y parcial.

Tipo de Soldadura y esfuerzo	Material	Factor de Resistencia ϕ	Resistencia Nominal (F_{BM} o F_w)	Nivel de Resistencia Requerido
Soldadura de Ranura de penetración Completa				
Tensión perpendicular al área efectiva	Base	0,9	F_y	Debe usarse soldadura "compatible"
Compresión perpendicular al área efectiva	Base	0,9	F_y	Puede usarse un metal de aportación (electrodo) con un nivel de resistencia igual o menor que el "compatible"
Tensión o Compresión Paralela al eje de la soldadura				
Cortante en el área efectiva	Base electrodo	0,9 0,8	$0,60 F_y$ $0,60 F_{EXX}$	
Soldadura de ranura de penetración Parcial				
Compresión perpendicular al área efectiva	Base	0,9	F_y	Puede usarse un metal de aportación (electrodo) con un nivel de resistencia igual o menor que el "compatible"
Tensión o Compresión Paralela al eje de la soldadura				
Cortante paralelo al eje de La soldadura	Base electrodo de soldadura	0,75	$0,60 F_{EXX}$	
Tensión perpendicular al área efectiva	Base electrodo de soldadura	0,9 0,8	$0,60 F_{EXX}$	
Soldadura de Filete				
Esfuerzo en el área efectiva	Base; electrodo de soldadura	0,75	$0,60 F_{EXX}$	Puede usarse un metal de aportación (electrodo) con un nivel de resistencia igual o menor que el "compatible"
Tensión o Compresión Paralela al eje de la soldadura	Base	0,9	F_y	
Soldadura de Tapón y de Muesca				
Cortante paralelo a las superficies de contacto (sobre el área efectiva)	Base electrodo; de soldadura	0,75	$0,60 F_{EXX}$	Puede usarse un metal de aportación (electrodo) con un nivel de resistencia igual o menor que el "compatible"

Notas:

- Para la definición de área efectiva véase la sección J.2 de las especificaciones LRFD.
- Para los metales de aportación véase la tabla 4.1.1 de la AWD D1.1.
- Se permite un nivel de aportación con un nivel de resistencia mayor que el “compatible”.

- Las soldaduras de filete y las soldaduras de ranura con penetración parcial que unen componentes de miembros armados como en el caso de la unión del alma o los patines de una trabe, pueden diseñarse sin considerar los esfuerzos de tensión o compresión paralelos al eje de las soldaduras presentes en esos elementos.
- El diseño del material conectado está regido por la sección J.4 de las especificaciones LRFD

Tabla 6: Esfuerzos permisibles en soldaduras.

Fuente: Tabla J2.3 de las especificaciones LRFD.

La resistencia de diseño de una soldadura específica se toma como el menor de los valores de ϕF_w (F_w es la resistencia nominal de la soldadura) y ϕF_{BM} (F_{BM} es la resistencia nominal del metal base).

Para la soldadura de filete la resistencia nominal por esfuerzos en el área efectiva de la soldadura es $0,60F_{EXX}$ (F_{EXX} es la resistencia por clasificación del metal base) y ϕ es igual a 0,75. Si se tiene tensión o compresión paralela al eje de la soldadura, la resistencia nominal del metal base es F_y y ϕ es igual a 0,90. La resistencia de diseño por cortante de los miembros conectados es $\phi F_n \cdot A_{ns}$ en donde $\phi = 0,75$, F_n es $0,60F_u$ y A_{ns} es el área sujeta a cortante.

Además de los esfuerzos dados en tabla 6 existen otras recomendaciones del LRFD aplicables a la soldadura; algunas de las más importantes las siguientes:

1.- La longitud mínima de una soldadura de filete no debe ser menor de 4 veces la dimensión nominal del lado de la soldadura. Si su longitud real es menor que este valor, el tamaño de la soldadura considerada efectiva debe reducirse a $\frac{1}{4}$ de la longitud de la soldadura.

2.- El tamaño máximo de una soldadura de filete a lo largo de material menor de $\frac{1}{4}$ pulg de grueso debe ser igual al grueso del material. Para material más grueso, la soldadura no debe ser mayor que el espesor del material menos $\frac{1}{16}$ pulg, a menos que la soldadura se arregle especialmente para dar un espesor completo a la garganta. Para una placa con espesor de $\frac{1}{4}$ pulg, o mayor, es conveniente terminar la soldadura por lo menos a $\frac{1}{16}$ pulg del borde para que el inspector pueda ver claramente el borde de la placa y determinar con exactitud las dimensiones de la garganta.

3.- Los filetes mínimos se dan en la tabla 15 y varían entre 1/8pulg para material de 1/4 pulg de espesor o menor y 5/16pulg para material con espesor mayor de 3/4pulg. El tamaño mínimo práctico para la soldadura es de aproximadamente 1/8pulg y el tamaño que probablemente resulta más económico es de alrededor de 1/4pulg ó 5/16pulg. La soldadura de 5/16pulg es aproximadamente la máxima que puede hacerse en una sola pasada con el proceso de arco protegido (SAP) y la de 1/2 pulg cuando se usa el proceso de arco sumergido (SAS).

Estos tamaños mínimos no se desarrollaron con base en consideraciones de resistencia sino debido al hecho de que los materiales gruesos tienen un efecto de enfriamiento rápido en las soldaduras pequeñas; cuando esto sucede, en las soldaduras se manifiesta una pérdida de ductilidad. Además, el material grueso tiende a restringir el acortamiento propio de la soldadura al enfriarse ésta y pueden, en consecuencia, aparecer grietas en los cordones.

4.- Cuando sea posible, deben realizarse vueltas en el extremo (remates) para soldadura de filete, como se muestra en la figura 53. La longitud de estas vueltas no debe ser menor que dos veces el tamaño nominal de la soldadura. Cuando no se usan, muchos calculistas consideran una buena práctica restar el doble del tamaño de soldadura de la longitud efectiva de ésta. Las vueltas de extremos son muy útiles en la reducción de concentraciones de esfuerzos que ocurren en los extremos de las soldaduras, sobre todo para conexiones donde hay vibración considerable y excentricidad en la carga. La especificación LRFD J2.2a, establece que la longitud efectiva de una soldadura de filete incluirá la longitud del remate.

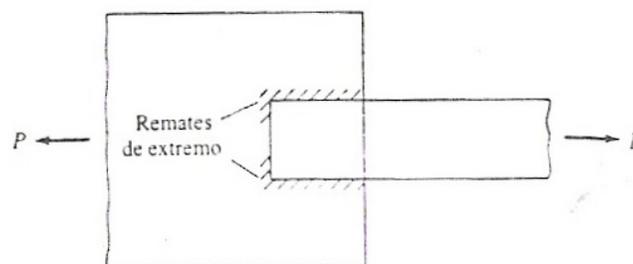


Figura 23: Esquema de remates de extremos.

Fuente: MC CORMAC (1991).

5.- Cuando se usan soldaduras de filete longitudinales para la conexión de placas o de barras, sus longitudes no deben ser menores que la distancia perpendicular entre ellas. Además, la distancia entre soldaduras de filete no debe ser mayor de 8pulg en las conexiones de extremo.

6.- En juntas traslapadas, el traslape mínimo es igual a 5 veces el espesor de la parte más delgada conectada, pero no debe ser menor de 1pulg. El propósito de este traslape mínimo es impedir que la junta rote excesivamente al aplicarse las cargas. Según MC CORMAC (1991).

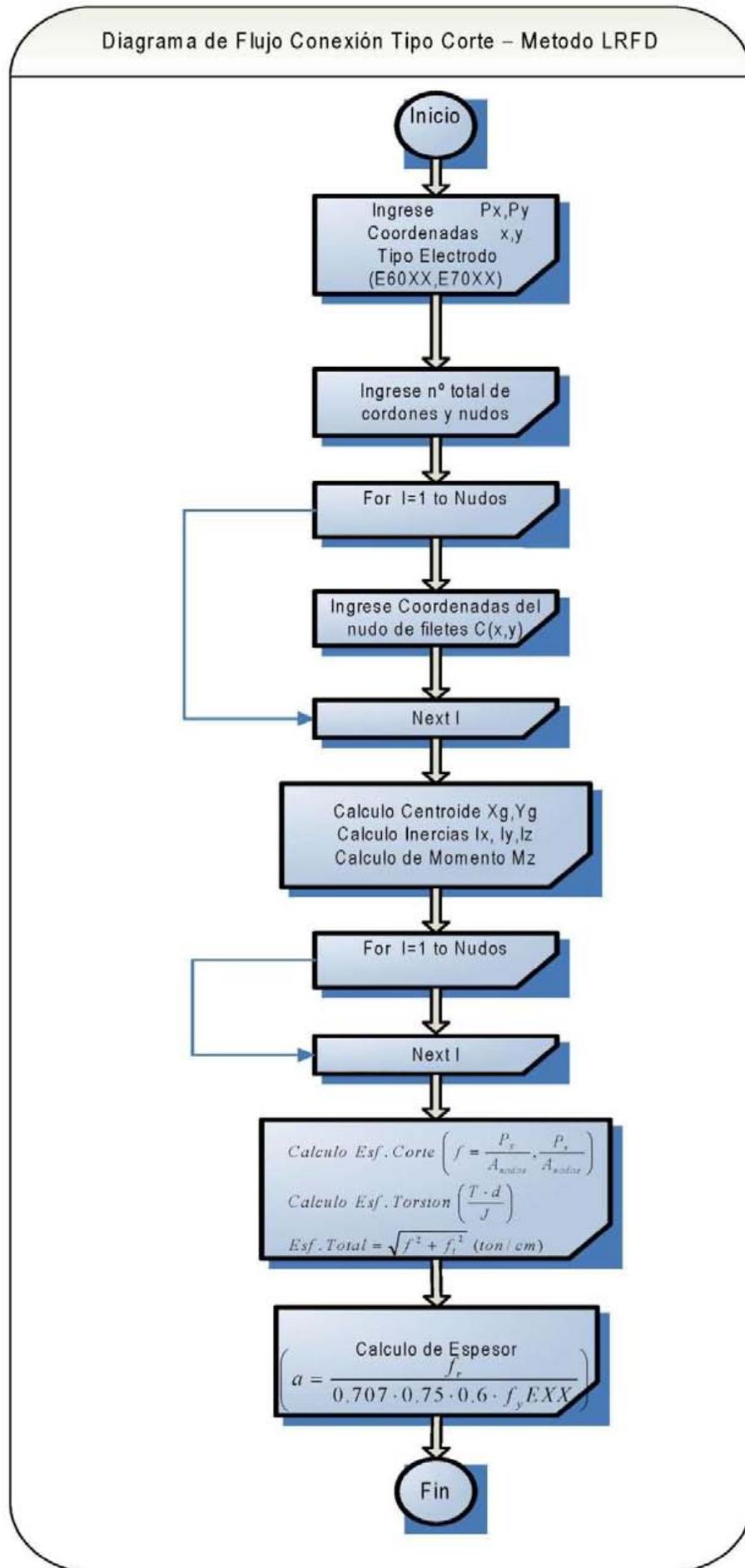


Figura 24: Diagrama de Flujo Conexión Tipo Corte Metodo LRFD.

Fuente: Elaboración Propia.

8.- Conexión Viga Columna.

Este tipo de conexiones se utiliza generalmente en edificios, conocidos las solicitaciones, el Momento y Esfuerzo de Corte, lo que se pretende calcular es la longitud necesaria del cordón de soldadura, en el alma de la viga y en las Placas Superior e Inferior.

El Momento que actúa genera un esfuerzo sobre las planchas, las cuales deben ser verificadas a flexión.

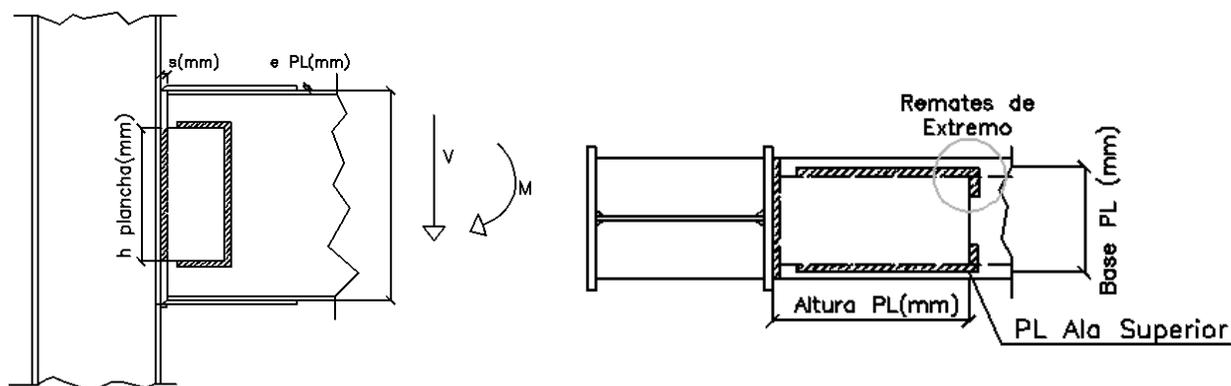


Figura 25: Conexión Viga Columna

Fuente: Elaboración Propia

Con el momento M y conocida la geometría de la conexión, se obtiene que:

$$M = T \cdot h \Rightarrow T = \frac{M}{h} \text{ [ton]} \quad (10.3)$$

luego este valor se compara con el valor admisible, utilizando tensiones admisibles tendríamos.

$$T_{adm} = A_{pl} \cdot 0,6 \cdot f_{y(Pl)} \text{ [ton]} \quad (10.4)$$

Luego se analiza la condición si $T_{adm} > T_{sol}$. Si cumple, Se procede a calcular el largo del cordón utilizando dicha fuerza, el programa hace uso de una relación geométrica para la distribución del largo de dicho cordón, en relación a la siguiente figura.

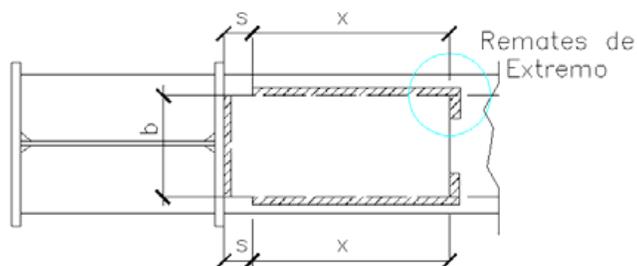


Figura 26: Elevación Superior Conexión Viga Columna

Fuente: Elaboración Propia.

$$L = 2x + 2s + b$$

$$x = \frac{L - 2s - b}{2} \quad (10.5)$$

s, b son datos de la geometría, entonces conociendo L , obtenemos el largo del cordón en las placas.

En la figura 26 se aprecian unos remates de extremo que no se consideran el calculo, esto se utilizan a modo de recomendación tanto en las especificaciones ASD como LRFD anteriormente mencionadas y quedaran a criterio del diseñador.

Para la plancha del alma el procedimiento es similar, conocida la sollicitación V , y la geometría de la plancha, obtendremos el largo del cordón con la siguiente expresión.

$$L = \frac{V}{\sigma_{adm}^{sold} \cdot 0,707a} \quad (10.6)$$

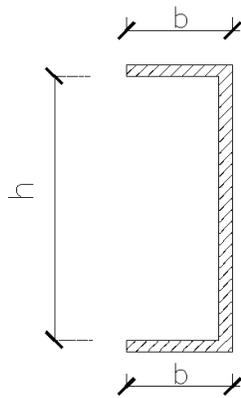


Figura 27: Esquema de Soldadura en Plancha de Alma

Fuente: Elaboración Propia

Aca nuevamente se hace uso de una relación geométrica, para la distribución del largo, sabiendo que es dato la altura h .

Luego $L = 2b + h \Rightarrow b = \frac{L - h}{2} \quad (10.7)$

Así se obtiene el largo del cordón de soldadura, tanto para las placas superiores e inferiores. A Continuación se describe el diagrama de flujo utilizado para el cálculo de este tipo de conexión.

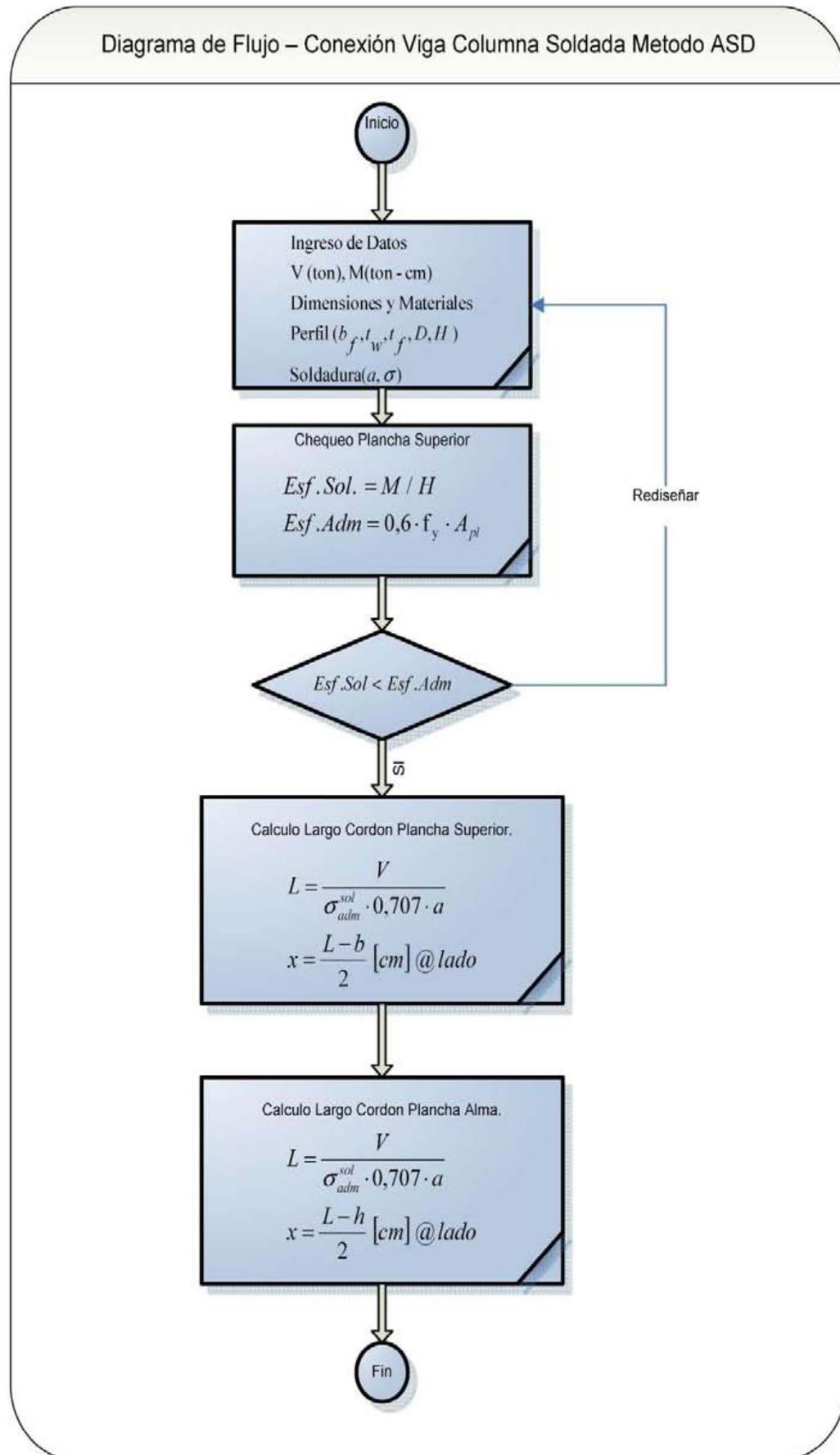


Figura 28: Diagrama de Flujo Conexión Viga Columna Soldada Metodo ASD.

Fuente: Elaboración Propia.

El método de diseño LRFD utiliza formulas similares, pero no tan conservadoras como las expuestas en el método ASD

Con el momento M y conocida la geometría de la conexión, se obtiene que:

$$M = T \cdot D \Rightarrow T = \frac{M}{D} \text{ [ton]} \quad (10.6)$$

luego este valor se compara con el valor admisible, utilizando factores de carga y resistencia.

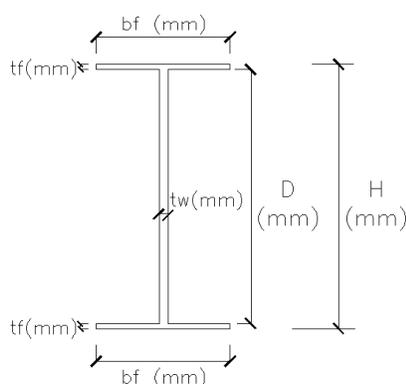
$$T_{adm} = \phi R_n = \phi \cdot f_y \cdot A_g \text{ [ton]} \quad (10.7)$$

Luego se analiza la condición si $T_{adm} > T_{sol}$. Si cumple, se calcula el largo del cordón de soldadura, en la placa superior con la expresión.

$$L = \frac{V}{\text{factor} \cdot e_{\text{filete}}} \quad (10.8)$$

V es el valor de la fuerza que solicita, siempre y cuando se cumpla la condición $T_{adm} > T_{sol}$, el factor mencionado, depende del tipo de electrodo usado, según las especificaciones AISC – LRFD, de acuerdo a la expresión.

$\phi R_n = 0,75 \cdot 0,6 \cdot F_{e_{xx}} \cdot \left[\frac{\sqrt{2}}{2} \cdot \frac{D}{16} \right]$, donde $F_{e_{xx}}$ representa la fluencia de soldadura y D es el tamaño del espesor de filete utilizado.



Finalmente el largo del cordón de soldadura para la plancha del alma se calcula con la misma expresión, solo que ahora se utiliza el corte (V)

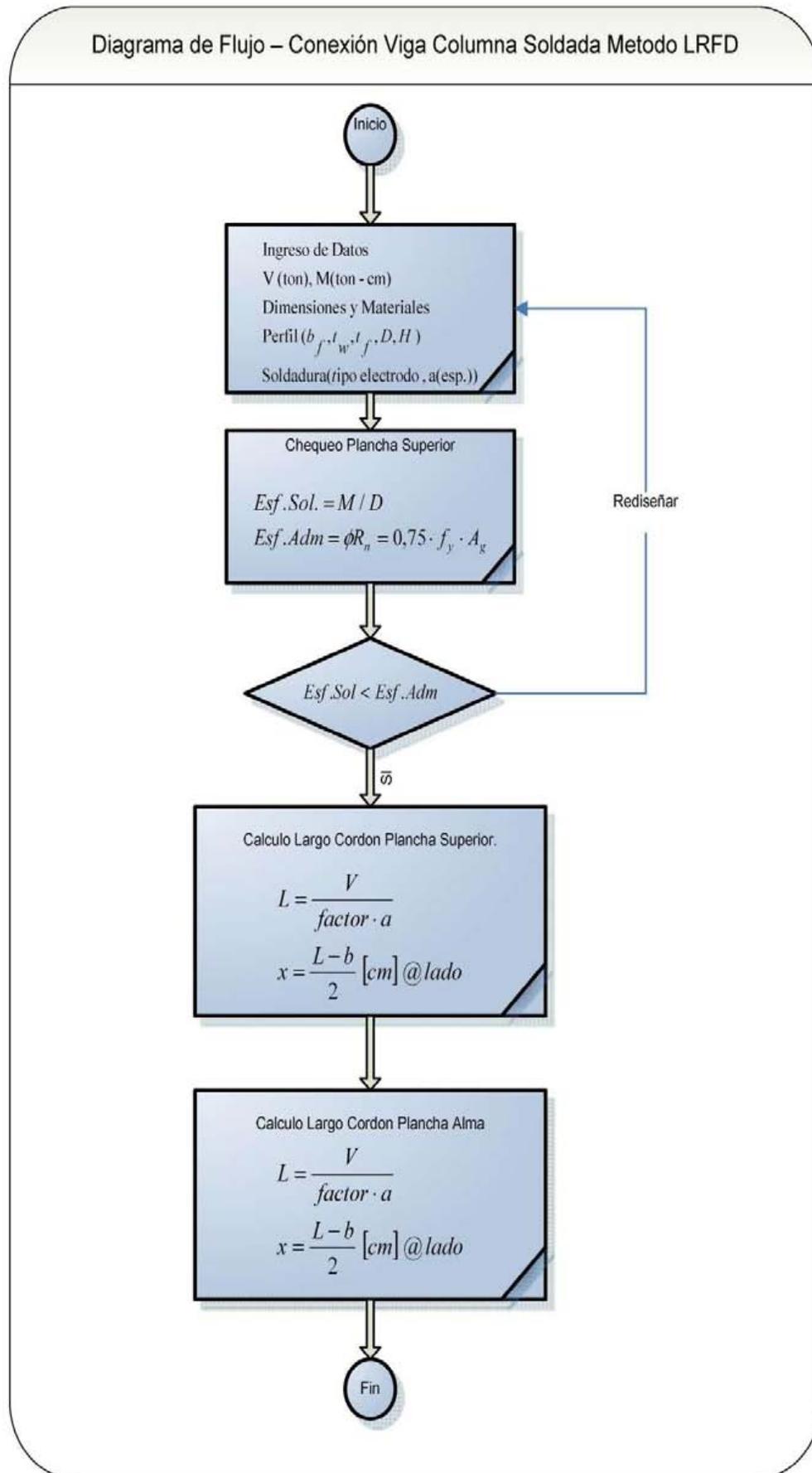


Figura 29: Diagrama de Flujo Conexión Soldada Viga Columna LRFD

Fuente: Elaboración Propia.

9.- Factores que contribuyen a la falla de Conexiones.

Existe una gran cantidad de factores que contribuyen a la falla de conexiones apernadas, entre estos se tiene: cargas cíclicas, distribuciones de tensiones no uniformes, altas temperaturas, corrosión y aflojamiento de los pernos.

Muchos de los elementos estructurales se ven frecuentemente sujetos a repetidas cargas cíclicas. Los elementos y las conexiones bajo tales condiciones pueden, frecuentemente, fallar por fatiga o por un aumento estable de una grieta, aunque la tensión máxima aplicada sea menor que la tensión de fluencia del material. En general, la falla por fatiga ocurre cuando la tensión cíclica nominal está muy por debajo del límite elástico del material. Desafortunadamente, estas fallas generalmente muestran una pequeña evidencia de deformación.

El agujero del perno es una de las partes críticas de las estructuras apernadas. El agujero fabricado por punzonamiento puede causar el desgaste del material en la vecindad del borde de éste. Una pequeña grieta proveniente del agujero se puede formar en el material, dando como resultado una incisión en una región de grandes tensiones. Para eliminar estos puntos de potencial iniciación de falla, los agujeros deben ser taladrados o perforados por repeticiones subsecuentes para así eliminar la formación de las pequeñas grietas y el daño del material. También se deben evitar discontinuidades geométricas, como cambios bruscos en la sección transversal del elemento que recibe las cargas.

Las conexiones tipo fricción con pernos de alta resistencia, tienden a deslizarse a altas temperaturas, debido a la fuerza de fijación (Clamping force). Esta fuerza de fijación es la tensión resultante del proceso de apretado de los pernos. Esta tensión puede prevenir el deslizamiento de las placas conectadas, y prevenir alguna posible falla de los pernos. Esta fuerza también se conoce como fuerza de pretensión.

Esta reducción en la fuerza se debe a que existe una relajación de los pernos y de las placas de la conexión, así como una reducción en sus módulos elásticos. En conexiones con pernos convencionales (utilizando pernos comunes, no resistentes al fuego), el deslizamiento ocurre a 350°C. La solución para este tipo de problema, es utilizar pernos y aceros resistentes al fuego, los que pueden alcanzar temperaturas por sobre los 600°C e incluso por sobre los 650°C.

Otro aspecto importante a considerar es la corrosión, la que es común cuando las conexiones apernadas se encuentran sujetas a ambientes abrasivos. Esta puede tomar muchas formas y puede afectar la estabilidad de la fuerza de fijación. Fallas tales como desgarramiento del hilo o la fatiga de los pernos se pueden ver aceleradas por la corrosión. Por otra parte un aumento del moho puede incrementar la tensión en el perno y la fuerza de fijación. La corrosión excesiva puede, además, permitir una reducción en la pretensión, pérdida de la fuerza de fijación, corrosión por hidrógeno, y falla por tensión de corrosión.

La corrosión se puede reducir aplicando un revestimiento a los pernos y a los elementos estructurales; sin embargo esto no es recomendable para las conexiones resistentes al deslizamiento ya que podría impedir que la conexión alcance su capacidad.

Mientras que la tensión de apriete y la resistencia friccional mantienen las partes apernadas unidas, existen muchos factores que la pueden separar.

- **Superficie de hilo imperfecta:** Un punto áspero en el perno o en la tuerca puede producir concentración de tensiones.
- **Tensión en el perno:** El funcionamiento de los pernos se hace posible debido a las habilidades que poseen para tensar, al igual que los resortes. Sin embargo, demasiada tensión produciría una fluencia permanente y pérdida del perno.
- **Superficies de trabajo imperfectas:** Las tensiones en el perno pueden concentrarse en puntos altos. Cuando ésta se establece debido a la relajación de la tensión, el sistema se pierde.

Cuando se instalan pernos de alta resistencia, y se tensan lo suficiente para producir la tensión requerida, la mayoría de las veces no hay tendencia de pérdida de tuercas, excepto en casos de cargas vibratorias muy grandes. Existen dos formas de suplantar la falla de un perno, una es colocar más largo utilizando dos tuercas, y la otra es soldar la tuerca al perno.

9.1.- Longitud de la Conexión.

Un factor de considerable importancia es el de las dimensiones de la conexión. Obviamente, las conexiones más pequeñas son más económicas en el uso del material. Sin embargo, como se hace la suposición de que cada perno en la conexión soporta una parte proporcional (que es igual para pernos del mismo diámetro), se presenta un problema con las conexiones largas. En la figura 34 se observa que la distribución de deformación no es igual entre el primero y el último perno. Si la conexión es muy larga, es evidente que el primer perno llevará más de P/n de la carga, y el último perno no llevará nada, o casi nada. Si se diseña el metal base o placa como adecuada a tensión en la sección neta, la placa no se raja, pero se estira según PL/AE , de manera que los primeros pernos pueden sufrir deformaciones de corte compatibles, o si no se cortarían si la deformación y el desplazamiento resultante hacia delante del agujero resulta demasiado grande. La pérdida del primer perno transferirá la carga al siguiente perno (o pernos) en la línea, y el siguiente perno se podrá cortar y así sucesivamente produciendo una falla progresiva en la conexión (este proceso se llama desabrochado). Sin embargo, con las grandes cargas involucradas, este proceso es casi instantáneo. Si la conexión es lo suficientemente corta como para que todos los pernos tengan carga, el primer perno se deforma junto con la placa, y el perno (o pernos) en la línea tomará la carga transferida. Se alcanzará la última carga de la conexión cuando hayan cedido todos los pernos.

Rara vez se efectúan análisis de compatibilidad de deformación, ya que los factores de seguridad usados, junto con la propiedad de ductilidad del acero son tales que, excepto con uniones largas, solamente ceden los primeros pernos (si acaso) en una conexión, o cuando menos están cerca de ceder.

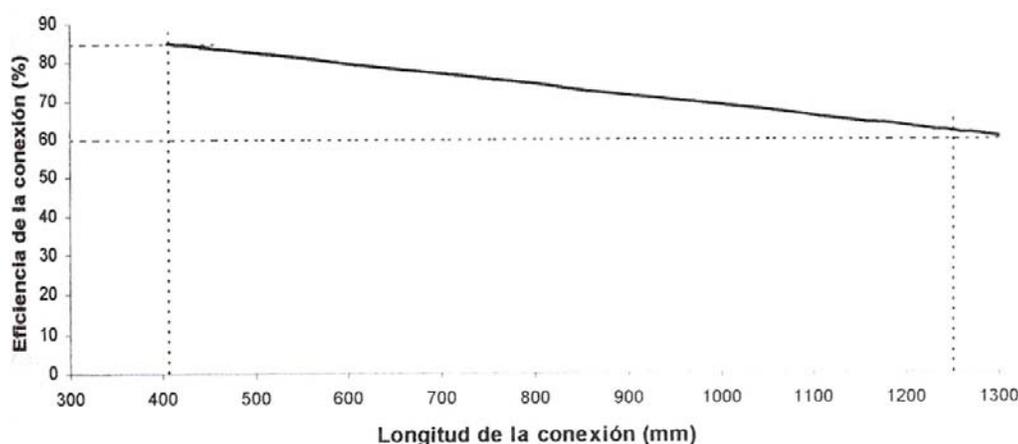


Figura 30: Representación gráfica de la eficiencia de la conexión.

Fuente: BRICEÑO (2001)

Debe tenerse en cuenta que el factor de seguridad de la conexión (especialmente de los pernos) debe ser mayor que el de los elementos que se conectan. Esto se hace para que siempre ocurra la falla del elemento antes de que la conexión. La falla de la conexión será por lo general catastrófica, mientras que es posible que la falla de un elemento dé tiempo para que se tomen medidas de seguridad.

Teniendo en consideración que ninguna conexión (con agujeros y en tensión) tiene una eficiencia mayor que el 85%, y basándose en los trabajos de BENDIGO, HANSEN y RUMPF (“Long Bolted Joints”, Proceedings, ASCE, Vol. 89, STG, diciembre de 1963), se puede calcular la eficiencia de la conexión como, suponiendo un espaciamiento razonable de los pernos del orden de $3 \cdot$ diámetro:

$$E_f = 0,85 - C_1 \cdot (L - C_2) \quad L \geq C_2 \quad (4.9)$$

Donde: $C_1 = 0,000275$

$$C_2 = 406mm$$

Esta ecuación indica que las conexiones que tienen hasta de 406mm, tienen una eficiencia del 85% (esto significa que no se efectúa reducción alguna en la capacidad de la conexión debido a la longitud de ésta). Para longitudes mayores, existe una pérdida casi lineal en la capacidad de la conexión, hasta alcanzar un valor de aproximadamente el 60% de la conexión corta, cuando la longitud sea del orden de 1250mm.

Las especificaciones actuales del AISC tienen en cuenta indirectamente las conexiones largas utilizando un factor de eficiencia del 85% y ajustando el esfuerzo admisible del conector.

Los valores de esfuerzos del conector (para conexiones de aplastamiento) se consideran válidos hasta una longitud de conexión de 1250mm. Para valores mayores que esta longitud el esfuerzo de corte admisible se debe reducir un 20%. Teniendo en cuenta que las especificaciones proveen los requerimientos mínimos, el diseñador estructural tienen la opción de ocupar la ecuación 4.9. Para longitudes intermedias de la conexión, entre 406 y 1250mm.

9.2.- Distancia al Borde.

Si los pernos en la línea de la fuerza están situados cerca del borde, puede que sea posible que se arranque la placa. Esto se puede evitar usando una distancia al borde obtenida igualando las fuerzas cortantes y usando $F_v = cte$, tanto para el perno como para el metal base, para así obtener:

$$A_\phi \cdot F_v = L_e \cdot t \cdot F_v$$

de donde se obtiene que la distancia al borde, d es: $L_c = \frac{A_\phi}{t}$

El código AISC requiere esta distancia al borde en la sección 1-16.4, y usar una distancia al borde $L_e' = 2 \cdot L_e$, cuando el perno esta trabajando con dos planos de corte.

Cuando se valla a punzonar los agujeros, es necesario tener distancias adecuadas al borde y al extremo, para evitar daños por alabeo en el material. Las especificaciones del AISC (sección 1-16.4) dan estas distancias basadas en el diámetro nominal del perno. En la tabla A-8 se entregan las distancias mínimas al borde, para bordes cortados y para bordes cizallados, para diferentes diámetros de conectores. Para diámetros de pernos, $d_\phi \leq 1 \frac{1}{4}"$ (30mm), la dimensión nominal medida desde el centro del agujero al borde es:

- Borde Cizallado: $L_e = 1,7 \cdot diametro$ (redondeado hasta 1/8" mas cercano, ó 3mm)
- Borde Laminado: $L_e = 1,4 \cdot diametro$ (redondeado hasta 1/8" mas cercano, ó 3mm)

9.3.- Distribución de los pernos y distancias de Gramil.

Es necesario asegurarse de una conexión razonablemente compacta y donde el material conectado está en un contacto razonablemente efectivo, de manera que la fricción desarrollada por el agarre, sea uniforme en las partes. Si los pernos están muy juntos, se tendrá una interferencia, ya que el máximo coeficiente de fricción es $\mu = 0,5$, y la superposición de los efectos produce una resistencia límite de fricción (es decir, μ no aumenta sin límite con el aumento de N). Un espaciamiento demasiado cercano puede traer dificultades al instalar los conectores, ya que la cabeza de la llave requiere un espacio mínimo de operación.

Estos problemas se resuelven con el uso de los requerimientos mínimos de espaciamiento.

$$\text{AISC (Sección 1-16.4):} \quad S_{\min} = 2,67 \cdot d_{\phi} \cdot (3 \cdot d_{\phi})$$

$$\text{AASHTO (Sección 1-7.22C):} \quad S_{\min} = 3 \cdot d_{\phi}$$

El máximo espaciamiento de una sola línea de conectores en la dirección del esfuerzo se debe generalmente a limitar a $12 \cdot t$, donde t : espesor de la parte más delgada que se ha de conectar. Este espaciamiento se puede usar para el AISC y para AASHTO.

La práctica de fabricación, junto con el amplio uso de los conectores con diámetros de $\frac{3}{4}$ hasta 1 pulgada, ha llevado a cabo a establecer ciertas distancias de gramil normales. Estos valores se muestran en las tablas de perfiles laminados y dependen del ancho de los lados en los ángulos.

Además se debe verificar la mínima distancia al borde de los ángulos, de modo que el tamaño del conector no resulte en un agujero que está demasiada cerca del borde para satisfacer las especificaciones.

9.4.- Diseño mínimo de las Conexiones.

Las especificaciones AISC requieren que todas las conexiones, excepto de las armaduras, que soportan esfuerzos calculados se diseñan para la carga, pero no menos de 27Kn.

Las especificaciones AISC requieren que las conexiones en las armaduras, ya sea a tensión o compresión, se diseñan para la carga de diseño, pero que nunca sea menor que el 50% de la resistencia efectiva del elemento, basada en el tipo de esfuerzo de diseño.

Las especificaciones ASSHTO requieren que las conexiones se diseñen sobre la base del promedio de la carga de diseño y la resistencia efectiva del miembro, pero que no sea menor que el 75% de la resistencia efectiva del elemento. Esto se debe a que muchos elementos estructurales en el diseño de la ASSHTO están controlados por otros factores que no son el esfuerzo, como la esbeltez de los elementos (L/r). Se requieren cuando menos dos conectores en cualquier conexión diseñada según la ASSHTO.

9.5.- Distribución del corte y el aplastamiento entre los conectores de un grupo.

Una premisa básica en el diseño de las conexiones es que cada conector soporte una porción de la carga de la conexión. Para una conexión con conectores de tamaño constante, en patrón simétrico y cargados de tal modo que la carga pase por el centro del patrón, la carga es:

$$P_{conector} = \frac{P_{total}}{\text{número de conectores}}$$

Esta suposición se puede hacer para el corte o el aplastamiento del conector. En algunas especificaciones se considera al aplastamiento como el producido por el conector sobre el metal base y en otras del metal base sobre el conector. El área de corte se obtiene utilizando el diámetro nominal del conector. El área de aplastamiento es igual a 1 diámetro proyectado por el conector \times espesor de la placa: la carga P_i del conector es:

$$P_v = A_g \cdot F_v \quad (\text{corte})$$

$$P_p = d_\phi \cdot e_p \cdot F_p \quad (\text{aplastamiento})$$

No se tiene en cuenta el hecho que el tamaño del agujero sea 1/16 pulgadas (1,6mm) mayor que la espiga del perno, para el caso del aplastamiento.

Cuando el grupo de conectores es asimétrico, o la carga no pasa por el centroide del grupo, los conectores no están igualmente esforzados.

Se observa que el esfuerzo de corte admisible F_v depende de la suposición de diseño de que la conexión sea del tipo fricción o de aplastamiento, y de que si el hilo del perno está en el plano de corte para la conexión tipo aplastamiento. Según BRICEÑO (2000).

Capítulo V. Creación del Software.

10.- Funcionamiento del Programa

El Programa se ejecuta haciendo doble click sobre el icono conexiones dentro de la carpeta “Creación de un software en el Lenguaje Php”

A continuación se despliega la portada y un menú, como el que se observa a continuación.

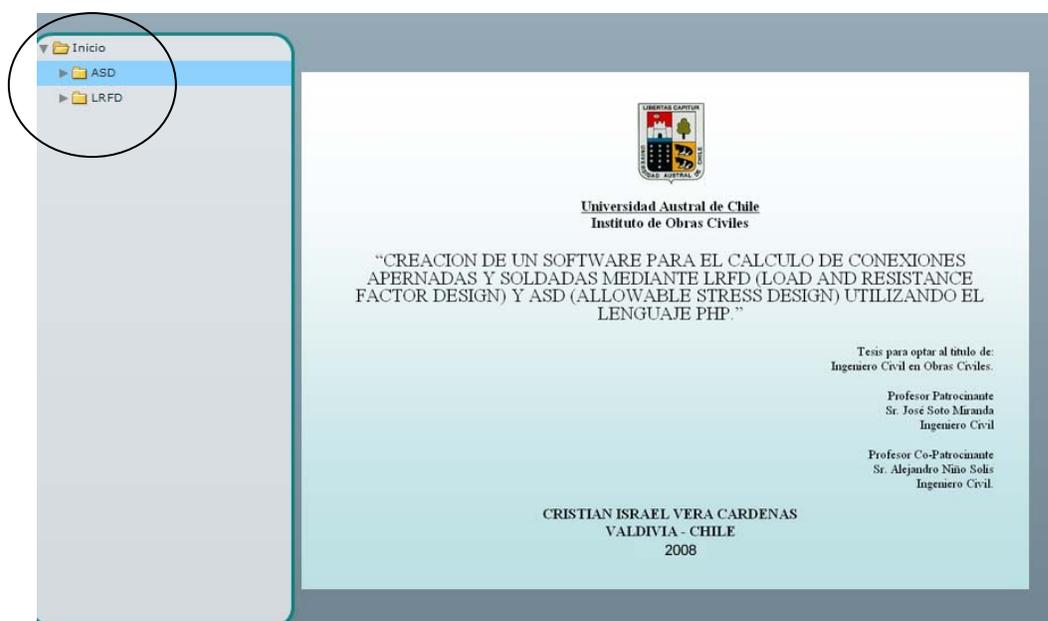


Figura 31: Pantalla Inicio Software.

Fuente: Elaboración Propia

Una vez seleccionado el método de diseño, se despliegan los tipos de conexiones que se trataron en esta tesis, tanto para conexiones apernadas como soldadas, cabe señalar que el menú es el mismo tanto para el método ASD, como LRFD, lo que varía son las fórmulas y las condiciones de diseño que utiliza cada método. Esto se pudo apreciar a través de los distintos diagramas de flujo descritos.

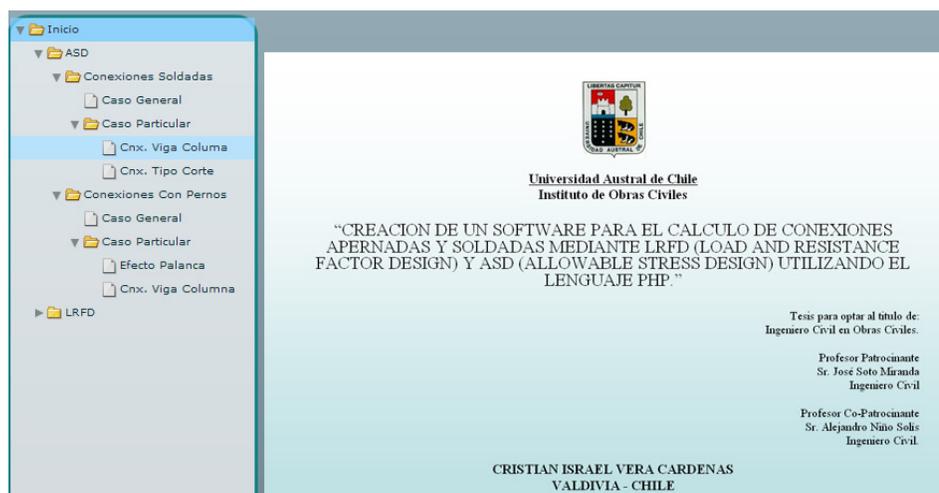


Figura 32: Menú Software.

Fuente: Elaboración Propia

Para ingresar a un determinado tipo de conexión se debe hacer click sobre esta, una vez dentro de la conexión que se desea diseñar, se deben definir las variables geometrías y las solicitaciones, todos los datos que sean de ingresos permiten hacer click sobre esa celda, a diferencia de aquellos que entregan resultados, los cuales no pueden modificarse.

Ingresemos por ejemplo en el método ASD en Conexiones con Pernos al tipo “Conexión Viga Columna”

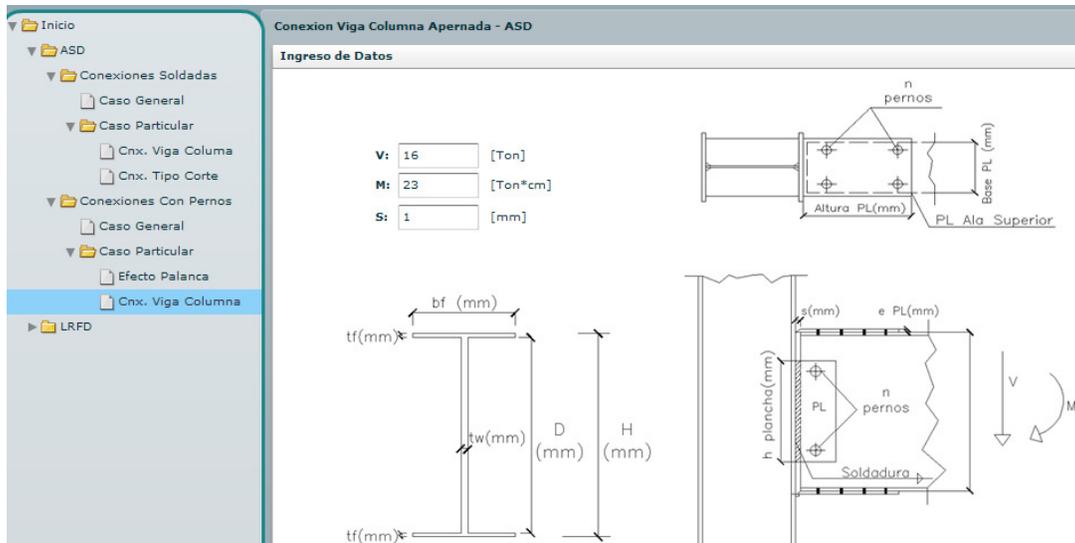


Figura 33: Ventana Conexión Viga Columna.

Fuente: Elaboración Propia

Aquí se observa que se deben definir las solicitaciones para poder empezar con el diseño de la conexión, cada conexión posee una figura para poder apreciar gráficamente el tipo de conexión que se selecciona.

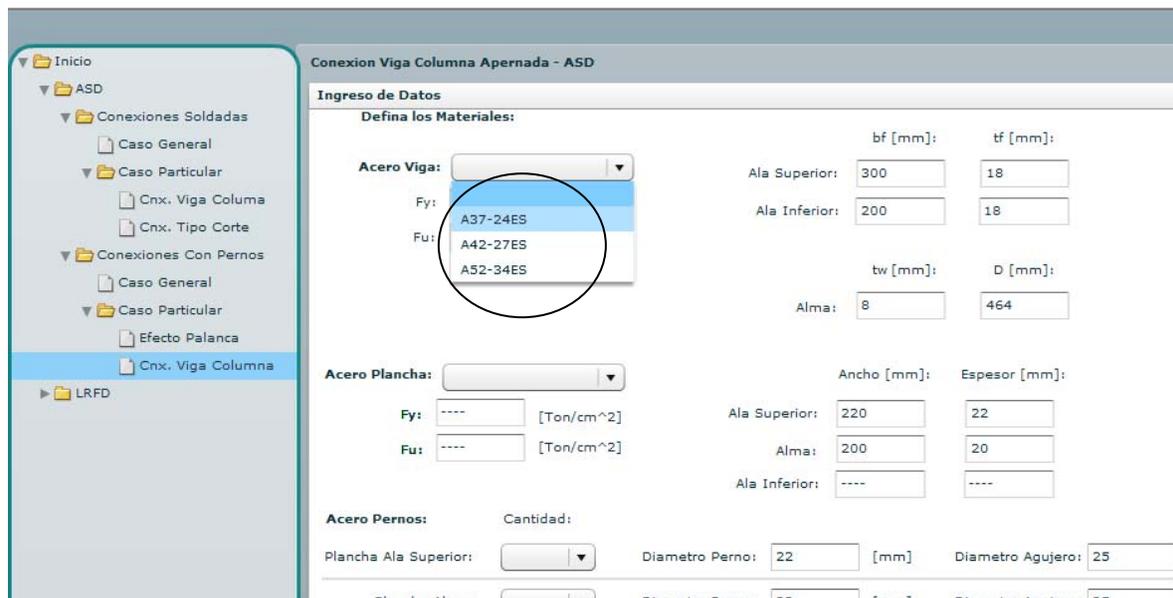


Figura 34: Variables a utilizar en el Software

Fuente: Elaboración Propia

Se deben definir los tipos de materiales utilizados, los tipos de acero para la viga, planchas y pernos. Se consideran aceros nacionales, los cuales se despliegan a través de un “combo”, que da automáticamente algunas de las propiedades del acero seleccionado.

Se debe definir la geometría de las secciones a analizar, para este efecto se presentan imágenes representativas de tal manera que el usuario tenga una referencia de los parámetros que se utilizan.



Figura 35: Esquema de Acordeones en el Software

Fuente: Elaboración Propia.

Algunas ventanas poseen “acordeones” para diferenciar el ingreso de datos de los resultados, una vez cargadas las solicitudes y las demás variables, se debe hacer click sobre el acordeón y se cambia de pantalla, Haciendo click en dicha ventana sobre los botones “calcular” se obtienen los valores necesarios para el diseño y/o chequeo de la conexión.

Elemento	A [cm ²]	Yg [cm]	A*Yg [cm ²]	A*Yg ² [cm ⁴]	I0 [cm ⁴]
Ala Superior	54.000	49.100	2651.400	130183.740	14.580
Alma	37.120	25.000	928.000	23200.000	6659.823
Ala Inferior	36.000	.900	32.400	29.160	9.720
Totales	127.120		3611.800	153412.900	6684.123

Inercia: 160097.023 [cm⁴]

Calculo del Centroide:
Yg: 28.413 [cm]

Inercia Respecto del Centroide:
Ix1: 57473.229 [cm⁴]
Ix2: 100859.285 [cm⁴]

Figura 36: Entrega de Resultados del Software

Fuente: Elaboración Propia.

Los resultados que se obtiene se muestran en pantalla, en una celda, la cual no se puede modificar como se señalo anteriormente, el calculo de dicha conexión se puede observar en el diagrama de flujo descrito dentro del marco teórico de esta tesis.

Cuando existen condiciones que no se cumplen (if) el algoritmo utilizado en la mayoría de las conexiones aconseja “rediseñar”, por lo cual deberían cargarse nuevamente los datos si se estuviese diseñando una

determinada conexión, en el caso de que se quisiera chequear en base a datos ya conocidos, la respuesta sería inmediata.

Cabe señalar que el programa es bastante sencillo en la interfaz usuario-pc, como se puede apreciar el ingreso de datos está claramente diferenciado de los resultados, lo que si se recomienda que para el uso de este programa se tengan nociones mínimas de diseño de conexiones, ya sea el rango entre el cual pueden fluctuar las solicitudes de acuerdo a una geometría definida o bien en la interpretación de los resultados.

11.- Análisis de Resultados.

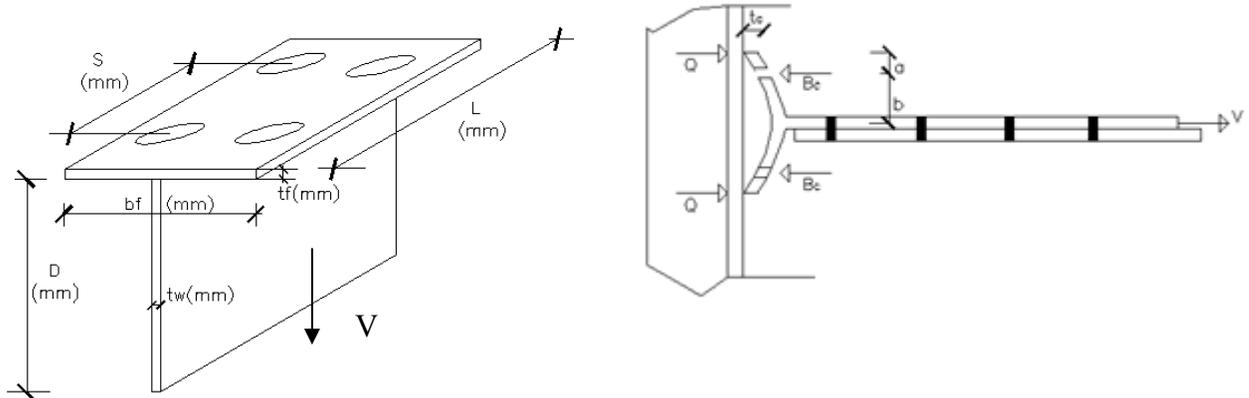
En este capítulo se pretende reflejar a través de un ejemplo numérico, lo que se ha venido planteando a lo largo del desarrollo de este tema de tesis, el Método ASD utiliza factores de seguridad mayores que LRFD, lo cual lo hace un método más conservador, respecto de este último que considera factores ponderados para cada carga en las distintas condiciones de carga.

A través de ejemplos realizados por el programa elaborado podremos observar, cuán más conservador, es un método sobre el otro.

Consideraremos un ejemplo para Conexión Apornada, "Prying Action" o efecto Palanca, y un ejemplo para conexión Soldada.

Prying Action (Efecto Palanca)

El valor de la sollicitación, ingresado en el programa corresponde al siguiente estado de carga.



Para el Método ASD, tenemos que la combinación que rige es $V; D+L=8\text{ton}$

Para el Método LRFD, tenemos que la condición que rige es $V; 1,2D+1,6L=11,84\text{ton}$.

Para ambos métodos se considera $D=30\%$ (Peso Propio)

$L=70\%$ (Sobrecarga)

Luego la sollicitación es dato $V = 8[\text{ton}]$ para el método ASD, y $V = 11,84[\text{ton}]$ para el método LRFD, bajo el mismo estado de carga y considerando las combinaciones mencionadas anteriormente.

La geometría de la sección también es dato. El Perfil posee las siguientes características:

$$b_f = 200[mm]$$

$$t_f = 50[mm]$$

$$b_w = 12[mm]$$

$$D = 150[mm]$$

$$L = 300[mm]$$

$$s = 220[mm]$$

El Diámetro de los pernos es 10mm

El Acero utilizado para la Viga y Pernos será A37-24ES

La resistencia de diseño del Pernos es:

$$B = 1,113(\text{ton}) \quad \text{ASD}$$

$$B = 1,413(\text{ton}) \quad \text{LRFD}$$

Las variables geométricas de diseño son:

$$b = 214[mm]$$

$$a = 194[mm]$$

$$b' = 209[mm]$$

$$a' = 189[mm]$$

Estos valores son independientes del método de diseño.

La Carga Factorizada por perno sería.

$$T = 1,334 (\text{ton}) \quad \text{para ASD}$$

$$T = 2,960 (\text{ton}) \quad \text{para LRFD}$$

Calculo de δ (Razón Área Neta línea pernos/área total cara del alma)

Incremento del diámetro del agujero

$$d' = 11.58[mm] \quad \text{ASD}$$

$$d' = 13.17[mm] \quad \text{LRFD}$$

$$\delta = 0,923 \quad \text{ASD}$$

$$\delta = 0,913 \quad \text{LRFD}$$

Calculo de α (Razón de momento en la línea de pernos/Momento en eje del alma)

$$\alpha = 0,815 \text{ ASD}$$

$$\alpha = 0,761 \text{ LRFD}$$

Espesor del Ala requerida.

$$t_c = 2,29[\text{cm}] \text{ ASD}$$

$$t_c = 1,91[\text{cm}] \text{ LRFD}$$

Calculo Fuerza Apalancamiento.

$$B_c = 5,814[\text{ton}] \text{ ASD}$$

$$B_c = 10,398[\text{ton}] \text{ LRFD}$$

En Este tipo de conexión lo que se desea chequear, es si la resistencia de diseño del perno soporta dicha sollicitación, además de corroborar si el espesor del alma del perfil (t_f) es necesario para soportar dicha carga.

Como se puede apreciar el ingresado como espesor del ala t_f es de 50mm, por lo que la conexión en ambos casos cumple, (ASD y LRFD) sin embargo se aprecia la diferencia en el espesor según el método de diseño.

ASD exige un perfil con un ala mínima de 2,29cm, mientras que LRFD exige 1,91cm.

Finalmente la fuerza de apalancamiento es el valor mas significativo de analizar, el método ASD entrega como resultado 5,814ton, LRFD permitiría casi el doble de esta fuerza para el efecto de apalancamiento $B_c = 10,39\text{ton}$. En este caso ambas esfuerzos son mayores que la resistencia de diseño del Perno, por lo que se recomienda rediseñar la conexión.

El concepto de rediseñar, queda abierto al criterio del diseñador y aquellas personas que utilicen este programa, se deben fluctuar algunos valores, que hagan que esto no ocurra, para ello se debe tener un mínimo de conocimiento sobre este tema.

Conexión Soldada Tipo Corte

Para este ejemplo utilizaremos la configuración mostrada en la siguiente figura.

Cargas

$$P_x = 0 \text{ [ton]}$$

$$P_y = -7.5 \text{ [ton]}$$

$$P_z = 0 \text{ [ton]}$$

Coordenadas Aplicacion de Carga

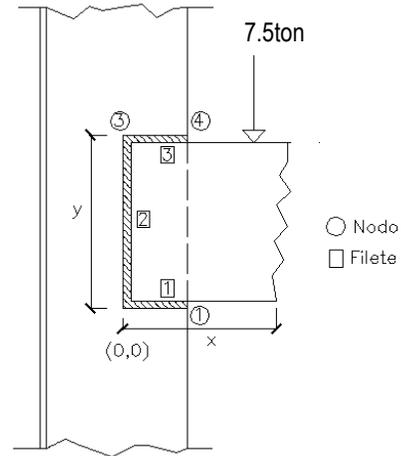
$$x = 40 \text{ [cm]}$$

$$y = 30 \text{ [cm]}$$

$$z = 0 \text{ [cm]}$$

$$F_v = 1,0 \text{ [ton/cm}^2\text{]}$$

Tipo Electrodo E60XX(LRFD) $f_y = 3,5 \text{ ton/cm}^2$



Ingreso Nodos

Nodo	x(cm)	y(cm)
1	15	0
2	0	0
3	0	30
4	15	30

Ingreso Filetes

Filete	Nodo Inic.	Nodo Final
1	1	2
2	2	3
3	3	4

El valor de la sollicitación, ingresado en el programa corresponde al siguiente estado de carga.

Para el Método ASD, tenemos que la combinación que rige es P_y ; $D+L=7,5 \text{ ton}$

Para el Método LRFD, tenemos que la condición que rige es P_y ; $1,2D+1,6L=9,5 \text{ ton}$.

Para ambos métodos se considera $D=30\%$ (Peso Propio)

$L=70\%$ (Sobrecarga)

Luego la sollicitación es dato $P_y = -7,5 \text{ [ton]}$ para el método ASD, y $P_y = -9,5 \text{ [ton]}$ para el método LRFD, bajo el mismo estado de carga y considerando las combinaciones mencionadas anteriormente.

En el programa se debe definir el número de nodos, para este caso particular serían 3, a continuación de deben definir los filetes (cordones) que conforman la conexión, dichos cordones poseen un punto inicial y un punto final basados en los nodos definidos anteriormente.

Una vez definidas todas las variables el programa comienza a calcular, el objetivo de esta conexión es encontrar el cordón mínimo de soldadura con el cual dicha conexión satisface las sollicitaciones que la requieren.

Calculo del Centroide

$$x_g = 3,75[cm]$$

$$y_g = 15[cm]$$

Calculo de Inercia.

$$I_x = 9002,5[cm^3]$$

$$I_y = 1408,75[cm^3]$$

$$I_z = 10411,25[cm^3]$$

Los cordones se consideran como elementos lineales, de allí las unidades de la Inercia calculada.

Ambos métodos de diseño, trabajan de manera distinta este tipo de conexión de acuerdo a las especificaciones AISC, no obstante, lo que se desea obtener es el valor del cordón de soldadura con el cual se satisface la conexión.

Estudiaremos por separado ambos métodos, considerando los factores de acuerdo a las especificaciones AISC, no obstante lo valor como el centroide y la Inercia calculados anteriormente, son valores que dependen solo de la geometría de la conexión, por ende son independientes de cualquier método de diseño,

Analizamos de acuerdo al **Método ASD**.

Calculo de Momentos y Esfuerzos de Corte. (con respecto al centroide de la union)

$$M_x = 0,00[ton \cdot cm]$$

$$M_y = 0,00[ton \cdot cm]$$

$$M_z = -271,875[ton \cdot cm]$$

$$f_x' = 0,00[Ton / cm]$$

$$f_y' = 0,125[Ton / cm]$$

Calculo de Ecuaciones de Flujo.

$$f_x = 0,000 - 0,026y$$

$$f_y = -0,125 - 0,026x$$

$$f_z = 0$$

Una vez obtenidas las ecuaciones del flujo, el programa calcula el flujo en los puntos extremos de la conexión, es decir se traslada el sistema de coordenadas al centroide y se evalúa en los nodos ingresados al principio del problema.

Los resultados se presentan en una grilla de modo que el usuario pueda visualizar de una forma mas ordenada los valores obtenidos.

Nodo	x (cm)	Y (cm)	fx (ton/cm2)	fy (ton/cm2)	Flujo Total	a (cm)
1	11,25	-15	0,391	-0,418	0,572	0,81
2	-3,75	-15	0,391	-0,027	0,392	0,55
3	-3,75	15	-0,392	-0,027	0,393	0,55
4	11,25	15	-0,392	-0,418	0,573	0,81

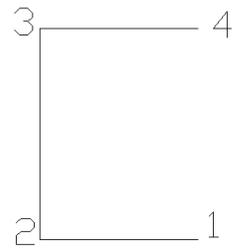


Tabla 7: Grilla de Resultados

Fuente: Elaboración Propia.

Se puede optar por el valor más conservador, es decir considerar un espesor de 0,81cm como el espesor mínimo del cordón de soldadura.

Analizamos de acuerdo al Método LRFD

$$P_y = -9,5[\text{ton}] \text{ (Segun convenio signos programa)}$$

$$P_x = 0[\text{ton}]$$

$$P_z = 0[\text{ton}]$$

$$x = 40[\text{cm}]$$

$$y = 30[\text{cm}]$$

$$z = 0[\text{cm}]$$

$$F_v = 1,0[\text{ton/cm}^2]$$

Tipo Electrodo E60XX(LRFD)

Esfuerzo de Corte calculado.

$$f_x' = 0, P_x = 0$$

$$f_y' = 0,159[\text{ton/cm}] \left(f = \frac{P_y}{A_{\text{nodos}}} \right)$$

Flujo Disponible en Puntos Extremos.

Generalmente se mide en bordes tomando como referencia el centroide, se calcula en el flujo disponible y posteriormente el espesor del cordón. Para ellos tenemos los datos.

Momento: -271,875 ton-cm

$$I_x = 9002,5[\text{cm}^3]$$

$$I_y = 1408,75[\text{cm}^3]$$

$$I_z = 10411,25[\text{cm}^3]$$

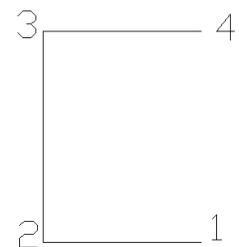
Producto del Momento ocasionado por la acción de P_y , se general los términos f_x'' y f_y'' , por definición:

$$f_x'' = \frac{M_z \cdot y}{I_z}; f_y'' = \frac{M_z \cdot x}{I_z}; f_z'' = \frac{M_x \cdot y}{I_x} + \frac{M_y \cdot x}{I_y}$$

estos términos son incorporados dentro de la ecuación del calculo de flujo, por ende no se consideran como una columna independiente.

Podemos estudiar, que ocurre en los puntos extremos, medidos desde el centroide

Nodo	x (cm)	Y (cm)	fx (ton/cm2)	fy (ton/cm2)	Flujo Total	Esp (mm)
1	11,25	-15	0,391	-0,418	0,572	0,514
2	-3,75	-15	-0,391	-0,027	0,392	0,352
3	-3,75	15	-0,392	-0,027	0,393	0,352
4	11,25	15	0,392	-0,418	0,573	0,514

**Flujo Disponible Total.**

$$f_{\text{disp}} = 0,573\text{ton/cm}$$

Espesor del cordón de soldadura requerido.

$$a = 0,514[cm] \left(a = \frac{f_{disp}}{0.707 \cdot 0.75 \cdot 0.6 \cdot f_y EXX} \right)$$

El tamaño del cordón de soldadura obtenido es para cada uno de los cordones que conforman la conexión, para el cálculo de este espesor las especificaciones AISC – LRFD, hacen referencia a un determinado tipo de electrodo usado, a diferencia de las especificaciones ASD, que se refieren a un valor global de la resistencia de soldadura independiente del tipo de esta.

Se puede apreciar la diferencia entre ambos métodos de diseño, mientras ASD recomienda un espesor de 0,81cm (en el caso más desfavorable), el método de diseño LRFD recomienda 0,51cm de espesor para la misma conexión.

Mediante estos dos ejemplos se demuestra, que el método de diseño ASD, es mucho mas conservador que el método de diseño LRFD, en valores que superan fácilmente un 50% para un determinado tipo de conexión y configuración de esta misma.

Conexión Apernada Caso General.

A continuación se analiza un ejemplo de una conexión apernada, considerando un caso general. Utilizamos la siguiente configuración.

Carga $P_y = -2,0[ton]$ (según convención de signos del programa)

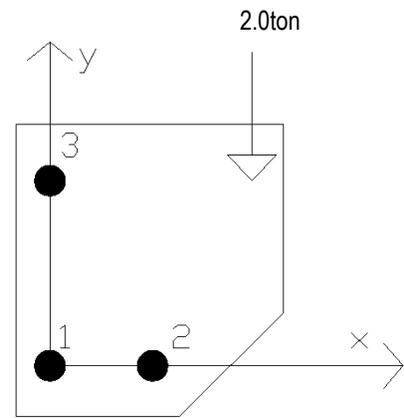
Coordenadas aplicación de la carga: $x = 42[cm]$, $y = 20[cm]$

Esfuerzo de Corte Admisible en los Pernos: $F_v = 0,7[ton / cm^2]$

Número de Pernos: 3

El Ingreso de los pernos se realiza mediante una grilla.

Perno	x(cm)	y(cm)	Diámetro (cm)
1	0	0	1,8
2	14	0	1,8
3	0	20	3,0



Una vez ingresado todos los datos procedemos a calcular.

Calculo de Centroide.

$$x_g = 2,93[cm]$$

$$y_g = 11,62[cm]$$

Calculo Momento de Inercia.

$$\Sigma A(x^2 + y^2) = 1578,10[cm^2]$$

Obtenidos estos datos se procede a calcular, los esfuerzos a los cuales son solicitados los pernos debido al Corte y a Momento, para finalmente chequear con el esfuerzo de corte admisible de dicho perno.

Perno	x(cm)	y(cm)	Rx' (ton)	Ry' (ton)	Rx'' (ton)	Ry'' (ton)	Rtotal (ton)	fv (ton/cm2)
1	0	0	0,00	-0,418	-1,465	0,37	1,466	0,58
2	14	0	0,00	-0,418	-1,465	-1,39	2,332	0,92
3	0	20	0,00	-1,163	2,931	1,03	2,935	0,41

Tabla 9: Tabla Resultados Conexión Caso General.

Fuente: Elaboración Propia.

Donde:

R_x' : Esfuerzo debido a corte puro en dirección x

R_y' : Esfuerzo debido a corte puro en dirección y

R_x'' : Esfuerzo debido Momento Flector en dirección x

R_y'' : Esfuerzo debido Momento Flector en dirección y

Para este ejemplo en particular, el perno 2 sería el mas solicitado, $f_v = 0,92[ton/cm^2] > F_v = 0,7[ton/cm^2]$, por lo que se aconseja rediseñar.

Capítulo VI. Comentarios y Conclusiones.

La aplicación del sistema computacional a los diferentes tipos de conexiones analizados, facilita el cálculo y el análisis. Esto se puede apreciar en la facilidad para efectuar análisis de sensibilidad en conexiones, variando las propiedades físicas y geométricas de los diferentes elementos que componen la conexión.

Respecto a los métodos de diseño estudiados, y para el estado de carga P_p+Sc , se comprueba que a partir de los ejemplos numéricos estudiados, para todos los tipos de conexiones analizados en este trabajo, el método ASD (Allowable Stress Design) es más conservador respecto del método LRFD (Load And Resistance Factor Design).

Desde el punto de vista económico, el método LRFD considerando la condición $1.2D + 1.6L$ es más barato que el método ASD, bajo la condición $D+L$, ambas bajo el estado de carga P_p+Sc . Además es conveniente usar el LRFD cuando la relación de carga muerta a viva es próxima e inferior a uno, siendo convenientes en caso de estructuras livianas que soportan cargas de techo. Según SEGUI (2000)

El Desarrollo de esta tesis, y la creación del software en el lenguaje PHP, se puede considerar como un punto de partida en este tema, podría ser un complemento para un próximo trabajo, el ir agregando las modificaciones que se implementan en las respectivas Normas AISC, o también incorporar algunos capítulos dichas especificaciones, cuyos alcances no forman parte de este trabajo, también se pueden incorporar las modificaciones que se van implementando en el Manual del Instituto Chileno de Acero (ICHA), u otras conexiones con excentricidad fuera del plano, como conexiones con tensión previa y conexiones sin tensión previa, de manera de integrar todos los elementos necesarios para fortalecer el software.

El lenguaje PHP posee características que lo hacen de gran utilidad para el cálculo de conexiones, entrega resultados mediante grillas (tablas) en las cuales se despliegan los valores que necesitamos para verificar dicha conexión, posee una librería para aplicaciones matemáticas, que es bastante sencilla de aplicar para la creación de algoritmos y mediante un servidor permite ver este programa a través de Internet.

Anexo A.

A continuación se presenta como anexo, algunas tablas de las especificaciones AISC LRFD que se utilizaron como referencia para el desarrollo del programa, cabe señalar que las especificaciones al trabajar con el sistema inglés, las unidades en las que se presentan debieron ser transformadas de tal manera de entregar los resultados de acuerdo al sistema internacional.

TABLE J2.3	
Minimum Effective Throat Thickness of Partial-Joint-Penetration Groove Welds	
Material Thickness of Thinner Part Joined, in. (mm)	Minimum Effective Throat Thickness, ^[a] in. (mm)
To 1/4 (6) inclusive	1/8 (3)
Over 1/4 (6) to 1/2 (13)	3/16 (5)
Over 1/2 (13) to 3/4 (19)	1/4 (6)
Over 3/4 (19) to 1 1/2 (38)	5/16 (8)
Over 1 1/2 (38) to 2 1/4 (57)	3/8 (10)
Over 2 1/4 (57) to 6 (150)	1/2 (13)
Over 6 (150)	5/8 (16)

^[a]See Table J2.1.

Tabla 8: Espesor mínimo efectivo de garganta para juntas en soldadura de penetración.

Fuente: Tabla J2.3 Especificaciones AISC – LRFD.

TABLE J2.4	
Minimum Size of Fillet Welds	
Material Thickness of Thinner Part Joined, in. (mm)	Minimum Size of Fillet Weld, ^[a] in. (mm)
To 1/4 (6) inclusive	1/8 (3)
Over 1/4 (6) to 1/2 (13)	3/16 (5)
Over 1/2 (13) to 3/4 (19)	1/4 (6)
Over 3/4 (19)	5/16 (8)

^[a] Leg dimension of fillet welds. Single pass welds must be used.
Note: See Section J2.2b for maximum size of fillet welds.

Tabla 9: Tamaño mínimo de filetes para soldadura.

Fuente: Tabla J2.4 Especificaciones AISC – LRFD.

TABLE J2.5 (cont.) Available Strength of Welded Joints, kips (N)					
Load Type and Direction Relative to Weld Axis	Pertinent Metal	ϕ and Ω	Nominal Strength (F_{bm} or F_w) kips (N)	Effective Area (A_{BM} or A_w) in. ² (mm ²)	Required Filler Metal Strength Level ^{[a][b]}
FILLET WELDS INCLUDING FILLETS IN HOLES AND SLOTS AND SKEWED T-JOINTS					
Shear	Base	Governed by J4			Filler metal with a strength level equal to or less than matching filler metal is permitted.
	Weld	$\phi = 0.75$ $\Omega = 2.00$	$0.60 F_{EXX}^{[d]}$	See J2.2a	
Tension or Compression Parallel to weld axis	Tension or compression in parts joined parallel to a weld need not be considered in design of welds joining the parts.				
PLUG AND SLOT WELDS					
Shear Parallel to faying surface on the effective area	Base	Governed by J4			Filler metal with a strength level equal to or less than matching filler metal is permitted.
	Weld	$\phi = 0.75$ $\Omega = 2.00$	$0.60 F_{EXX}$	J2.3a	
^[a] For matching weld metal see AWS D1.1, Section 3.3. ^[b] Filler metal with a strength level one strength level greater than matching is permitted. ^[c] Filler metals with a strength level less than matching may be used for groove welds between the webs and flanges of built-up sections transferring shear loads, or in applications where high restraint is a concern. In these applications, the weld joint shall be detailed and the weld shall be designed using the thickness of the material as the effective throat, $\phi = 0.80$, $\Omega = 1.88$ and $0.60 F_{EXX}$ as the nominal strength. ^[d] Alternatively, the provisions of J2.4(a) are permitted provided the deformation compatibility of the various weld elements is considered. Alternatively, Sections J2.4(b) and (c) are special applications of J2.4(a) that provide for deformation compatibility.					

Tabla 10: Esfuerzos disponibles en las juntas soldadas.

Fuente: Tabla J2.5 Especificaciones AISC – LRFD.

Espesor de la plancha más gruesa a unir	Dimensión nominal		Garganta efectiva, s_{ef}	
	$s_{min.}^{*)}$	$s_{max.}^{**)}$	En AM	En AS
$3 \leq e < 4$	3	Si $e < 6$	Si $s_1 \neq s_2$ ^{***)}	Si $s \leq 10$
$4 \leq e \leq 6$	4		$s_1 \quad s_2$	
$6 < e \leq 12$	5	$s_{max.} = e$	$s_{ef} = \frac{s_1 s_2}{s_1 + s_2}$	$s_{ef} = s$
$12 < e \leq 20$	6			
$20 < e \leq 38$	8	Si $e \geq 6$	Si $s_1 = s_2$	Si $s > 10$
$38 < e \leq 56$	10			
$56 < e \leq 132$	12	$s_{max.} = e - 2$	$s_{ef} = 0,707 s$	$s_{ef} = 0,707 s + 3,0$
$132 < e$	16			

*) $s_{min.}$ no requiere ser mayor que el espesor menor de los elementos unidos salvo que por el cálculo se requiera una dimensión mayor.

**) $s_{max.}$ a considerar en el diseño de una unión, deberá ser tal que la tensión en el material adyacente no exceda los valores admisibles indicados en párrafo 11.1.

***) s_1, s_2 designan los lados de un filete de alas desiguales.

Tabla 11: Dimensiones y garganta efectiva. mm (Soldadura de filete).

Fuente: Tabla 55. Nch 427cR 1977.

Anexo B.

Aquí se consideran algunas hipótesis para el cálculo de las conexiones estudiadas a lo largo de estas tesis.

Por lo general los momentos de flexión desarrollados en un conector en la unión de placas se calculan suponiendo ciertas hipótesis, como los de la figura siguiente

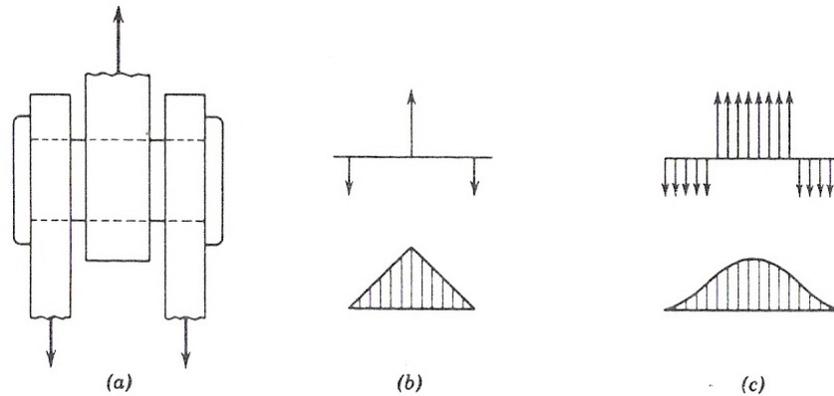


Figura 37. Hipótesis Momentos a Flexión en conectores

Fuente: TIMOSHENKO (2000)

La figura (a) muestra la conexión misma, la figura (b) el momento en el perno suponiendo cargas concentradas y la figura (c) el momento en el conector suponiendo cargas uniformes.

Para un momento M dado, y suponiendo los esfuerzos dentro del límite elástico, el esfuerzo máximo en las fibras del perno esta dado por la ecuación siguiente:

$$f = \frac{Mc}{I} = \frac{M[d/2]}{\pi \left[\frac{d^4}{64} \right]} = \frac{10,2M}{d^3}$$

Escrito como el momento en función de la tensión máxima f :

$$M = \frac{fd^3}{10.2}$$

Por lo tanto el momento máximo obtenido para la tensión de fluencia es:

$$M_y = \frac{F_y d^3}{10.2}$$

En el rango plástico, la resistencia última de flexión M_u puede calcularse aproximadamente suponiendo una distribución rectangular de esfuerzos, con un valor máximo igual a F_y , obteniéndose la siguiente relación:

$$M_u = F_y \left(\frac{\pi d^2}{8} \right) \left(\frac{4d}{3\pi} \right) = \frac{F_y d^3}{6}$$

De este modo, si se permite la flexión plástica, la resistencia última del conector es $10,2/6$, o sea $1,7$ veces mayor que la indicada por la teoría elástica.

En virtud que los esfuerzos de flexión en un pasador se calculan sobre la base de la teoría simple de vigas (elástica o plástica), puede pensarse que el esfuerzo de corte debería calcularse sobre la misma base.

Si suponemos que la flexión no excede la resistencia de fluencia, el corte máximo en el eje neutro del perno sería:

$$f_v = \frac{V \cdot Q}{I_x} = \frac{(\pi d^2 / 8)(4d / 6\pi)}{d} = \frac{16V}{3\pi d^2} = \frac{4V}{3A}$$

Este esfuerzo es $4/3$ mayor que el calculado nominalmente f/A

En ediciones pasadas de la norma se ha buscado un concepto balanceado de diseño para el desarrollo de criterios de uniones mecánicas con pernos, para resistir el corte transmitido por medio del aplastamiento de los pernos con los lados de los agujeros. Esta filosofía se tradujo en una gran variación en el factor de seguridad para los pernos porque la razón de fluencia para los esfuerzos de tensión aumenta significativamente con los aumentos en el grado de acero. Tomando como variable la longitud de la conexión, en el caso de conexiones muy largas, los pernos extremos pueden alcanzar la tensión máxima antes que los pernos interiores.

Por medio de un modelo matemático fue posible estudiar la interrelación antes mencionada, concluyéndose que el factor de seguridad para conexiones compactas (agrupación corta de pernos) alcanza a $3,3$ mientras que para una conexión alargada es aproximadamente $2,0$. Según TIMOSHENKO (2000)

La aplicación del método LRFD a otros elementos estructurales, nos ayuda a entender lo dicho anteriormente, supongamos que un determinado miembro estructural esta sujeto a una carga Axial P_n y este sujeta a una combinación de cargas vivas y muertas $D + L$.

Para LRFD utilizaremos $\phi = 0,9$

Para LRFD utilizaremos $\Omega = 1,67$

Los factores ASD no son directamente comparables con los factores LRFD debido a que se compararían fuerzas últimas con capacidades admisibles.

Lo que si se puede comparar son los niveles de carga de servicio, comparando con una carga de servicio equivalente, de cada combinación. Utilicemos la siguiente carga de servicio equivalente:

$$P_{S_{equiv}} = D + L$$

La combinación de carga que controla en el Método ASD es:

$$P_a = 1,0 \cdot D + 1,0 \cdot L = 1,0 \cdot (D + L) = 1,0 \cdot P_{S_{equiv}}$$

Podemos determinar la carga total equivalente permitida por ASD usando la desigualdad de diseño.

$$P_{S_{equiv}} = \frac{P_n}{\Omega}$$

$$P_{S_{equiv}} = \frac{P_n}{1,67} = 0,60 P_n$$

$$\frac{P_{S_{equiv}}}{P_n} \leq 0,60$$

La combinación de carga que controla el método LRFD, es:

$$P_u = 1,2 \cdot D + 1,6 \cdot L$$

Utilizamos las siguientes definiciones.

$$D = x(\%) P_{S_{equiv}}$$

$$L = (1 - x\%) P_{S_{equiv}}$$

Sustituyendo estas definiciones en la ecuación de carga tenemos:

$$P_{S_{equiv}} = \frac{P_u}{1,6 - 0,4x}$$

El termino $1,6 - 0,4x$ es un factor de carga compuesta que depende de la cantidad de carga muerta (dead load) que podría variar de acuerdo a la combinación de carga que controle.

Substituyendo las definiciones en las ecuaciones de combinación de carga.

$$P_u \leq \phi \cdot P_n$$

$$[1,6 - 0,4 \cdot x] \cdot P_{S_{equiv.}} \leq \phi \cdot P_n$$

$$\frac{P_{S_{equiv.}}}{P_n} \leq \frac{0,90}{[1,6 - 0,4 \cdot x]}$$

Podemos comparar los resultados, graficando la relación $\frac{P_{S_{equiv.}}}{P_n}$ versus % carga muerta.

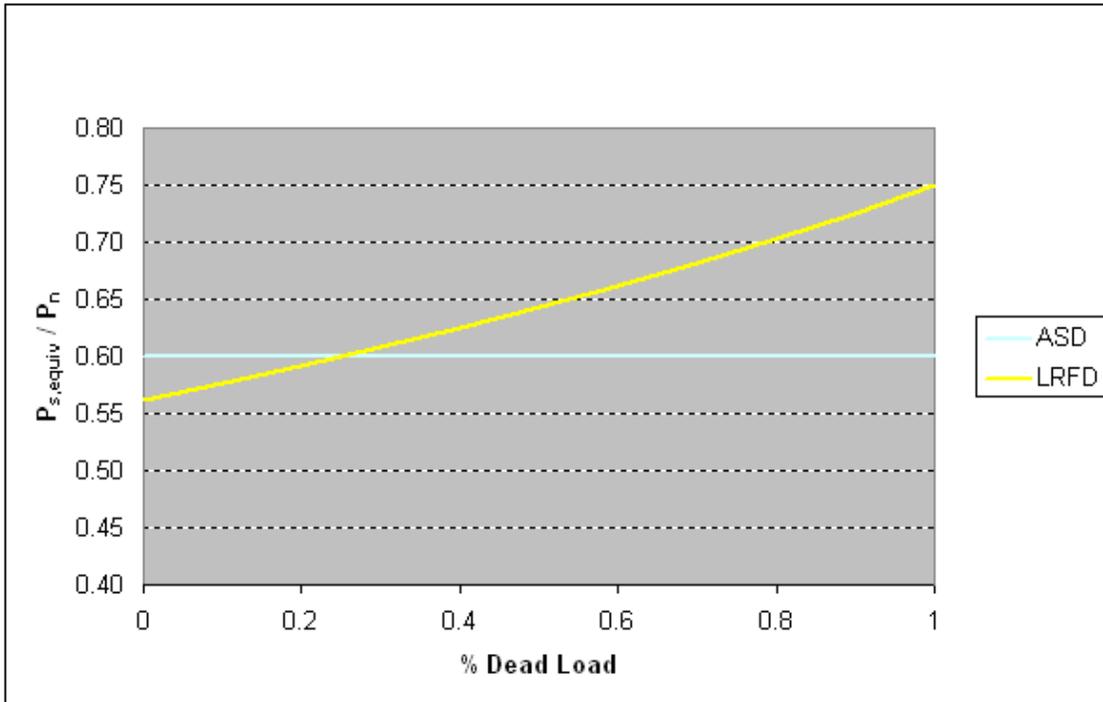


Figura 38: Grafico Psequiv/Pn versus % Dead Load

Fuente: Elaboración Propia.

De la figura 37 se puede apreciar la carga total de servicio en el método LRFD es hasta un 25% menos que lo establecido en el método AISC-ASD, lo cual no permite que LRFD no de una carga mas real de servicio.

El factor de seguridad asociado al método LRFD da una mayor probabilidad de certeza en el análisis de estructuras que tienen cargas altamente predecibles (es decir un porcentaje importante de la carga total es carga muerta), no requiere el mismo factor de seguridad que las cargas impredecibles como por ejemplo las cargas vivas. Según <http://www.engr.psu.edu/ae/steelstuff/steelstff.htm>

Bibliografía.

SANCHEZ, V, 1996. Estándar specifications for Highways bridges. Sixteenth edition. Published by AASHTO.

SEGUI, W. 2000. Diseño de estructuras de acero con LRFD. Internacional Thomson Editores. Vol I.

MC CORMAC, J. 1991. Diseño de Estructuras Metálicas. Método ASD. Cuarta edición.

BRICEÑO, G. 2001. Estudio de Sistemas de uniones apernadas en estructuras metálicas. Tesis Licenciado en Ciencias de la Ingeniería, Universidad de Concepción. Facultad de Ingeniería. 236p.

BRESLER. T. Y LIN, J. SCALZI. 1970. Diseño de estructuras de acero. Editorial Limusa - Wiley. Vol1.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. 1994. Load and Resistance Factor Design. Volumen I. Segunda edición. AISC. Conexiones. Chicago, Illinois.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. 1994. Load and Resistance Factor Design. Volumen II. Segunda edición AISC. Conexiones. Chicago, Illinois.

PINTO, M. 1999. Diseño y verificación de Conexiones Apernadas. Tesis Licenciado en Ciencias de la Ingeniería, Universidad de Chile, Facultad de Ciencias Físicas y Matemáticas. 124p.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. 1978. Specification for the design, fabrication and erection of structural steel for building, Chicago, Illinois.

LARRABE, E. 1984. Diseño de Conexiones Apernadas según especificaciones AISC 1978. Tesis Licenciado en Ciencias de la Ingeniería, Universidad de Chile, Facultad de Ciencias Físicas y Matemáticas. 160p.

ESPECIFICACIONES AISC 1993. Load and Resistance Factor Design. Volumen II. Segunda edición AISC. Conexiones. Chicago, Illinois.

AMERICAN INSTITUTE STEEL CONSTRUCTION. 1980. Manual of Steel Construction. Octava edición, Chicago, Illinois.

Manual del Instituto Chileno del Acero (ICHA) 1956. Instituto Chileno Acero.

NCh 427cR 1977. Instituto Nacional de Normalización. Especificaciones para el cálculo de estructuras de acero de edificios.