



**Centro de Estudios y Desarrollo de la  
Oleohidráulica y la Neumática  
Colectivo de Mecánica Aplicada**

# **Evaluación de la Resistencia de Viga Soldada de la Estructura del Hotel “San Carlos”**

**Autor: Osmany Becerra Rodríguez**

**Tutores: Dr. Rafael Goytisoló Espinosa  
Dr. Hernán Hernández Herrera**

**Junio 2007  
“Año 49 de la Revolución”**

## **Resumen**

El Hotel San Carlos está sujeto a una remodelación y como parte de esta las vigas de hormigón armado, que se encuentra por encima del “Lobby” serán reforzadas con vigas de acero de perfil IPN - 300 laminadas en caliente normalizado según la “European Standard Beams”. La colocación de una de las vigas de provoca en los inversionistas cierta incertidumbre ya que se presenta una unión soldada reforzada donde concurren tres tipos diferentes de uniones soldadas en la unión, cada una de las cuales soportará una parte de la carga asignada a la misma. Por lo que se desarrolló en este trabajo un método de Cálculo que permite determinar que parte de la carga total aplicada la asimila cada una de las partes componentes de una unión mixta como la analizada en la viga soldada de la estructura del Hotel “San Carlos”. El Método desarrollado fue validado mediante la comparación de los resultados obtenidos por las expresiones analíticas propuestas con los resultados obtenidos por el Método de los Elementos Finitos, obteniéndose una concordancia muy buena.

Resumen.....	2
Indice.....	3
Introducción.....	4
<b>Capítulo I: Estado actual de los métodos y expresiones para el cálculo de las tensiones en uniones soldadas</b> .....	<b>7</b>
1.1- Insuficiencias generales de los métodos y expresiones empleadas en el cálculo de las tensiones en uniones soldadas. ....	7
1.2 Tratamiento del cálculo de las tensiones en las uniones soldadas en la literatura especializada de Mecánica de Materiales. ....	10
1.3. Tratamiento del cálculo de las tensiones en uniones soldadas en la literatura especializada de Diseño de Elementos de Máquinas. ....	11
1.4 Tratamiento del cálculo de las tensiones en uniones soldadas en la literatura especializada de soldadura	12
1.5 Aplicación del Método de los Elementos Finitos en las Investigaciones de las Uniones Soldadas	13
1.6 Expresiones para el cálculo de las tensiones en uniones soldadas propuestas por Faires	15
1.7 Expresiones para el cálculo de uniones soldadas propuestas en el tratado de Shimpke, Horn y Ruge.	17
1.8 Expresiones para el cálculo de uniones con costura de filete longitudinal propuestas en el trabajo	17
1.9 Expresiones para el cálculo de uniones con costura de filete transversal propuesta en trabajo	20
1.10 Coeficiente de ajuste de los valores de las tensiones obtenidos por el Método de los Elementos Finitos.	22
1.11 Método propuesto en el Trabajo[35,36] para determinar las tensiones tangenciales máximas en uniones soldadas con perfiles de configuración geométrica compleja sometidos a torsión.	27
<b>Capítulo II. Método de cálculo de las tensiones en los cordones de soldadura de una unión soldada mixta cualquiera.</b>	<b>34</b>
2.1 Concepto de unión soldada mixta	34
2.2 Cálculo de las fuerzas internas en los diferentes elementos que integran la unión soldada mixta analizada. ....	35
2.3 Cálculo de las tensiones en cada uno de los elementos de la unión soldada mixta analizada	41
2.3.1 Calculo de las tensiones en los componentes de la unión a tope de la viga I .....	41
2.3.1.1 Tensiones provocadas por la fuerza normal N1.	41
2.3.1.2 Tensiones provocadas por la fuerza tangencial Q1	42
2.3.1.3 Tensiones provocadas por el momento flector Mf1.	42
2.3.2 Calculo de las tensiones que surgen en los cordones de las láminas de refuerzo superior e inferior. ....	43
2.3.2.1 Carga sobre las láminas de refuerzo superior e inferior.	
2.3.2.2 Tensiones provocadas por la fuerza N2. ....	43
2.3.3 Calculo de las tensiones que surgen en los cordones de las láminas de refuerzo laterales.	45
2.3.3.1 Carga sobre las láminas de refuerzo laterales. ....	45
2.3.3.2 Tensiones provocadas en los cordones laterales el momento M3. ....	45
2.4 Validación del método propuesto mediante la comparación de los resultados obtenidos por las expresiones propuestas con las obtenidas por el Método de los Elementos Finitos.....	46
2.4.1 Cálculo de los momentos de inercia de las partes componentes de la unión. ....	46
2.4.2 Cálculo de la parte del Momento Flector Total que asimila cada una de las partes componentes de la unión. ....	47
2.4.3 Cálculo de las tensiones en las partes componentes de la unión. ....	47
2.4.5 Tensiones obtenidas en las partes componentes de la unión por el Método de los Elementos Finitos.	48

<b>Capítulo III. Evaluación de la Resistencia Mecánica de la Viga Soldada de la Estructura del Hotel “San Carlos”</b> .....	<b>51</b>
<b>3.1 Esquema de análisis de la viga soldada de la estructura del Hotel “San Carlos”</b> .....	<b>51</b>
<b>3.2 Cálculo de las cargas que actúan sobre la viga soldada de la estructura del Hotel “San Carlos”</b> .....	<b>55</b>
<b>3.2.1 Cálculo de las Cargas Permanentes</b> .....	<b>55</b>
<b>3.2.2 Completamiento de las cargas permanentes por relleno y losas de piso</b> .....	<b>55</b>
<b>3.2.3 Cálculo de las cargas mayoradas sobre la viga</b> .....	<b>57</b>
<b>3.3 Esquema de Análisis de la Viga y diagramas de Fuerzas de Cortante y de Momentos Flectores</b> .....	<b>57</b>
<b>3.4 Comprobación de la Resistencia de la Viga Soldada</b> .....	<b>59</b>
<b>3.5 Solución propuesta para garantizar la Resistencia de la Viga</b> .....	<b>60</b>
<b>Conclusiones Generales</b> .....	<b>64</b>
<b>Recomendaciones</b> .....	<b>66</b>

## Introducción

El Hotel “San Carlos” junto con el Hotel “Unión” son dos de los hoteles de más renombre que tuvo la ciudad de Cienfuegos antes del Triunfo de la Revolución.

La construcción del Hotel “San Carlos” se inició en 1921. Ubicado en la céntrica calle de San Carlos, este se convirtió en el más alto e importante de la ciudad durante la primera mitad de la pasada centuria.

Fue diseñado por el arquitecto Alfredo Colli, un edificio de seis pisos y ochenta habitaciones, con cuatro niveles de alojamiento, la planta baja fue destinada para carpeta, vestíbulo, escalera, ascensor, cocina y bar. En su sexto piso se ubica su “Roof Garden” donde se encontraba un centro nocturno muy concurrido en su época de mayor esplendor. A finales del siglo XX, después de casi 80 años de explotación se cerró definitivamente para realizarle una rehabilitación general.

Actualmente el Hotel está sujeto a una remodelación total como la realizada hace ya algunos años al Hotel “Unión” y como parte de esta remodelación el “Lobby” del antiguo hotel sufrirá modificaciones, que incluyen su ampliación y la elevación de su puntal, para lo cual es necesario eliminar algunas de las paredes inferiores de carga y algunas de las columnas de la planta baja. Como una vía de garantizar el soporte de las cargas por parte de la estructura, las vigas de hormigón armado, que se encuentra por encima del “Lobby” serán reforzadas con vigas de acero de perfil IPN - 300 laminadas en caliente normalizado según la “European Standard Beans”. De acuerdo con las especificaciones del Proyecto se autorizó la colocación de una de las vigas de refuerzo con una unión soldada reforzada en una posición a un tercio aproximadamente de la longitud con relación a uno de los apoyos, lo que provocó en los inversionistas cierta incertidumbre y antes esta situación solicitaron los Servicios de Mecánica Aplicada de la Facultad de Mecánica de la Universidad “Carlos Rafael Rodríguez” de Cienfuegos.

La Situación Problemática que se presenta es que dicha unión soldada, al estar reforzada concurren tres tipos diferentes de uniones soldadas en la unión, cada una de las cuales soportará una parte de la carga asignada a la misma. Como resultado de la búsqueda bibliográfica realizada sobre uniones soldadas en la literatura general de Ingeniería, en la Literatura Especializada de Soldadura y de Estructuras Metálicas y en las Normas Técnicas relacionadas, se aprecia que el cálculo de las tensiones en este tipo de combinación no es abordada por ninguna de las fuentes consultadas por lo que es el presente trabajo.:

Se ha formuló entonces la siguiente Hipótesis: Es posible aplicando la Teoría Clásica de la Mecánica de los Materiales obtener expresiones que permitan calcular que parte de la carga externa es asimilada por cada una de las uniones soldadas particulares que integran la unión soldada de la viga y aplicando la Teoría del Cálculo de las Tensiones en los Perfiles de Paredes Delgadas obtener expresiones que permitan calcular las tensiones en cada uno de los cordones de soldadura componentes de la unión, aspectos estos novedosos.

Como Objetivo General de la Investigación se planteó: Evaluar, partiendo del Método Elaborado para el Cálculo de las Tensiones, que afectación se produce en la resistencia de la unión soldada con relación a la resistencia de la viga sin unión, o sea, determinar la eficiencia de dicha unión y evaluar la capacidad resistente de la viga en su conjunto.

Para lograr este Objetivo General se plantean los siguientes Objetivos Específicos:

- ✓ Aplicar la Teoría de la Mecánica de Materiales para desarrollar un Nuevo Método de Cálculo de las Fuerzas Internas en este tipo de unión mixta que permita precisar que parte de la carga soporta a tracción, cortante y flexión, cada una de las partes componentes de la unión soldada de la viga.
- ✓ Aplicar las expresiones obtenidas mediante la Teoría de los Perfiles de Paredes Delgadas en el cálculo de las tensiones en cada uno de los cordones que integran las uniones soldadas.
- ✓ Comparar los resultados obtenidos por las expresiones de cálculo propuesta con los resultados obtenidos por el Método de los Elementos Finitos.
- ✓ Evaluar la Resistencia Mecánica de la Viga objeto de estudio con vistas a elaborar las recomendaciones correspondientes.

Para el cumplimiento de estos objetivos se realizaron las siguientes Tareas de Investigación:

- ✓ Profundizar en el estado del arte con relación a los métodos y expresiones propuestas para el cálculo de las tensiones en las uniones soldadas en general.
- ✓ Profundizar en el estado del arte con relación a la Teoría de y los Métodos de Cálculo de Perfil de Paredes Delgadas.
- ✓ Desarrollar un Método de Cálculo de las Cargas que asimila una unión soldada mixta cualquiera y precisar en el caso analizado que carga soporta cada una de las partes integrantes de la unión soldada mixta .
- ✓ Con las cargas determinadas calcular las tensiones de los elementos de la unión soldada con relación a la viga sin unión.
- ✓ Comparar los resultados del cálculo con los obtenidos mediante la aplicación del Método de los Elementos Finitos.
- ✓ Evaluar la capacidad resistente de la unión soldada para las cargas de diseño previstas para dicha viga.
- ✓ Evaluar la capacidad resistente de la viga.

# **Capítulo I. Estado actual de los métodos y expresiones para el cálculo de las tensiones en uniones soldadas.**

## **1.1 Insuficiencias generales de los métodos y expresiones empleadas en el cálculo de las tensiones en uniones soldadas.**

Este tipo de unión ha sido calificada en el trabajo, como la “Cenicienta de los Elementos de Máquinas”, ningún autor ha abordado, por ejemplo, el cálculo de las tensiones locales que aparecen en el vértice de la garganta en los extremos del cordón para el caso de las uniones a solape con costuras de filete longitudinal, puntos estos en los cuales los propios autores reconocen que las tensiones, dados los fenómenos de distribución no uniforme de las tensiones a lo largo de la longitud del cordón y de la concentración de tensiones en el espesor de la garganta, pueden llegar a ser hasta nueve veces o más las tensiones medias; sin embargo se emplea desde hace 100 años un método basado en el cálculo de las tensiones medias en la sección de la garganta, método este adecuado para cálculos de resistencia de los cordones en condiciones de cargas estáticas, pero absolutamente insuficiente para evaluar la resistencia en condiciones de cargas cíclicas.

Para realizar cálculos en condiciones de cargas cíclicas se necesitan los valores de las tensiones locales máximas y por supuesto el ciclo de variación de las mismas el cual depende de la variación de la carga aplicada desde  $P_{\min}$  hasta  $P_{\max}$ .

Los métodos empleados para evaluar la resistencia en condiciones de cargas cíclicas en las costuras soldadas mencionadas no se fundamentan tampoco en el cálculo de las tensiones máximas locales, sino que como regla utilizan coeficientes de reducción de las tensiones admisibles del material del cordón, que toman en cuenta la variabilidad de la carga aplicada desde  $P_{\min}$  hasta  $P_{\max}$ , pero no utilizan el criterio de calcular el coeficiente de seguridad a la fatiga empleando las tensiones máximas y mínimas, ni los factores que se incorporan en los cálculos clásicos de fatiga, como son: el factor de concentración de tensiones, el factor de tamaño, el factor de estado de la superficie, etc.; que incorporan al cálculo de las

tensiones locales máximas y mínimas, calculadas por los métodos clásicos de la Mecánica de Materiales, el peligro que representan el efecto suplementario de la concentración de tensiones, y los posibles defectos del cordón en dichas zonas.

Las uniones soldadas a solape con costuras de filete longitudinal y transversal en general, se calculan convencionalmente en base a las tensiones tangenciales medias en la sección de la garganta, la cual es la más débil para este tipo de cordón de soldadura. El empleo de este procedimiento de cálculo está motivado fundamentalmente por la simplificación que esto encierra, sin embargo queda claro en la literatura técnica especializada sobre el tema, que este convencionalismo es una simplificación del cálculo y que los valores de las tensiones calculadas por esta vía son varias veces más pequeñas que las existentes en los extremos del cordón, tal como se ha podido comprobar en las evaluaciones realizadas en el presente trabajo mediante la Aplicación del Método de los Elementos Finitos. Algunos autores<sup>[24,50,96,104,105,106,107]</sup> señalan que en estos tipos simples de uniones soldadas con costuras de filete, no se consideran en los cálculos de las tensiones, aspectos que influyen en la magnitud local de las mismas para los puntos más críticos como son:

- La excentricidad de la carga aplicada con relación al cordón.
- La diferencia de tensiones en el cordón a lo largo de la longitud de la unión.
- La distribución no uniforme de las tensiones a través del espesor de la garganta a causa del fenómeno de concentración de tensiones.

La fundamentación de por qué no se consideran estos aspectos en los cálculos de las tensiones en uniones bajo cargas estáticas está absolutamente claro y se basa en que, para que se produzca la rotura del cordón de soldadura, la tensión tiene que alcanzar primero el valor correspondiente al límite de fluencia del material, lo que implica la aparición previa de grandes deformaciones plásticas, las cuales reducen la no uniformidad de la distribución de tensiones, no sólo a través de la longitud, sino también a través del espesor de su garganta y antes de la rotura las tensiones se uniformizan completamente, coincidiendo en este momento con el valor medio calculado. Los propios autores que plantean estas justificaciones dejan muy claro el hecho de que estas circunstancias tienen valor sólo para

cargas estáticas ya que la rotura bajo cargas cíclicas o variables en el tiempo tiene lugar por la fatiga volumétrica, fenómeno que ocurre bajo tensiones que están muy por debajo del límite de fluencia, circunstancia esta en la cual no ocurren deformaciones plásticas por lo que los efectos de redistribución de las tensiones después de alcanzada la fluencia y la compensación del efecto de concentración de tensiones no están presentes.

Hay otro aspecto de gran importancia que tampoco es contemplado en las expresiones y métodos de cálculo de las uniones soldadas de costuras de filete y es que los cordones de soldadura empleados en las diferentes uniones soldadas

tienen como regla una relación longitud a cateto del cordón  $\frac{l}{c} > 10$ . En estas

condiciones los cordones de soldadura, cualquiera que sea su configuración geométrica, se comportan como Perfiles de Paredes Delgadas. Las evaluaciones realizadas en el presente trabajo han permitido comprobar que la consideración del cordón de soldadura como un Perfil de Paredes Delgadas permite obtener valores de las tensiones máximas locales que se corresponden mucho mejor con las obtenidas por el Método de los Elementos Finitos y más próximas a estos valores que las obtenidas como regla por el Método Clásico.

En el caso de las uniones con perfiles de configuración geométrica compleja sometidos a torsión y flexión, aunque los autores determinan las tensiones máximas, las expresiones brindadas por ellos en algunos casos presentan omisiones y contradicciones con la Teoría de la Mecánica de Materiales.

A todos estos argumentos hay que añadir que los cordones de soldadura son elementos muy sensibles a la aparición de defectos durante su ejecución, de aquí que el fenómeno de la concentración de tensiones en las costuras de filete no esté presente sólo a causa de sus características geométricas, sino a consecuencia también de estos defectos, la probabilidad de la falla por fatiga del cordón en presencia de cargas variables es muy elevada. Esta situación ha provocado que se generalice el criterio de que la soldadura es un método de unión muy deficiente para uniones que trabajan en condiciones de cargas cíclicas, sin detenerse a pensar que, por ejemplo, los árboles son elementos de máquinas con

considerables cambios de forma en los que se producen elevados efectos de concentración de tensiones y en los cuales la variación cíclica de las tensiones se produce a una frecuencia de miles de ciclos por minuto, sin embargo los métodos de cálculo permiten apreciar con una adecuada exactitud los valores de las tensiones máximas locales por lo que pueden ser adecuadamente calculados y se puede impedir su falla por fatiga. Simplemente hay que concluir que las tensiones máximas locales en las uniones soldadas con costuras de filete, como regla, no están siendo correctamente calculadas y se hace necesario resolver esta insuficiencia. Es por esta razón que desde su surgimiento hace cuatro décadas y en el posterior desarrollo de una nueva Rama de la Mecánica de los Sólidos Deformables: La Mecánica de la Fractura, se le ha prestado especial atención en las aplicaciones de esta nueva tecnología a los cordones de soldadura.

La Mecánica de la Fractura ha planteado una nueva necesidad a la Mecánica de Materiales, la de pronosticar los plazos de desarrollo de los defectos que pudieran existir en los cordones de soldadura, lo que exige que para lograr esto con una exactitud aceptable desde el punto de vista ingenieril, se requiere determinar las tensiones máximas locales que surgen en los cordones de soldadura con una exactitud superior.

## **1.2 Tratamiento del cálculo de las tensiones en las uniones soldadas en la literatura especializada de Mecánica de Materiales.**

No todos los autores de Mecánica de Materiales abordan el Tema de las Costuras Soldadas, así por ejemplo, Beer<sup>[5]</sup>, Feodosiev<sup>[22]</sup>, Fitzgerald<sup>[25]</sup>, Spiegel<sup>[60]</sup>, Timoshenko<sup>[62]</sup>, abordan el Tema de Cortante Puro, sin hacer mención a este tipo de unión, se limitan exclusivamente a tratar las Uniones Remachadas dentro de este Tema.

Otros autores como Fogiel <sup>[26]</sup>, Miroliubov <sup>[45]</sup>, Mott <sup>[46]</sup>, Pisarenko <sup>[50]</sup>, Volmir<sup>[65]</sup>, se limitan a mencionar este tipo de unión y sólo, resuelven ejemplos muy elementales determinando tensiones en los casos más simples.

Algunos profundizan más en el cálculo de las tensiones en este tipo de uniones, entre estos se encuentran: Gilda Fernández <sup>[24]</sup> y Olsen <sup>[48]</sup>, no obstante, se puede afirmar que en la literatura técnica de Mecánica de Materiales y Resistencia de Materiales se aporta muy poco acerca de los métodos y expresiones para el cálculo de las tensiones en las costuras soldadas.

Es necesario aclarar que el cálculo de las tensiones en costuras soldadas a tope, por los métodos descritos en la literatura, se realiza por expresiones que no difieren en lo absoluto de las estudiadas en esta literatura de Mecánica de Materiales y los autores consideran innecesario referirse a ellas, sin embargo se evidencia que en el caso de la torsión se maneja casi unánimemente la analogía con la torsión en barras de sección circular sometida a torsión, sólo el Tratado General de Soldadura de Schimpke P, Horn H. A y Ruge J.<sup>[54,55]</sup> menciona la aplicación de la Teoría de los Perfiles de Paredes Delgadas en el cálculo de las tensiones de las uniones soldadas a tope de configuración geométrica compleja sometidas a torsión, pero no se desarrollan expresiones para el cálculo de estas tensiones en perfiles de configuración geométrica compleja.

### **1.3 Tratamiento del cálculo de las tensiones en uniones soldadas en la literatura especializada de Diseño de Elementos de Máquinas.**

Algo parecido ocurre con la literatura técnica de Elementos de Máquinas, no todos los autores tratan este tema con la misma profundidad. Por ejemplo: Birger <sup>[6]</sup> e Ivanov <sup>[38]</sup> lo tratan de forma elemental y enfocan solamente los casos más simples de cálculo de estas uniones. Otros como Dobrovolski <sup>[14]</sup>, Iusilievich <sup>[37]</sup>, Wilson <sup>[67]</sup> o de Estructuras Metálicas como: Mukanov <sup>[45]</sup>, profundizan un poco más y tratan incluso el cálculo a fatiga de estas uniones, pero no consideran los casos más

complejos de carga. Algunos como Faires [20], Hall [32], Orlov [47], Reshetov [49], Schimpke [52,53] y Shigley [55,56,57,58] tratan este tema con la mayor complejidad, sin embargo existen en ellos una gran divergencia en los métodos y expresiones empleadas en los cálculos con algunos aspectos contradictorios en los cuales se profundizará en los siguientes epígrafes. Hay que señalar que tampoco en ninguna de estas fuentes se aborda el cálculo de uniones mixtas.

#### **1.4 Tratamiento del cálculo de las tensiones en uniones soldadas en la literatura especializada de soldadura.**

En este sentido se consultaron las principales revistas donde podían aparecer artículos que abordaran el cálculo de las tensiones en uniones soldadas a tope, dentro de estos se pueden citar: Welding Journal, Welding Research, Marine Technology, Welding Innovation, Transaction of American Society of Mechanical Engineers, Transaction of Japan Society of Mechanical Engineers, Machine Design, Welding, Brazing and Soldering, Mechanical Engineering, Welding and Cutting, Canadian Journal of Civil Engineering, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Internacional Journal of Numerical Methods in Engineering, Internacional Journal of Fatigue, Engineering Fracture Mechanics, Welding Design and Fabrication y otras publicaciones correspondientes a Congresos de Soldadura, Manuales en general; las Revistas Cubanas Ingeniería Mecánica y Centro Azúcar en lo fundamental los números correspondientes a los últimos 10 años.

Se revisaron además normas de distintos países como son las Normas de Soldadura de la American Welding Society (AWS) [3] de Estados Unidos, las Normas Alemanas (DIN) [12,13], las Normas Españolas (ICS) [34,35,36], las Normas Europeas (EN)[16,17,18], Normas relacionadas de la ANSI/API[1] y ANSI/AWS[2] de Estados Unidos. Con relación a las Normas Técnicas consultadas hay que decir que en ellas se reflejan los mismos criterios y expresiones de cálculo a los cuales se hace referencia en la literatura de Elementos de Máquinas y Especializada consultadas y referenciadas en el presente trabajo.

En la literatura Especializada la inmensa mayoría de los autores <sup>[15,66]</sup> abordan los problemas relativos a la elevación de la resistencia de las uniones soldadas mediante el mejoramiento y control de los parámetros tecnológicos, su ejecución o los materiales de soldadura sin enfrentar el cálculo de las tensiones que aparecen en estas.

Otro grupo importante de autores destacan la importancia que tienen las tensiones residuales que están presentes en la casi totalidad de las uniones soldadas y la influencia que tienen estas en el agrietamiento y la destrucción de las mismas <sup>[27,39,40,41,42,54,59,68]</sup>.

En la literatura consultada se enfrenta también la evaluación de la resistencia de las costuras soldadas aplicando los Métodos de la Mecánica de la Fractura <sup>[64,65]</sup> pero sin aportar nada nuevo al cálculo analítico de las tensiones.

Entre los libros y Manuales Especializados en soldadura consultados se encuentran los siguientes <sup>[45,51,52,53]</sup>; en ninguno de estos con excepción del Tratado General de Soldadura de Schimpke P, Horn H.A y Ruge. J<sup>[52,53]</sup> se menciona la aplicación de la Teoría de los Perfiles de Paredes Delgadas en el cálculo de las tensiones de las uniones.

Hay que destacar de modo muy especial que en el “Tratado General de Soldadura” de Shimpke – Horn - Ruge describe en la página 317 como realizar el refuerzo de una viga soldada como las que se analizará en el presente trabajo y hay que destacar que el refuerzo está realizado en la viga soldada del Hotel “San Carlos” tal como se señala en esta fuente, sin embargo, en dicho Tratado no se describe el método de cálculo de este tipo de unión soldada.

### **1.5 Aplicación del Método de los Elementos Finitos en las Investigaciones de las Uniones Soldadas.**

El Método de los Elementos Finitos constituye en si un Método Numérico para resolver sistemas de ecuaciones diferenciales que modelan un problema específico. El mismo se ha convertido hoy en día en una potente arma para la investigación ya que permite resolver casos que hasta hace poco tiempo eran

prácticamente imposibles de resolver por los métodos matemáticos tradicionales. Esta circunstancia obligaba a realizar prototipos, ensayarlos e ir realizando mejoras de forma iterativa, lo que traía consigo un elevado costo tanto económico como en tiempo de desarrollo. El Método de los Elementos Finitos permite realizar un modelo matemático de cálculo del sistema real, mucho más fácil y económico que diseñar, construir, probar y modificar un prototipo. Sin embargo, por su esencia de ser un procedimiento matemático que discretiza funciones que en la realidad son continuas, constituye en sí un método aproximado de cálculo. El mismo es empleado en las más variadas ramas de la ciencia desde la medicina hasta la ingeniería, es utilizado tanto para determinar valores de fuerzas y tensiones en diferentes piezas de máquinas y estructuras como para modelar diferentes procesos de fabricación. Los ordenadores han aportado el medio eficaz de resolver la multitud de ecuaciones que se plantean en el Método de los Elementos Finitos, cuyo desarrollo práctico ha ido caminando parejo de las innovaciones obtenidas en el campo de la arquitectura de los ordenadores. Entre éstas, además de permitir la descentralización de los programas de Elementos Finitos, ha contribuido a favorecer su uso a través de sofisticados paquetes gráficos que facilitan el modelado y la síntesis de resultados. Hoy en día ya se concibe la conexión inteligente entre las técnicas de análisis estructural, las técnicas de diseño (CAD), y las técnicas de fabricación. Los Fundamentos del Método de los Elementos Finitos aparecen analizados en detalle en las referencias [4,7,9,21,27,69]. Particularmente en el campo de la soldadura se utiliza para la investigación de los campos de temperatura y sus efectos [30,31,61]. El Método de los Elementos Finitos se emplea también para la evaluación de Tensiones Residuales en la Soldadura<sup>[27]</sup>. Específicamente en el cálculo de tensiones en las uniones soldadas se emplean para validar los cálculos analíticos realizados. En este sentido se pueden señalar algunos trabajos importantes como son<sup>[10,19]</sup>. Muchos investigadores trabajan en esta línea general y han estudiado cuidadosamente cuales son los modelos óptimos para las diferentes aplicaciones determinando de esta forma que tipos de elementos a utilizar, características de las sollicitaciones a que estarán sometidas etc., ellos basan sus trabajos en las

estimaciones de los errores donde proponen metodologías para los mismos, en sus artículos [8,11,24,29] todos coinciden que los resultados a obtener están en correspondencia con el modelo y el sistema real que se haya adoptado y con la calidad que se resuelva el mismo siendo una obligatoriedad la convergencia de los casos a analizar. La misma puede lograrse de tres maneras: se puede disminuir el tamaño de los elementos (afinamiento de la malla), se puede aumentar el grado del polinomio de interpolación, o se pueden hacer simultáneamente las dos cosas, Además, se puede realizar localmente, es decir mejorando la discretización en aquellas zonas en las que se produce un mayor error. Los requisitos de convergencia se plantean sobre la base de la siguiente fundamentación: Si se analiza un problema utilizando cada vez una malla más fina de elementos, se generará una secuencia de soluciones aproximadas. Es importante que tal secuencia converja a la solución exacta, es decir, que el error entre la solución aproximada y la exacta tienda a cero cuando el número de elementos tienda a infinito (o su tamaño tienda a cero). Aunque en los problemas reales no puede obtenerse un valor exacto del error de discretización, se ha demostrado<sup>[19]</sup> que existe una convergencia asintótica de la solución del problema en función a los parámetros de "número de grados de libertad", o el "tamaño de los elementos".

## **1.6 Expresiones para el cálculo de las tensiones en uniones soldadas propuestas por Faires<sup>yu6u5</sup>.**

$s = \frac{F}{\delta L} \quad (31)$	$s = \frac{F}{(b_1 + b_2)L} \quad (32)$	$s = \frac{307F}{\delta L} \quad (33)$	<p>Both Plates Same Thickness</p> $s = \frac{307F}{\delta L} \quad (34)$
$s = \frac{6MF}{\delta b^2} \quad (35)$	$s = \frac{6MF}{\delta h(3h^2 - 6hb + 3b^2)} \quad (36)$	<p>Stress in Weld A Equals Stress in Weld B</p> $s = \frac{1.414M}{(b_1 + b_2)L} \quad (37)$	<p>Weld A <math>s = \frac{1.414M}{(b_1 + b_2)L}</math> Weld B <math>s = \frac{1.414Mb_2}{b_2L(b_1 + b_2)}</math> (38)</p>
$s = \frac{F}{\delta L} \quad (39)$	$s = \frac{F}{(b_1 + b_2)L} \quad (40)$	<p>Section</p> $s = \frac{307F}{\delta L} \quad (41)$	$s = \frac{1.414Fb_2}{\delta b_2L} \text{ or } \frac{1.414Fb_1}{\delta b_1L} \text{ or } \frac{1.414Fb_1}{\delta b_2L} \text{ or } \frac{1.414Fb_2}{\delta b_1L} \quad (42)$
$s = \frac{6M}{\delta L^2} \quad (43)$	$s = \frac{6MF}{\delta b(3h^2 - 6hb + 4b^2)} \quad (44)$	$s = \frac{354F}{\delta L} \quad (45)$	$s = \frac{307F}{\delta L} \quad (46)$
$s = \frac{6Fh}{\delta b^2} \quad s_h = \frac{F}{\delta h} \quad (47)$	$s = \frac{6Fh}{\delta b(3h^2 - 6hb + 4b^2)} \quad s_h = \frac{F}{\delta h} \quad (48)$	$s = \frac{1.414M}{\delta L(h - \delta)} \quad (49)$	<p>Ave. <math>s_s = \frac{307F}{\delta L}</math> Max. <math>s_s = \frac{F}{\delta L(h + \delta)} \sqrt{2a \frac{h + b}{2}}</math> (50)</p>
$s = \frac{6M}{\delta L^2} \quad (51)$	$s = \frac{6M}{\delta L^2} \quad (52)$	$s = \frac{6.66M}{\delta L^2} \quad (53)$	<p>Max. <math>s_s = \frac{1.24Fn}{bL^2}</math> Ave. <math>s_s = \frac{307F}{\delta L}</math> (54)</p>
$s = \frac{6Fh}{\delta L^2} \quad s_h = \frac{F}{\delta L} \quad (55)$	$s = \frac{6Fh}{\delta L^2} \quad s_h = \frac{F}{\delta L} \quad (56)$	<p>Fillet Weld <math>\delta</math></p> $s = \frac{5.66M}{\delta D^2 \pi} \quad (57)$	<p>Fillet Weld <math>\delta</math></p> $s_s = \frac{2.83T}{\delta D^2 \pi} \quad (58)$
$s_s = \frac{7(3L + 1.86)}{\delta^2 L^2} \quad (59)$	$s_s = \frac{7}{2(h - \delta)(L - \delta)\delta} \quad (60)$	<p>Fillet Weld <math>\delta</math></p> $s = \frac{6.24M}{\delta(L^2 + 3L(\lambda + \delta))} \quad (61)$	<p>Fillet Weld, <math>s = \frac{1.414F}{\delta(L + \delta_1)L_1}</math> Butt Weld, <math>s = \frac{F}{\delta L + \delta_1L_1}</math> (62)</p>

## 1.7 Expresiones para el cálculo de uniones soldadas propuestas en el tratado de Shimpke, Horn y Ruge.

- **Cálculo por tracción, compresión y cortante.**

Para la sollicitación de tracción, compresión y cortante, se aplica en las costuras a tope y de filete la siguiente expresión general.

$$\left. \begin{array}{l} \sigma_{sold} \\ \tau_{sold} \end{array} \right\} = \frac{P}{\sum (a \cdot l)} \quad (1.1)$$

Donde:

l es la longitud de los diferentes tramos de la sección y a el espesor correspondiente. En el caso de las costuras de filete  $a = 0,7 c$ .

- **Cálculo por flexión.**

En una unión soldada sollicitada por un momento flector M, la tensión normal en la costura soldada a la distancia y de la línea neutra es.

$$\sigma_{sold} = \frac{M}{I} \cdot y \quad (1.2)$$

Donde I es el momento de inercia de la sección.

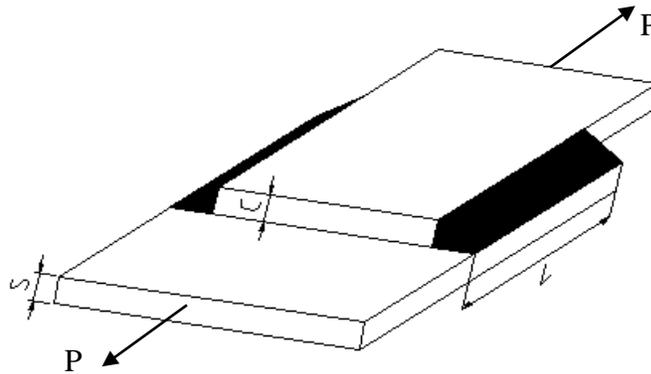
y en las fibras extremas

$$\sigma_{sold} = \frac{M}{W} \quad (1.3)$$

Donde W es el módulo de la sección.

## 1.8 Expresiones para el cálculo de uniones con costura de filete longitudinal propuestas en el trabajo [34,35,36,37].

En la Fig. 2.1 se muestran dos láminas de espesor S y longitud l, soldadas a solape, los catetos de los cordones son iguales y tienen un valor de c, igual al espesor de las láminas. Esta unión está sometida a la acción de las cargas P en los extremos.



**Fig. 1.1 Unión de láminas a solape con costuras de filete longitudinal**

En los cálculos tradicionales de uniones soldadas a solape se calcula la tensión media a cortante puro en la sección de la garganta del cordón, o sea:

$$\tau_{\varrho} = \frac{P}{1,414 \cdot c \cdot l} \quad (1.4)$$

Sin embargo en el trabajo [34,35] se realizó un análisis, considerando la excentricidad de la carga y la configuración del cordón, y se demostró que el estado tensional de un punto ubicado en la sección de la garganta es mucho más complejo que el estado tensional de cortante puro. En dicho plano aparecen tensiones normales de flexión, y tensiones tangenciales de cortante directo y torsión.

La expresión obtenida en dicho trabajo para el cálculo de la tensión tangencial máxima en el cordón de una unión soldada con costura de filete longitudinal es:

$$\tau_{m\acute{a}x} = \frac{P}{1,414 \cdot c \cdot l} \cdot \left[ 0,25 + \frac{1,5 \cdot (S + 0,5 \cdot c)}{c} \right] \quad (1.5)$$

El primer término de la expresión anterior coincide con la expresión clásica que se ha empleado históricamente para calcular la tensión tangencial media en las uniones a solape con costuras de filete longitudinales. El término entre corchetes toma en cuenta precisamente las modificaciones de la tensión tangencial máxima en los extremos del cordón producto de los cambios en el estado tensional provocados por la excentricidad de la carga y la distribución no uniforme de las tensiones en la longitud del cordón. Este término depende exclusivamente de las dimensiones S y c de la unión y se designa por  $k_d$ , o coeficiente que toma en

cuenta la influencia en las tensiones máximas en el cordón en función de las dimensiones de la unión. La expresión queda entonces como:

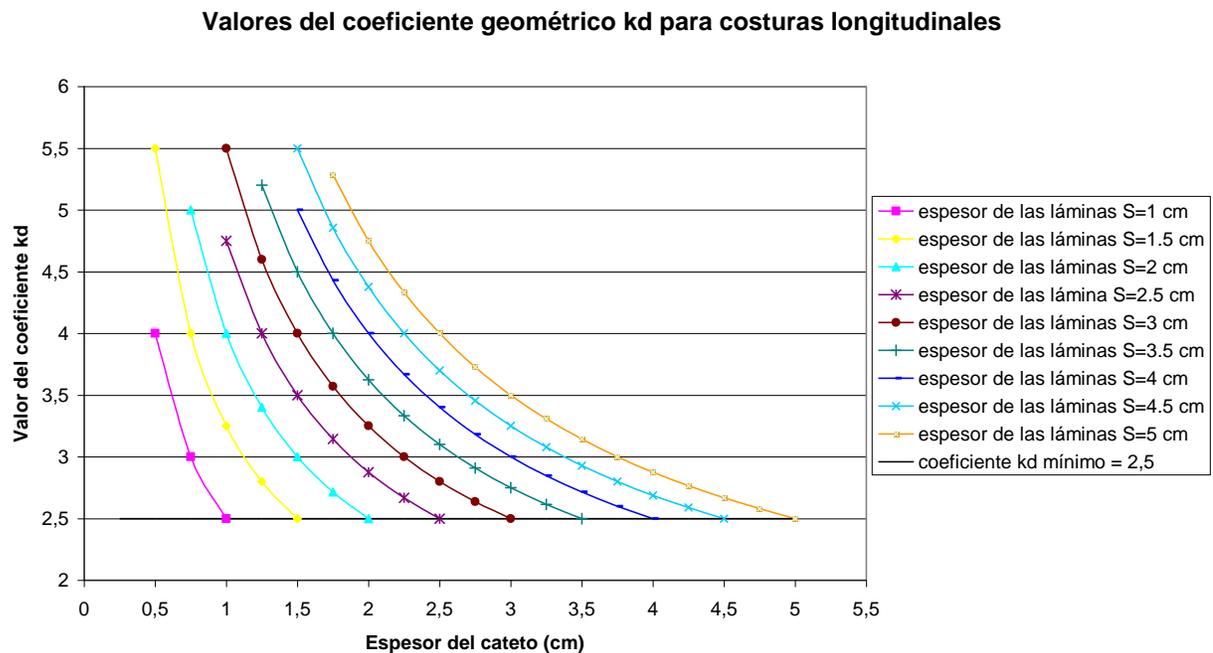
$$\tau_{m\acute{a}x} = \tau_{med} \cdot k_d \quad (1.6)$$

Donde:

$$k_d = \left[ 0,25 + \frac{1,5 \cdot (S + 0,5 \cdot c)}{c} \right] \quad (1.7)$$

El cateto  $c$  del cordón no puede ser nunca mayor que el espesor de la lámina a soldar  $S$ , de aquí que el valor mínimo de  $k_d$  se obtiene para cuando  $S = c$ . Se obtiene que  $k_{d\ min} = 2,5$ .

A continuación se muestra en la Fig. 1.2 un gráfico de gran utilidad práctica, donde se pueden determinar directamente los valores de  $k_d$  para cordones longitudinales con diferentes valores del espesor  $S$  de las planchas y valores del cateto  $c$  de los cordones de soldadura.



**Fig. 1.2 Gráfico para la determinación de  $k_d$  en las costuras longitudinales.**

### 1.9 Expresiones para el cálculo de uniones con costura de filete transversal propuesta en trabajo<sup>[34,35,37]</sup> .

En la Fig. 1.3, se muestran dos láminas de espesor  $S$  y longitud, soldadas a solape con cordones de filete transversales de longitud  $l$ , los catetos de los cordones son iguales y tienen un valor de  $c$ , igual al de las láminas; la unión está sometida a la acción de las cargas  $P$  en los extremos igual que en el caso anterior.

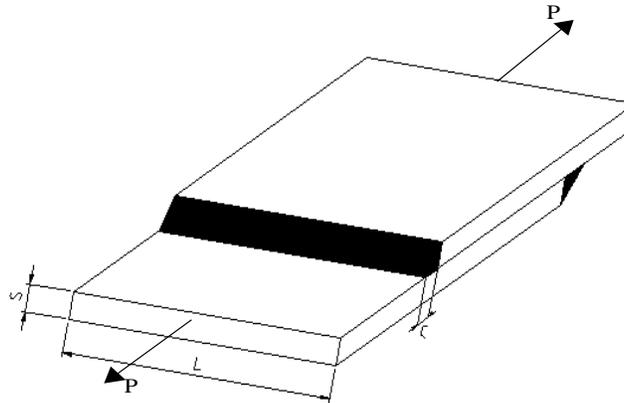


Fig. 1.3 Unión de láminas a solape con costuras de filete transversal

El cálculo de las tensiones en este tipo de unión se ha realizado convencionalmente por la misma expresión que para las uniones con costura de filete longitudinal, o sea:

$$\tau_{\theta} = \frac{P}{1,414 \cdot c \cdot l} \quad (1.8)$$

Sin embargo en el trabajo <sup>[33]</sup>, se realizó un análisis, donde se aplicó la Teoría del Estado Tensional y las Hipótesis de Resistencia al cálculo de las tensiones en los cordones de la unión soldada mencionada, buscando nuevas expresiones de cálculo de las tensiones máximas en los cordones que se correspondieran mejor con los resultados que se obtenían por el Método de los Elementos Finitos.

Realizando las mismas consideraciones que en el caso de la unión a solape longitudinal en este caso el estado tensional de un punto del vértice de la garganta del cordón es plano debido a que una de las caras del paralelepípedo coincide con la sección de la garganta se obtuvo la siguiente ecuación.

$$\tau_{máx} = \tau_{med} \cdot k_d \quad (1.9)$$

Donde:

$$k_d = \sqrt{\left(6 \cdot \left(\frac{S + 0,5 \cdot c}{c}\right)^2\right) + 2 \cdot \left[\frac{(S + 0,5 \cdot c)}{c}\right] + 0,67} \quad (1.10)$$

Existe igualmente que en el caso anterior un valor de  $k_d$  mínimo que se obtiene para cada caso en particular de la condición  $S = c$ .

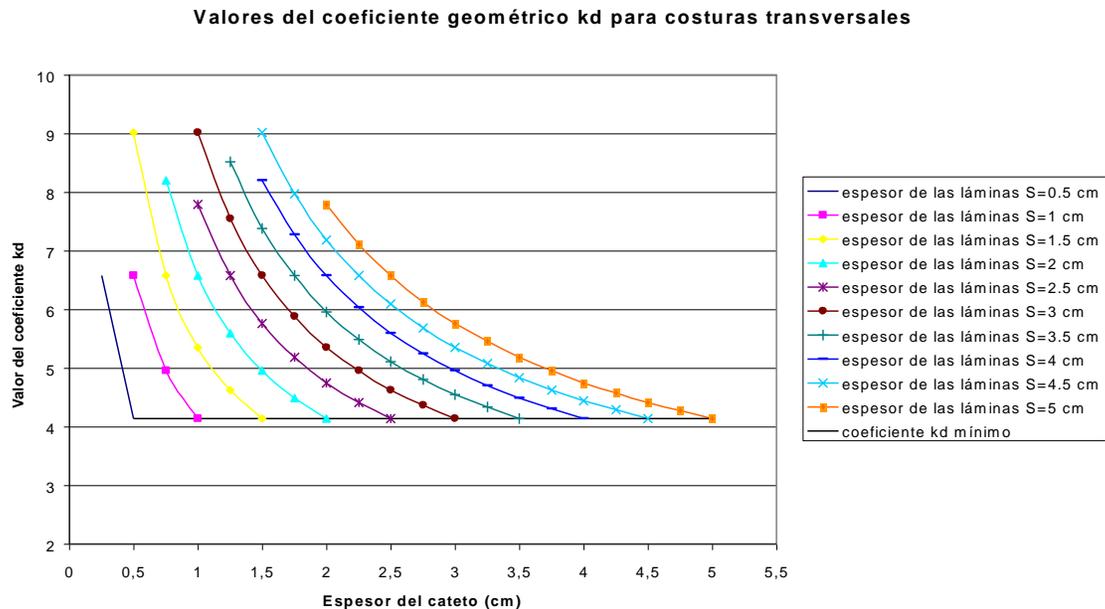
Para

$$S = c = 10 \text{ mm}$$

$$k_d = \sqrt{\left(6 \cdot \left(\frac{10 + 5}{10}\right)^2\right) + 2 \cdot \left[\frac{(10 + 5)}{10}\right] + 0,67} = \sqrt{17,17} = 4,14$$

En el trabajo<sup>[36,37]</sup> se demuestra que al incorporar el coeficiente  $k_d$ , tanto para las uniones con costuras de filete longitudinal como de filete transversal, se obtienen valores más cercanos a los obtenidos por el Método de los Elementos Finitos que por el Método Clásico.

A continuación se muestra en la Fig. 1.4 un gráfico similar al obtenido para la unión a solape longitudinal donde se pueden determinar directamente los valores de  $k_d$  para la unión a solape con cordones transversales para los diferentes valores del espesor de las láminas  $S$  y cateto de los cordones de soldadura.



**Fig. 1.4 Gráfico para la determinación de  $k_d$  para costuras transversales.**

No obstante estos resultados que mejoran el cálculo de las tensiones en uniones a solape con costuras de filete, las diferencias entre los resultados obtenidos por las expresiones propuestas y los obtenidos por el MEF, son aun apreciables, producto de los aspectos relacionados con la de concentración de tensiones en los cordones.

### **1.10 Coeficiente de ajuste de los valores de las tensiones obtenidos por el Método de los Elementos Finitos.**

En el trabajo <sup>[33]</sup>, quedó claro que existen tres aspectos presentes en las uniones soldadas que determinan que los valores reales de las tensiones se diferencien de los obtenidos mediante el cálculo analítico. Estos son:

- Excentricidad de la carga.
- Diferencia de las tensiones a lo largo de la unión.
- Concentración de tensiones.

Los dos primeros factores han sido presentados en el análisis realizado en el presente capítulo y tomados en cuenta a través del coeficiente  $k_d$ , sin embargo el tercer elemento no ha sido considerado en los cálculos. El Método de los Elementos Finitos registra en sus resultados los tres factores mencionados y por lo tanto las tensiones obtenidas por este Método se aproximan mucho mejor a los valores reales. Si se considera estas tensiones como un patrón, resulta entonces posible ajustar mejor los valores calculados para las uniones soldadas a solape, no sólo a través del coeficiente  $k_d$  anteriormente obtenido en este capítulo, sino a través del valor del factor de ajuste para la concentración de tensiones  $k_\tau$  por la siguiente expresión.

$$\tau_{MEF} = k_d \cdot k_\tau \cdot \tau_{med} \quad (1.11)$$

$\tau_{MEF}$  - Valor de la tensión obtenida para una unión específica mediante el Método de los Elementos Finitos después de realizar en la misma el estudio de convergencia en MPa.

$k_d$  - Factor que toma en cuenta la influencia de la excentricidad de la carga y la distribución no uniforme de las tensiones a lo largo de la longitud de la unión.

$k_{\tau}$  - Factor de ajuste para la concentración de tensiones en la sección de la garganta del cordón que aproximan mejor el valor de las tensiones calculadas con las tensiones obtenidas por el Método de los Elementos Finitos.

$\tau_{med}$  - Valor medio de la tensión en la sección de la garganta del cordón calculada por la expresión clásica en MPa.

$$\tau_{med} = \frac{P}{1,414 \cdot c \cdot l} \quad \text{MPa} \quad (1.12)$$

Lo que nos interesa en este caso es conocer cuanto vale el factor de ajuste para la concentración de tensiones  $k_{\tau}$ , por lo tanto despejando se obtiene.

$$k_{\tau} = \frac{\tau_{MEF}}{k_d \cdot \tau_{med}} = f(s, c, s/c) \quad (1.13)$$

El factor de ajuste para la concentración de tensiones y su dependencia como función del espesor de las láminas a soldar  $S$  y del cateto de soldadura  $c$  puede ser obtenido a través de un Análisis de Regresión Lineal Múltiple utilizando los valores obtenidos por el Método de los Elementos Finitos, de la misma manera que si en lugar de emplear este Método como herramienta para obtener las tensiones en el cordón se hubiera empleado uno de los Métodos Experimentales conocidos como son: el Método Fotoelástico, o la Extensometría de Resistencia Eléctrica.

Para obtener los valores del factor de ajuste para la concentración de tensiones  $k_{\tau}$  en el trabajo Tesis de Hernán se procesaron un total de 51 modelos de Uniones Soldadas con espesores  $S$  entre 5 y 50 mm y con relaciones entre el espesor de la

lámina y el cateto  $\frac{S}{c}$  entre 1 y 3 tanto para las Costuras de Filete Longitudinal como Transversal.

Para cada uno de los Modelos elaborados se realizó el Estudio de Convergencia correspondiente afinando progresivamente la malla hasta lograr una convergencia razonable con una diferencia entre los valores de las tensiones para el Modelo

definitivo y el Modelo precedente nunca superior a un 8 % y de esta manera garantizar que los valores de las tensiones máximas locales no dependan del tamaño de la malla utilizada.

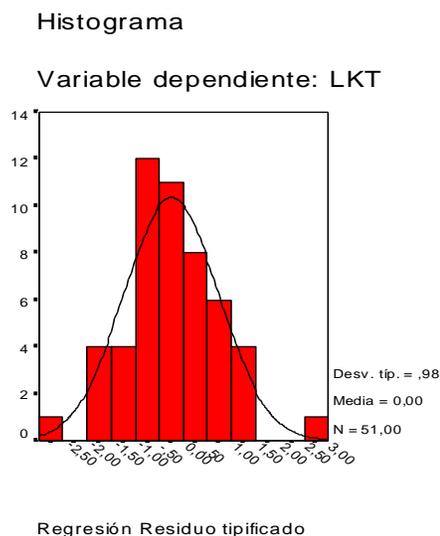
Se obtuvo el valor de  $k_T$  para cada uno de los Modelos refinados y se realizó un Análisis de Regresión Lineal Múltiple tomando como variable Dependiente , tanto para las uniones con costuras de filete transversal como para las uniones con costuras de filete longitudinal, el factor de ajuste para la concentración de tensiones  $k_T$  y como variables independientes el espesor  $S$  de las láminas a soldar y el cateto  $c$  de los cordones, con ayuda del SPSS 11.0 para Windows, obteniéndose los resultados mostrados en el Anexo K donde se puede plantear que:

Para las uniones con Costuras de Filete Transversal

$$k_T = 0,912 \cdot S^{-1,03} \cdot c^{1,39} \quad (1.14)$$

En este caso se obtuvo un coeficiente de correlación  $R^2 = 0,979$ .

Otro elemento importante que mostró la validez de la expresión fue la distribución de la regresión de los residuos tipificados que en este caso siguen una distribución Normal con una Desviación Típica de 0,98.



**Fig. 1.5 Distribución Normal de los Residuos de la Variable Dependiente en el caso de las Costuras de Filete Transversal**

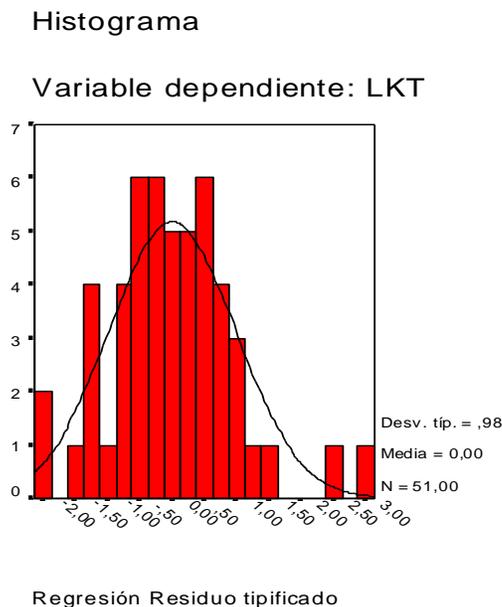
En la Fig. 1.5 se muestra el Histograma dado por el SPSS 11.0 que caracteriza el resultado comentado. La prueba para verificar la normalidad de los residuos la Hipótesis de Kolmogorov - Smirnov arrojó también excelentes resultados.

Para las Uniones con Costuras de Filete Longitudinal

$$k_{\tau} = 3,40 \cdot S^{-1,23} \cdot c^{1,46} \quad (1.15)$$

En este caso el coeficiente de correlación obtenido fue  $R^2 = 0,987$ .

La distribución de la regresión de los residuos tipificados resulta ser una Distribución Normal como se muestra en la Fig. 1.6, en este caso con una Desviación Típica de 0,98. La prueba de Kolmogorov- Smirnov arrojó también excelentes resultados.

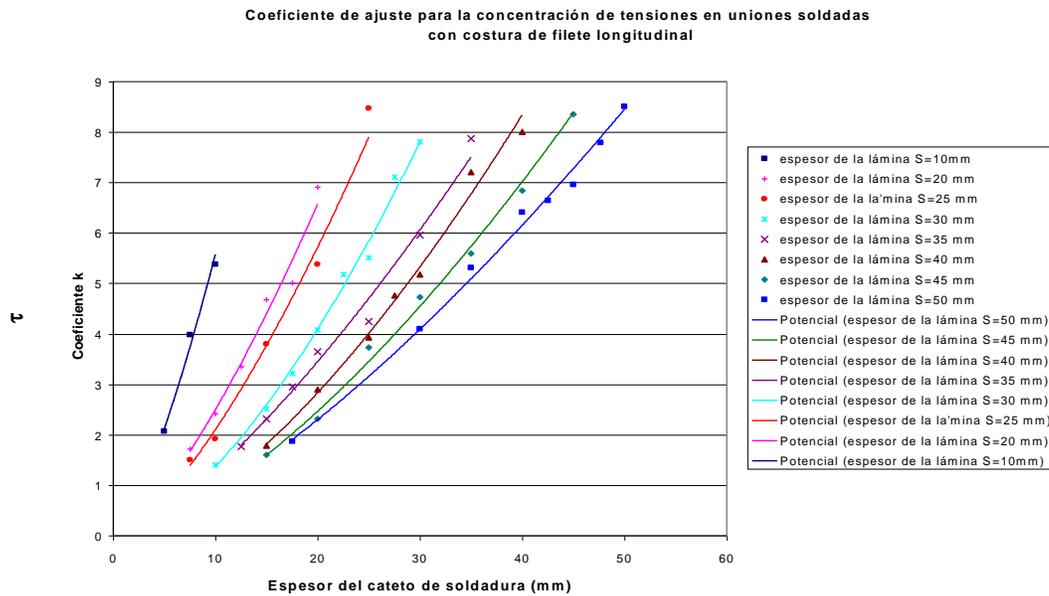


**Fig. 1.6 Distribución Normal de los Residuos de la variable Dependiente en el caso de las costuras de filete longitudinal**

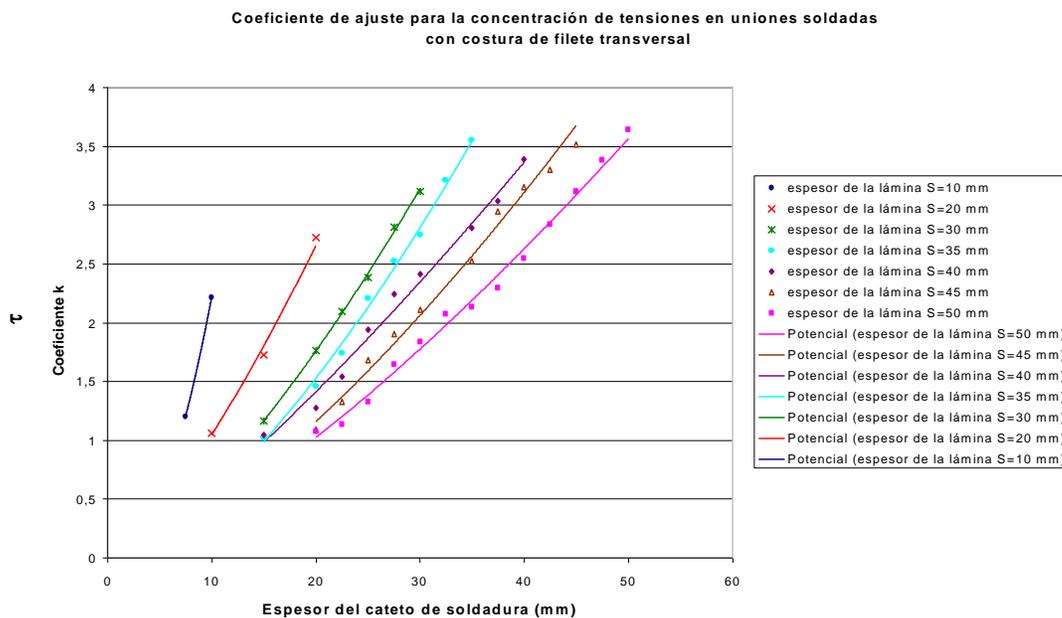
Finalmente en las Figs. 1.7 y 1.8 se muestran dos gráficos importantes desde el punto de vista práctico que permiten obtener los valores de  $k_{\tau}$  para las uniones a solape con cordones longitudinales y transversales respectivamente en función de las dimensiones de la unión.

Como se aprecia en estos gráficos el coeficiente de concentración de tensiones para las Uniones Soldadas con Costuras de Filete Longitudinal da valores

mayores que en las uniones Soldadas con Costuras de Filete transversal, lo que se corresponde con los valores dados en la bibliografía consultada.



**Fig. 1.7 Gráfico del factor de ajuste para la concentración de tensiones en función de los parámetros del cordón de soldadura para las uniones a solape con costuras de filete longitudinal**



**Fig. 1.8 Gráfico del factor de ajuste para la concentración de tensiones en función de los parámetros del cordón de soldadura para las uniones a solape con costuras de filete transversal**

En el trabajo <sup>[33]</sup>, al comparar los valores de las tensiones obtenidas tomando en cuenta los coeficientes  $k_d$  y las obtenidas por el Método de los Elementos finitos se aprecia que los porcentos de diferencia en el caso de los cordones longitudinales era de un 49,66 % y para los transversales de un 32,38 % en ambos casos se utilizaron los valores del factor de concentración de tensiones dados por Shigley, si fueran utilizados los valores obtenidos por esta propuesta se tendría que en el caso de los cordones longitudinales el porcentaje de diferencia se reduciría al 7,00 % En el caso de los cordones transversales el % de diferencia con respecto al valor obtenido por el Método de los Elementos Finitos se redujo al 6,12 %.,

#### **1.11 Método propuesto en el Trabajo<sup>[35,36]</sup> para determinar las tensiones tangenciales máximas en uniones soldadas con perfiles de configuración geométrica compleja sometidos a torsión.**

En el Trabajo se plantea que el método utilizado por los diferentes autores<sup>[30,50,96,106]</sup> en la literatura para determinar las tensiones tangenciales máximas en las uniones con costuras de filete sometidas a torsión presenta contradicciones con la Mecánica de Materiales; por lo que las uniones soldadas con costuras de filete, desde el punto de vista de la Mecánica de Materiales, es preciso analizarlas como perfiles de paredes delgadas. Las expresiones para el caso de perfiles de paredes delgadas al cortante directo y a la flexión no difieren en lo esencial de las expresiones utilizadas en la literatura para calcular las tensiones en las uniones soldadas con costuras de filete, a excepción de las secciones que no son simétricas con relación al plano de carga como se analizaron también en el mencionado trabajo donde se hace necesario considerar aspectos particulares de estas, sin embargo, esa situación no es la misma para el caso de las uniones sometidas a torsión donde las expresiones para el cálculo de

las tensiones tangenciales en perfiles de paredes delgadas difieren sensiblemente de las expresiones utilizadas por estos autores.

En el Tabla 1.1 se muestran las expresiones dadas por Feodosiev<sup>[33]</sup> de los parámetros geométricos  $W_t$  e  $I_t$  de la sección a la torsión, en el caso de barras de paredes delgadas de perfiles abiertos desarrollables, abiertos no desarrollables y para los perfiles cerrados.

Por otro lado está claro que convencionalmente las tensiones en las uniones soldadas con costuras de filete se calculan a cortante en la sección de la garganta, por lo que los parámetros geométricos en el cálculo de las tensiones, hay que proyectarlos en dicha sección.

La expresión general propuesta para calcular las tensiones tangenciales máximas de torsión considerando las secciones como perfiles de paredes delgadas es:

$$\tau_{Mt} = \frac{Mt}{W_t \cdot \cos 45^\circ} = \frac{Mt}{0.707 \cdot W_t} \quad (1.16)$$

Donde:

$M_t$  – Momento torsor sobre la costura, que actúa con relación al eje centroidal perpendicular al plano de la unión.

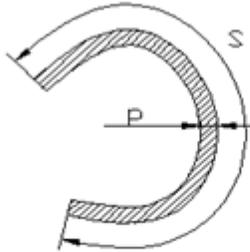
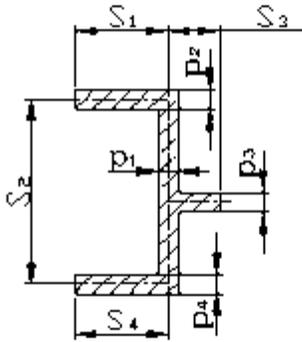
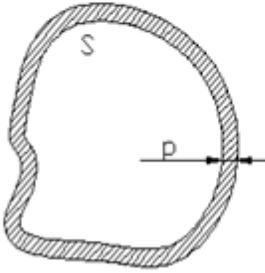
$W_t$  – Parámetro geométrico de la sección de la costura a torsión, considerada está como un perfil de paredes delgadas calculado en el plano de la costura.

Aplicando las expresiones dadas en la Tabla 1.1 se obtuvieron las expresiones de cálculo de las tensiones máximas de torsión para diferentes secciones de configuración geométrica compleja, las cuales se dan para uniones con costuras de filete en la Tabla 1.2 y para costuras a tope en la Tabla 1.3.

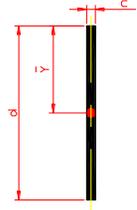
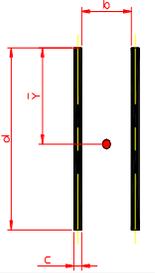
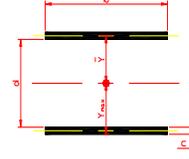
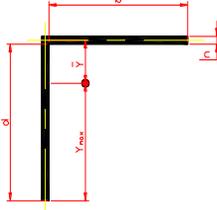
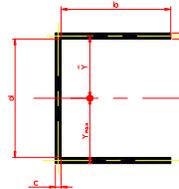
Para comparar los resultados obtenidos mediante la aplicación de la Teoría de los Perfiles de Paredes Delgadas, se compararon las expresiones propuestas que contemplan la Teoría de los Perfiles de Paredes Delgadas, las expresiones obtenidas por otros autores y el Método de los Elementos Finitos se considerarán diferentes uniones soldadas que constituyen Perfiles de Paredes Delgadas de

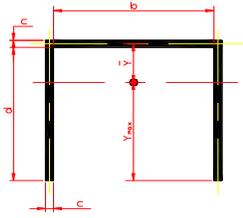
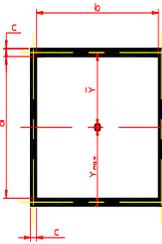
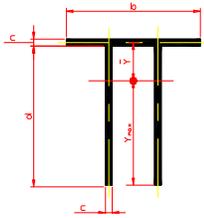
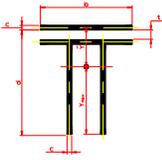
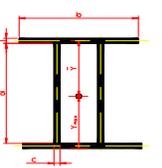
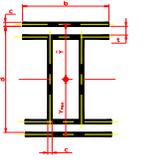
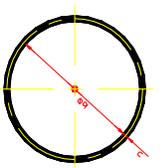
diferente configuración. Se analizaran tres ejemplos uno de Perfil Abierto Desarrollable, otro de Perfil Abierto no Desarrollable y otro de Perfil Cerrado y los resultados obtenidos fueron excelentes y con una aproximación con el MEF mucho mayor que las expresiones clásicas.

**Tabla 1.1 Parámetros geométricos  $W_t$  y  $I_t$  de los perfiles paredes delgadas**

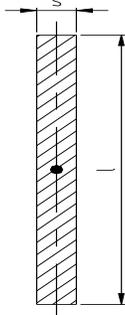
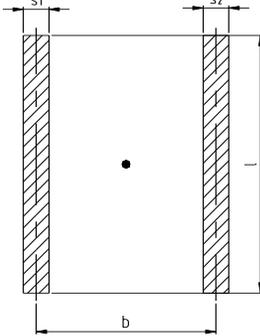
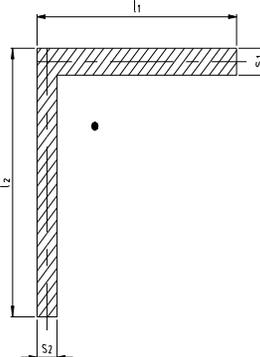
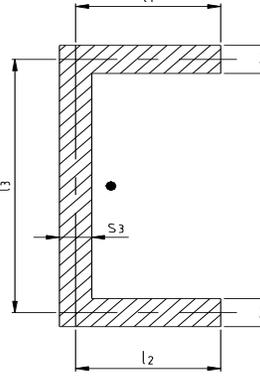
SECCIÓN	$W_t$	$I_t$
P E R F I L  A B I E R T O  P E R F I L C O M P U E S T O  P E R F I L C E R R A D O		$\frac{1}{3} \cdot \rho^2 \cdot s$
		$\frac{1}{3} \cdot \rho^2 \cdot s$
		$\frac{I_t}{\rho_{\max}}$
		$\frac{1}{3} \sum_{i=1}^n \rho_i^3 \cdot s_i$
		$2 \cdot F^* \cdot \rho_{\min}$
		$\frac{4 \cdot (F^*)^3}{\int_s \frac{ds}{\rho}}$

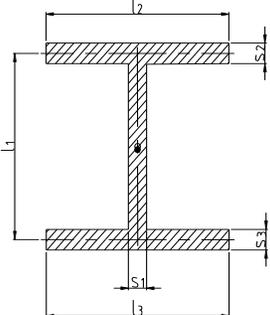
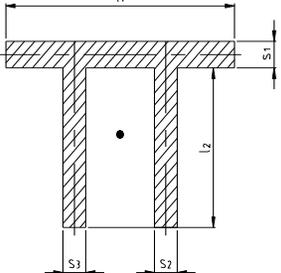
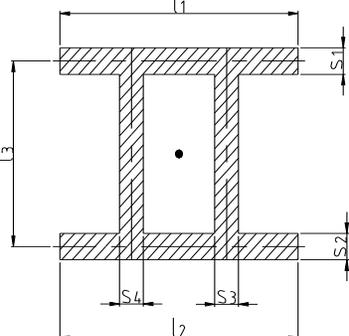
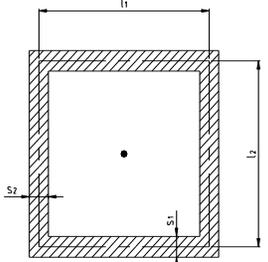
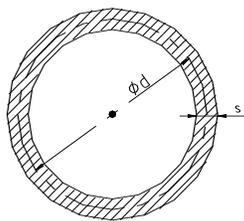
**Tabla 1.2 Comparación entre las expresiones propuestas para  $\tau_{Mt}$  las propuestas por en el Trabajo [ ] y las propuestas por los autores Shigley – Mitchell y Hall.**

No	Tipo de sección	Autor	Expresiones para el calculo de $\tau_Q$ .
1		Shigley - Mitchell	$\tau_{Mt} = \frac{8,4853 \cdot Mt}{c \cdot d^2}$
		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{8,4853 \cdot Mt}{c \cdot d^2}$
		Propuesta	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt}{c^2 \cdot d}$
2		Shigley - Mitchell	$\tau_{Mt} = \frac{4,424 \cdot Mt \cdot \sqrt{b^2 + (d + c)^2}}{c \cdot d \cdot (3 \cdot b^2 + d^2)}$
		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt \cdot \sqrt{b^2 + d^2}}{c \cdot d \cdot (3 \cdot b^2 + d^2)}$
		Propuesta	$\tau_{Mt} = \frac{2,121 \cdot Mt}{c^2 \cdot d}$
3		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt \cdot \sqrt{b^2 + d^2}}{c \cdot d \cdot (b^2 + 3 \cdot d^2)}$
		Propuesta	$\tau_{Mt} = \frac{2,121 \cdot Mt}{c^2 \cdot b}$
4		Shigley - Mitchell	$\tau_{Mt} = \frac{8,4852 \cdot Mt \cdot \sqrt{(2 \cdot b \cdot d + d^2)^2 + [b^2 + c \cdot (b + d)]^2}}{c \cdot [(b + d)^4 - 6 \cdot b^2 \cdot d^2]}$
		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{16,9706 \cdot Mt \cdot (b + d) \cdot \sqrt{\left[\frac{d^2}{2 \cdot (b + d)}\right]^2 + \left[b - \frac{b^2}{2 \cdot (b + d)}\right]^2}}{c \cdot [(b + d)^4 - 6 \cdot b^2 \cdot d^2]}$
		Propuesta	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt}{c^2 \cdot (b + d)}$
5		Shigley - Mitchell	$\tau_{Mt} = \frac{16,9706 \cdot Mt \cdot (2 \cdot b + d) \cdot \sqrt{\frac{(c + d)^2}{4} + \left(b - \frac{b^2}{2 \cdot b + d}\right)^2}}{c \left[ (2 \cdot b + d) (8 \cdot b^3 + 6 \cdot b \cdot d^2 + d^3) - 12 \cdot b^4 \right]}$
		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{16,9706 \cdot Mt \cdot (2 \cdot b + d) \cdot \sqrt{\frac{d^2}{4} + \left(b - \frac{b^2}{2 \cdot b + d}\right)^2}}{c \left[ (2 \cdot b + d)^4 - 12 \cdot b^2 (b + d)^2 \right]}$
		Propuesta	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt}{c^2 (2 \cdot b + d)}$

6		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{16,9706 \cdot Mt \cdot (b + 2 \cdot d) \cdot \sqrt{\frac{b^2}{4} + \left(d - \frac{d^2}{b + 2 \cdot d}\right)^2}}{c \left[ (b + 2 \cdot d)^4 - 12 \cdot d^2 \cdot (b + d)^2 \right]}$
		Propuesta	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt}{c^2 \cdot (b + 2 \cdot d)}$
7		Shigley - Mitchell	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt \cdot \sqrt{(b + c)^2 + (d + c)^2}}{c \cdot (b + d)^3}$
		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt \cdot \sqrt{b^2 + d^2}}{c \cdot (b + d)^3}$
		Propuesta	$\tau_{Mt} = \frac{0,707 \cdot Mt}{c \cdot (b + d) \cdot (d + c)}$
8		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{16,9706 \cdot Mt \cdot (b + 2 \cdot d) \cdot \sqrt{\frac{b^2}{4} + \left[\frac{d^2}{2 \cdot (b + d)}\right]^2}}{c \cdot \left[ (b + 2 \cdot d)^4 - 12 \cdot d^2 \cdot (b + d)^2 \right]}$
		Propuesta	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt}{c^2 \cdot (b + 2 \cdot d)}$
9		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt \cdot \sqrt{b^2 \cdot (b + d)^2 + b^4}}{c \cdot (b + d)^3 \cdot \left[ d^3 (4 \cdot b + d) + b^3 \cdot (b + d) \right]}$
		Propuesta	$\tau_{Mt} = \frac{2,12 \cdot Mt}{c^2 \cdot (b + d)}$
10		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt \cdot \sqrt{b^2 + d^2}}{c \cdot (b^3 + 3 \cdot b \cdot d^2 + d^3)}$
		Propuesta	$\tau_{Mt} = \frac{2,121 \cdot Mt}{c^2 \cdot (b + d)}$
11		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt \cdot \sqrt{b^2 + d^2}}{c \cdot (2 \cdot b^3 + 6 \cdot b \cdot d^2 + d^3)}$
		Propuesta	$\tau_{Mt} = \frac{2,121 \cdot Mt}{c^2 \cdot (2 \cdot b + d)}$
12		Shigley - Mitchell	$\tau_{Mt} = \frac{2,8284 \cdot Mt}{\pi \cdot c \cdot d^2}$
		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{2,8284 \cdot Mt}{\pi \cdot c \cdot d^2}$
		Propuesta	$\tau_{Mt} = \frac{2,8284 \cdot Mt}{\pi \cdot c \cdot (c + d)^2}$

**Tabla 1.3 Expresiones propuestas para el cálculo de las tensiones tangenciales máximas en uniones soldadas a tope de configuración geométrica compleja sometidas a torsión libre**

No	Tipo de sección	Expresiones propuestas para el cálculo de $\tau_{Mt}$	
		Expresión general	Para espesor $s = \text{cte}$
1		$\tau_{Mt} = \frac{3 \cdot Mt}{s^2 \cdot l}$	$\tau_{Mt} = \frac{3 \cdot Mt}{s^2 \cdot l}$
2		$\tau_{Mt} = \frac{3 \cdot Mt \cdot s_{\text{máx}}}{l \cdot (s_1^3 + s_2^3)}$	$\tau_{Mt} = \frac{3 \cdot Mt}{2 \cdot l \cdot s^2}$
3		$\tau_{Mt} = \frac{3 \cdot Mt \cdot s_{\text{máx}}}{l_1 s_1^3 + l_2 s_2^3}$	$\tau_{Mt} = \frac{3 \cdot Mt}{s^2 (l_1 + l_2)}$
4		$\tau_{Mt} = \frac{3 \cdot Mt \cdot s_{\text{máx}}}{l_1 s_1^3 + l_2 s_2^3 + l_3 s_3^3}$	$\tau_{Mt} = \frac{3 \cdot Mt}{s^2 (l_1 + l_2 + l_3)}$

5		$\tau_{Mt} = \frac{3 \cdot Mt \cdot s_{\max}}{l_1 s_1^3 + l_2 s_2^3 + l_3 s_3^3}$	$\tau_{Mt} = \frac{3 \cdot Mt}{s^2 (l_1 + l_2 + l_3)}$
6		$\tau_{Mt} = \frac{3 \cdot Mt \cdot s_{\max}}{l_1 s_1^3 + l_2 s_2^3 + l_2 s_3^3}$	$\tau_{Mt} = \frac{3 \cdot Mt}{s^2 (l_1 + 2 \cdot l_2)}$
7		$\tau_{Mt} = \frac{3 \cdot Mt \cdot s_{\max}}{l_1 s_1^3 + l_2 s_2^3 + l_3 s_3^3 + l_3 s_4^3}$	$\tau_{Mt} = \frac{3 \cdot Mt}{s^2 (l_1 + l_2 + 2 \cdot l_3)}$
8		$\tau_{Mt} = \frac{0.5 \cdot Mt}{l_1 \cdot l_2 \cdot s_{\min}}$	$\tau_{Mt} = \frac{0.5 \cdot Mt}{l_1 \cdot l_2 \cdot s}$
9		$\tau_{Mt} = \frac{2 \cdot Mt}{\pi \cdot d^2 \cdot s_{\min}}$	$\tau_{Mt} = \frac{2 \cdot Mt}{\pi \cdot d^2 \cdot s}$

## Capítulo II. Método de cálculo de las tensiones en los cordones de soldadura de una unión soldada mixta cualquiera.

### 2.1 Concepto de unión soldada mixta.

Una unión soldada mixta es aquella donde concurren diferentes tipos de uniones soldadas, que pueden ser del tipo de unión a tope unas y otras del tipo de unión con costuras de filete, o pueden ser del mismo tipo sometidas a diferentes tipos de sollicitaciones.

El tipo de unión soldada mixta mas simple es la unión soldada a solape donde concurren costuras de filete longitudinal y transversal actuando simultáneamente (Ver Fig. 2.1). En la literatura técnica se demuestra que las tensiones y la concentración de tensiones son menores en las costuras de filetes transversal que en la longitudinal [32,33,55,56,57,58], sin embargo, cuando se trata de una unión mixta resulta muy difícil establecer que parte de la carga soporta la unión transversal y que parte soporta la unión longitudinal.

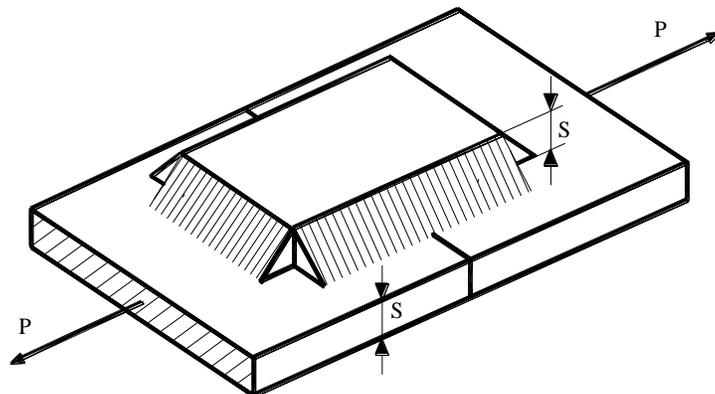
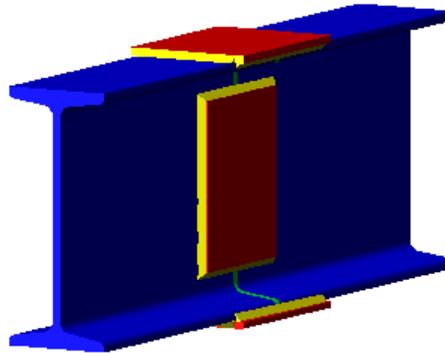


Figura 2.1 Unión a solape con costura de filete longitudinal y transversal.

El Método General de Cálculo que se propone para el cálculo de las tensiones en uniones soldadas mixtas se ilustrará a través de una unión soldada mixta mucho más compleja como la mostrada en la Fig. 2.2. En esta unión la viga I está soldada a tope y puede estar sometida a tracción, cortante y flexión. La unión está reforzada además con dos láminas de refuerzo en el alma de la viga que constituyen a su vez una unión a solape que para las diferentes sollicitaciones a las que estará sometida la unión en su conjunto, esta unión estará sometida a cortante o torsión dependiendo de la carga que se trate. La unión está reforzada además con dos láminas en las alas cada una de las cuales constituye también

una unión a solape con cordones longitudinales y transversales y cuya sollicitación depende de la carga que actúe sobre la viga.



**Fig. 2.2 Esquema de la unión mixta a analizar.**

Esta compleja unión mixta servirá de base de material de estudio para establecer el Método

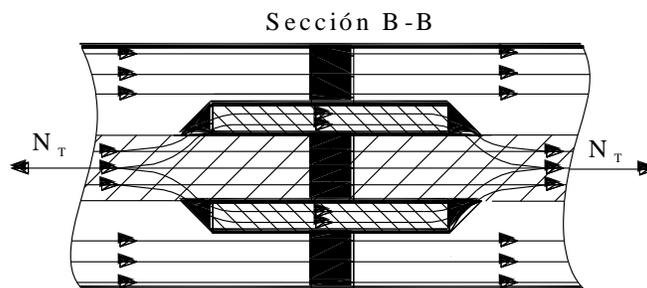
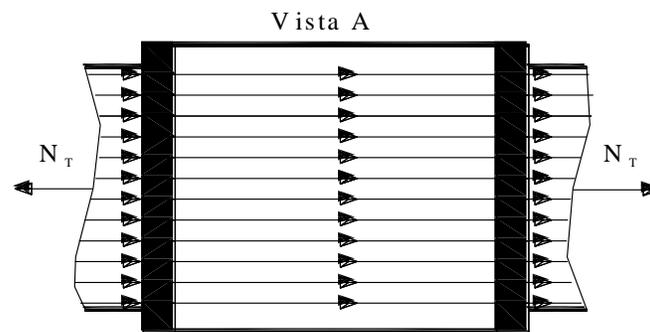
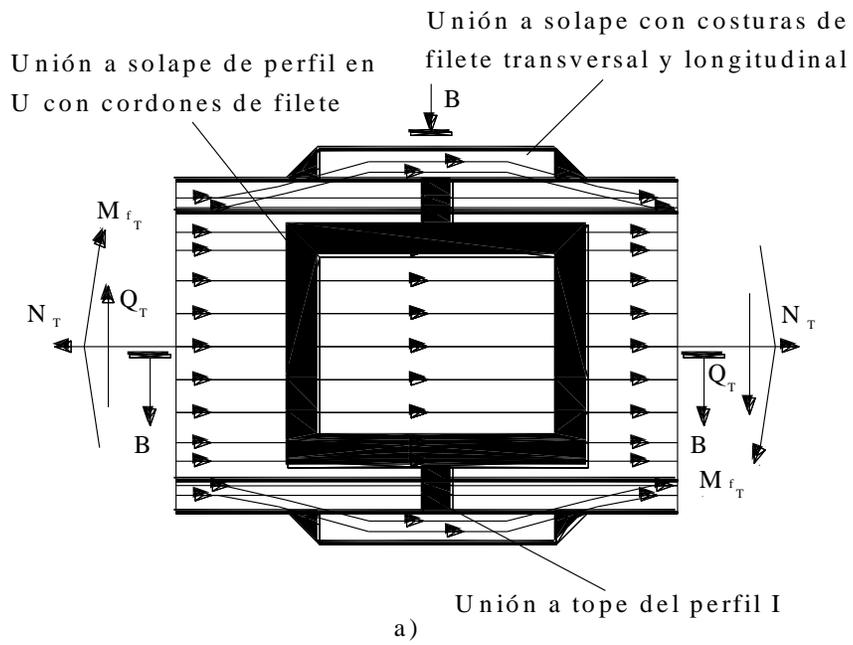
General de Cálculo de las fuerzas que asimila cada parte específica de la unión y los Métodos de Cálculo de las tensiones en cada una de ellas.

## **2.2 Cálculo de las fuerzas internas en los diferentes elementos que integran la unión soldada mixta analizada.**

En la Fig. 2.3 a) se muestra la unión soldada mixta descrita en el epígrafe anterior, la misma está compuesta por tres elementos diferentes que son:

1. la unión a tope entre los perfiles I
2. la unión a solape de las láminas de refuerzo superior e inferior, la cual constituye a su vez otra unión mixta con costura de filete transversal y longitudinal.
3. la unión a solape de las láminas de refuerzo laterales, las cuales constituyen una unión a solape con costura de filete de contorno en U para cada una de las mitades de la viga I.

La unión en su conjunto se considerará sometida a una fuerza normal de tracción  $N$ , a fuerzas de cortante transversal  $Q$  y a momentos flectores de magnitud  $M_f$ . En la Fig. 2.3 a, b y c se muestran distintas vistas de la distribución del flujo de fuerzas en la unión.



**Fig. 2.3 Distribución de la alineas de fuerzas entre las componentes de la unión:**

- 1 – Unión a tope del perfil I.
- 2 – Unión a solape con costuras de filete transversal y longitudinal.
- 3 – Unión a solape de perfil U con costuras de filete.

Las cargas externas se distribuirán entre los tres elementos de la unión, el problema radica en como conocer que parte de la carga será asimilada por cada una de las partes componentes.

Para resolver esta problemática se utilizará un principio general de la Mecánica de Materiales que plantea que las cargas se distribuyen entre contribuye entre las diferentes partes de un todo de forma directamente proporcional a las rigideces de cada una de las partes integrantes. Se aplicará el Principio de la Superposición, se analizara a continuación la distribución de las fuerzas internas para:

- La fuerza axial  $N_T$
- La fuerza de cortante  $Q_T$
- El momento flector  $M_{fT}$

### **Cálculo de las fuerzas internas en los diferentes elemento de la unión.**

- **Para la fuerza axial N.**

La fuerza normal total  $N_T$  la ecuación se divide entre las tres componentes de la unión.

$$N_T = N_1 + N_2 + N_3 \quad (2.1)$$

Donde

$N_T$  - Fuerza axial total que actúa sobre la unión.

$N_1$  - Fuerza axial que soporta la unión 1 a tope.

$N_2$  - Fuerza axial que asimila la unión 2 a solape.

$N_3$  - Fuerza axial que asimila la unión 3 a solape.

La unión en su conjunto se deforma una magnitud  $\varepsilon$  bajo la acción de la fuerza axial  $N_T$ , cada una de las componentes de la unión soporta una parte de la carga total directamente proporcional a la rigidez de sección correspondiente.

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l} = \frac{N}{E \cdot A} \quad (2.2)$$

Como  $\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = \varepsilon_3$

$$\frac{N_1}{E \cdot A_1} = \frac{N_2}{E \cdot A_2} = \frac{N_3}{E \cdot A_3} \quad (2.3)$$

Sustituyendo (2.3) en (2.1) expresando  $N_T = f(N_1)$ , se tiene que.

$$N_T = N_1 + \frac{A_2}{A_1} N_1 + \frac{A_3}{A_1} N_1$$

Despejando  $N_1$

$$N_1 = \frac{N_T}{1 + \frac{A_2}{A_1} + \frac{A_3}{A_1}} = \frac{N_T \cdot A_1}{A_1 + A_2 + A_3} \quad (2.4)$$

De forma similar se pueden obtener las expresiones para calcular  $N_2$  y  $N_3$ .

$$N_2 = \frac{N_T \cdot A_2}{A_1 + A_2 + A_3} \quad (2.5)$$

$$N_3 = \frac{N_T \cdot A_3}{A_1 + A_2 + A_3} \quad (2.6)$$

Para el caso analizado

$A_1$  – Área de la sección transversal del perfil I.

$A_2 = 2 \cdot b_2 \cdot s_2$  – Área de la sección transversal de las dos láminas de refuerzo superior e inferior.

$A_3 = 2 \cdot b_3 \cdot s_3$  – Área de la sección transversal de las dos láminas de refuerzo laterales.

En la Fig. 2.4 se acotan estas dimensiones.

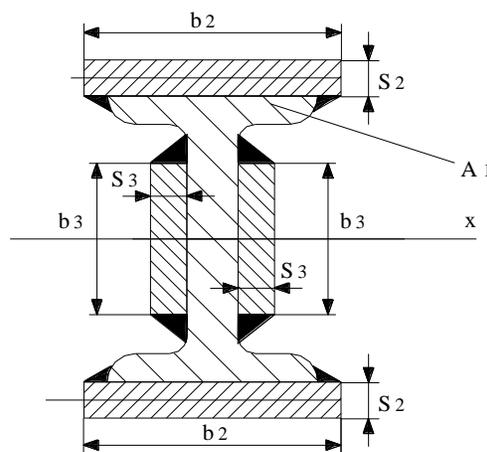


Fig. 2.4 Dimensión de los elementos de la unión.

- Para las fuerzas de cortante  $Q_T$

Para las fuerzas de cortante  $Q_T$ , sucede algo similar

$$Q_T = Q_1 + Q_2 + Q_3 \quad (2.7)$$

Donde

$Q_T$  – Fuerza de cortante total que actúa sobre la unión.

$Q_1$  – Fuerza de cortante que asimila la unión 1 a tope.

$Q_2$  – Fuerza de cortante que asimila la unión 2 a solape.

$Q_3$  – Fuerza de cortante que asimila la unión 3 a solape.

Como la distorsión originada en la sección es la misma para las tres partes componentes de la unión, la fuerza que asimila cada parte será proporcional a su rigidez a cortante.

$$\frac{Q_1}{G \cdot A_1} = \frac{Q_2}{G \cdot A_2} = \frac{Q_3}{G \cdot A_3} \quad (2.8)$$

Mediante un proceso de sustitución y despeje similar al anterior se llega a que

$$Q_1 = \frac{Q_T \cdot A_1}{A_1 + A_2 + A_3} \quad (2.9)$$

$$Q_2 = \frac{Q_T \cdot A_2}{A_1 + A_2 + A_3} \quad (2.10)$$

$$Q_3 = \frac{Q_T \cdot A_3}{A_1 + A_2 + A_3} \quad (2.11)$$

- **Para el momento flector sobre la unión.**

La parte del momento flector total que soporta cada una de las partes componentes de la unión dependerá de la rigidez a flexión, y se cumple al igual que los casos anteriores que

$$M_T = M_1 + M_2 + M_3 \quad (2.12)$$

La línea elástica de la viga es única. De la ecuación diferencial elástica de la línea elástica se tiene que:

$$M_1 = E \cdot I x_1 + y_1'' \quad (2.13)$$

$$M_2 = E \cdot I x_2 + y_2'' \quad (2.14)$$

$$M_3 = E \cdot I x_3 + y_3'' \quad (2.15)$$

Como se tiene que cumplir que  $y_1 = y_2 = y_3$ , de donde  $y_1' = y_2' = y_3'$  y  $y_1'' = y_2'' = y_3''$ .

Se obtiene que

$$\frac{M_1}{E \cdot I_{x_1}} = \frac{M_2}{E \cdot I_{x_2}} = \frac{M_3}{E \cdot I_{x_3}} \quad (2.16)$$

Sustituyendo (2.16) en (2.12) y despejando  $M_1$ ,  $M_2$  y  $M_3$  de formas similar a como se ha hecho anteriormente.

$$M_1 = \frac{M_T \cdot I_1}{I_{x_1} + I_{x_2} + I_{x_3}} \quad (2.17)$$

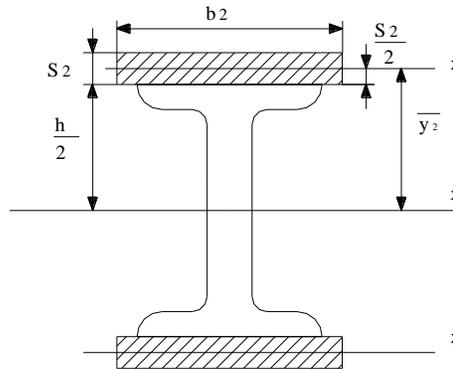
$$M_2 = \frac{M_T \cdot I_2}{I_1 + I_2 + I_3} \quad (2.18)$$

$$M_3 = \frac{M_T \cdot I_3}{I_1 + I_2 + I_3} \quad (2.19)$$

Donde

$I_{x_1}$  – Es el momento de inercia de la sección de la viga I con relación a su eje centroidal X.

$I_{x_2}$  – Es el momento de inercia de las láminas de refuerzo superior e inferior con relación al eje X. O sea:



**Fig. 2.6 Dimensiones básicas de las placas de refuerzo superior.**

$$I_{x_2} = 2b_2 \cdot S_2 \left[ \frac{3h^2 + 6h \cdot S_2 + 4S_2^2}{12} \right]$$

$$I_{x_2} = \frac{b_2 \cdot S_2}{6} [3h^2 + 6h \cdot S_2 + 4S_2^2] \quad (2.20)$$

$I_{x_3}$  – Es el momento de inercia de las láminas de refuerzo laterales con relación al eje X. O sea

$$I_{x_3} = 2 \cdot \frac{1}{12} S_3 h_3^3 = \frac{S_3 \cdot h_3^3}{6}$$

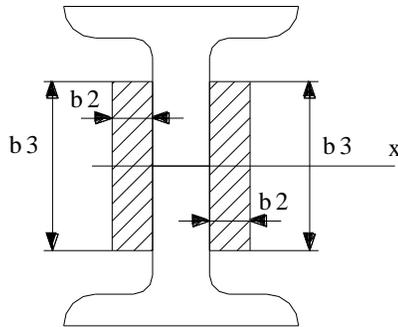


Fig. 2.7 Dimensiones básicas de las placas de refuerzo laterales.

## 2.3 Cálculo de las tensiones en cada uno de los elementos de la unión soldada mixta analizada.

### 2.3.1 Calculo de las tensiones en los componentes de la unión a tope de la viga I.

#### 2.3.1.1 Tensiones provocadas por la fuerza normal $N_1$ .

En la unión a tope la fuerza normal  $N_1$  provoca tensiones normales de tracción distribuidas uniformemente a través de la sección de la union , las cuales se calculan por la clásica ecuación de la Resistencia de Materiales

$$\sigma_{N1} = \frac{N_1}{A_1} \quad (2.21)$$

#### 2.3.1.2 Tensiones provocadas por la fuerza tangencial $Q_1$ .

En la unión a tope la fuerza tangencial  $Q_1$  , Provoca tensiones tangenciales las cuales no se distribuyen uniformemente a través de la sección de la unión, la misma se calculan según la conocida expresión de Zhuravskyi

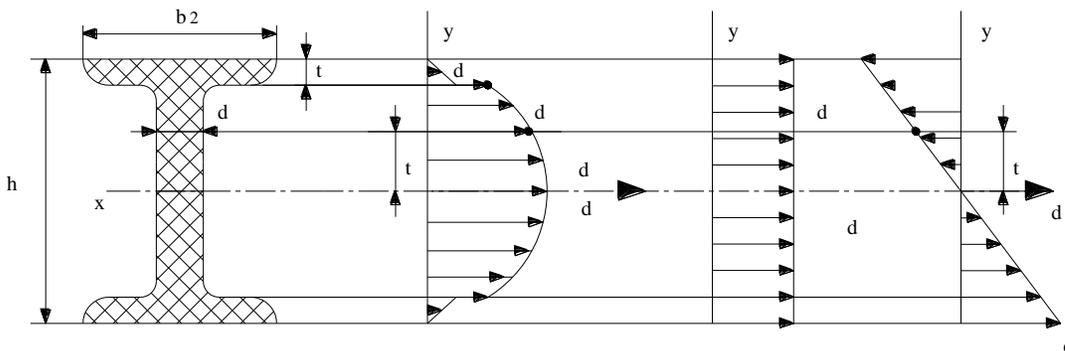


Fig. 2.8 Distribución de tensiones normales y tangenciales en la Unión a Tope.

$$\tau_y = \frac{Q_1 \cdot S'_x}{d \cdot I_x} \quad (2.22)$$

Donde:

$Q_1$ —Fuerza de cortante que soporta la unión a tope.

$S'_x$ —Momento estático del área separada de la sección de la unión por encima de la coordenada  $y$ .

$d$ —Espesor de la sección a la altura de la coordenada  $y$ .

$I_x$ —Momento de inercia de toda la sección con relación al eje centroidal  $x$  perpendicular a  $Q_1$ .

Las tensión  $\tau_{\max}$  se produce a la altura de la línea neutra y toma valor .

$$\tau_{\max} = \frac{Q_1 \cdot S'_{x_{\max}}}{d \cdot I_x} \quad (2.23)$$

$S'_{x_{\max}}$ —Momento estático máximo de la sección, se toma de la tabla de los perfiles laminados correspondientes.

Para calcular la tensión tangencial en el cordón a la altura de la transición ala – alma, se hace necesario calcular el momento estático del área que está por encima de esa sección, o sea, para  $Y_y = \frac{h}{2} - t$ . El momento estático es:

$$S'_{x_t} = b \cdot t \left( \frac{h}{2} - \frac{t}{2} \right)$$

y la tensión:

$$\tau_t = \frac{Q_1 \left( \frac{h}{2} - \frac{t}{2} \right) \cdot b \cdot t}{d \cdot I_x} \quad (2.24)$$

### 2.3.1.3 Tensiones provocadas por el momento flector $Mf_1$ .

El momento flector provoca en el cordón, como es ampliamente conocido, tensiones normales de tracción y de compresión proporcionales a la coordenada  $y$ . Las mismas se calculan por la conocida ecuación de Navier.

$$\sigma_y = \frac{Mf_1 \cdot y}{I_x} \quad (2.25)$$

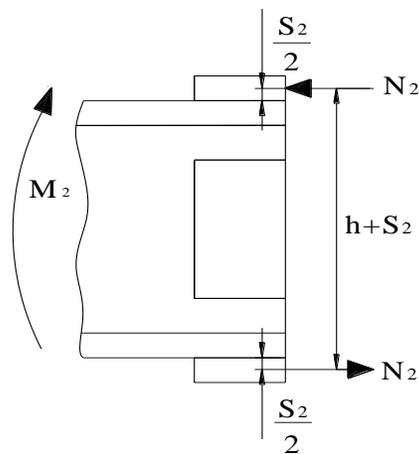
y las tensiones máximas se puede calcular por la expresión

$$\sigma_{Mf \text{ max}} = \frac{Mf_1 \cdot y \text{ max}}{I_x} = \frac{Mf_1}{W_x} \quad (2.26)$$

### 2.3.2 Cálculo de las tensiones que surgen en los cordones de las láminas de refuerzo superior e inferior.

#### 2.3.2.1 Carga sobre las láminas de refuerzo superior e inferior.

La unión soldada de las láminas de refuerzo superior e inferior se puede interpretar como una unión soldada a solape con costuras de filete bajo la acción de las cargas que se muestran en la Fig. 2.8 .



**Fig. 2.8 Carga sobre la unión soldada de filete de las láminas de refuerzo superior e inferior.** Las fuerzas  $N_2$  que actúan sobre estas láminas de refuerzo se calculan del equilibrio, o sea:

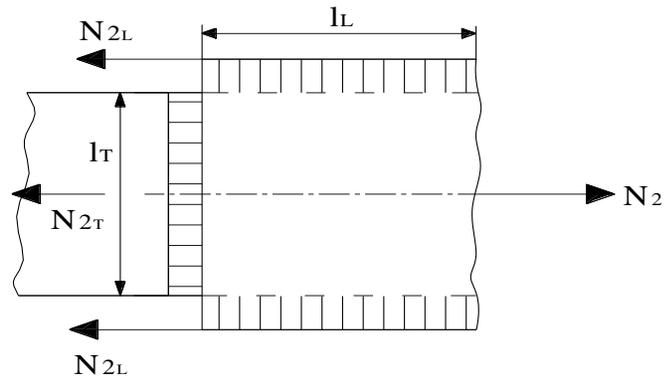
$$M_2 = N_2 \cdot (h + S_2)$$

$$N_2 = \frac{M_2}{h + S_2} \quad (2.27)$$

#### 2.3.2.2 Tensiones provocadas por la fuerza $N_2$ .

La unión de las láminas superior e inferior a la viga se realizó por una unión soldada también mixta compuesta por cordones longitudinales y transversales en la misma unión. Históricamente aunque se conoce que los cordones transversales son mas resistentes ya que en ellos no se presente el fenómeno de distribución no uniforme de las tensiones a lo largo de la longitud y el factor de concentración de tensiones es diferente, tanto uno como el otro se han calculado por la misma expresión, consideración esta valida para cargas estáticas. En el trabajo( tesis de

Hernán) se precisaron bien las diferencias entre uno y otro y se establecieron nuevas expresiones de cálculo de las tensiones válidas fundamentalmente cuando hay cargas cíclicas y riesgo de falla por fatiga.



**Fig. 2.9 Esquema de la mitad de la unión que soporta la fuerza  $N_2$**

Las tensiones se calcularían entonces de la siguiente manera:

- **Para Cargas Estáticas.**

$$\tau_l = \frac{N_2}{1.4 \cdot c \cdot (2 \cdot l_L + l_T)} \quad (2.28)$$

- **Para Cargas Cíclicas**

Si se trata de cargas cíclicas se hace necesario diferenciar bien que carga soportan los cordones longitudinales de los transversales. En el presente Trabajo se propone aplicar el mismo principio de la Mecánica de Materiales que se aplicó para diferenciar las cargas entre los elementos componentes de la unión, o sea, la carga que asimila cada cordón es proporcional a su rigidez. En este caso proporcional a las longitudes respectivas de los cordones, o sea:

$$\frac{N_{2L}}{2 \cdot l_L} = \frac{N_{2T}}{l_T} \quad (2.29)$$

Se cumple también que:

$$N_2 = N_{2T} + N_{2L} \quad (2.30)$$

Simultaneando estas dos ecuaciones se obtiene:

$$N_{2L} = \frac{2 \cdot N_2 \cdot l_L}{l_T + 2l_L} \quad (2.31)$$

$$N_{2T} = N_2 - N_{2L} \quad (2.32)$$

Y ahora las tensiones en los cordones se pueden calcular por separado, o sea:

- Para los cordones longitudinales.

$$\tau_L = \frac{N_{2L}}{1.4 \cdot c \cdot l_L} \cdot K_{dL} \cdot K_{\tau L} \quad (2.33)$$

Donde los coeficientes  $k_{dL}$  y  $k_{\tau L}$  se pueden calcular por las expresiones (1.7) y (1.15) respectivamente o se pueden obtener directamente de los Gráficos de las Figs. 1.2 y 1.7

- Para los cordones transversales.

$$\tau_T = \frac{N_{2L}}{0,707 \cdot c \cdot l_T} \cdot K_{dT} \cdot K_{\tau T} \quad (2.34)$$

Donde los coeficientes  $k_{dT}$  y  $k_{\tau T}$  se pueden calcular por las expresiones (1.10) y (1.14) respectivamente o se pueden obtener directamente de los Gráficos de las Figs. 1.4 y 1.8

### 2.3.3 Calculo de las tensiones que surgen en los cordones de las láminas de refuerzo laterales.

#### 2.3.3.1 Carga sobre las láminas de refuerzo laterales.

Las láminas laterales está sometidas al Momento  $M_3$ , pero para la unión de las placas laterales esta carga es un momento torsor.

#### 2.3.3.2 Tensiones provocadas en los cordones laterales el momento $M_3$ .

Las tensiones tangenciales de torsión en los cordones de filete de las placas de refuerzo laterales se calculan directamente por la expresión dada para el Caso 5, de la Tabla 1.2.

$$\tau_{M_3} = \frac{4.2426 \cdot M'_3}{c^2 (2 \cdot l_L' + l_T' + 2c)} \quad (2.35)$$

En esta expresión  $M'_3 = M_3 / 2$ , ya que son dos láminas de refuerzo laterales.

## 2.4 Validación del método propuesto mediante la comparación de los resultados obtenidos por las expresiones propuestas con las obtenidas por el Método de los Elementos Finitos.

### 2.4.1 Cálculo de los momentos de inercia de las partes componentes de la unión.

#### Momentos de inercia de la unión a tope.

$I_{x_1}$  – Es el momento de inercia de la sección de la viga I con relación a su eje centroidal X.

Para la Viga IPN -300

$$I_{x_1} = 98\,000\,000 \text{ mm}^4$$

#### Momento de inercia de las láminas de refuerzo superior e inferior con relación al eje X.

$$I_{x_2} = 2b_2 \cdot S_2 \left[ \frac{3h^2 + 6h \cdot S_2 + 4S_2^2}{12} \right]$$

$$I_{x_2} = \frac{b_2 \cdot S_2}{6} [3h^2 + 6h \cdot S_2 + 4S_2^2]$$

$$I_{x_2} = \frac{150 \text{ mm} \cdot 8 \text{ mm}}{6} [3 \cdot (300 \text{ mm})^2 + 6 \cdot 300 \text{ mm} \cdot 8 \text{ mm} + 4 \cdot (8 \text{ mm})^2]$$

$$I_{x_2} = 5\,693\,200 \text{ mm}^4$$

#### Momento de inercia de las láminas de refuerzo laterales con relación al eje X.

$$I_{x_3} = 2 \cdot \frac{1}{12} S_3 h_3^3$$

$$I_{x_3} = \frac{S_3 \cdot h_3^3}{6} = \frac{8 \text{ mm} \cdot (200 \text{ mm})^3}{6}$$

$$I_{x_3} = 10\,666\,666.67 \text{ mm}^4$$

### 2.4.2 Cálculo de la parte del Momento Flector Total que asimila cada una de las partes componentes de la unión.

#### Momento total aplicado a la unión ( $M_T$ ).

En el modelo de Elementos Finitos seleccionado para esta validación se sometió la unión a flexión pura con un Momento Flector Total igual a:

$$M_T = 2 \cdot 10^9 \text{ N} \cdot \text{mm}$$

### Cálculo del momento (M<sub>1</sub>).

$$M_1 = \frac{M_T \cdot I_{x_1}}{I_{x_1} + I_{x_2} + I_{x_3}}$$

$$M_1 = \frac{2 \cdot 10^9 \text{ N} \cdot \text{mm} \cdot 98\,000\,000 \text{ mm}^4}{98\,000\,000 \text{ mm}^4 + 56\,931\,200 \text{ mm}^4 + 10\,666\,666 \text{ mm}^4}$$

$$M_1 = 1\,183\,590\,132 \text{ N} \cdot \text{mm}$$

### Cálculo del momento (M<sub>2</sub>).

$$M_2 = \frac{M_T \cdot I_{x_2}}{I_{x_1} + I_{x_2} + I_{x_3}}$$

$$M_2 = \frac{2 \cdot 10^9 \text{ N} \cdot \text{mm} \cdot 56\,931\,200 \text{ mm}^4}{98\,000\,000 \text{ mm}^4 + 56\,931\,200 \text{ mm}^4 + 10\,666\,666 \text{ mm}^4}$$

$$M_2 = 687\,583\,739 \text{ N} \cdot \text{mm}$$

### Cálculo del momento (M<sub>3</sub>).

$$M_3 = \frac{M_T \cdot I_{x_3}}{I_{x_1} + I_{x_2} + I_{x_3}}$$

$$M_3 = \frac{2 \cdot 10^9 \text{ N} \cdot \text{mm} \cdot 10\,666\,666 \text{ mm}^4}{98\,000\,000 \text{ mm}^4 + 56\,931\,200 \text{ mm}^4 + 10\,666\,666 \text{ mm}^4}$$

$$M_3 = 128\,826\,128 \text{ N} \cdot \text{mm}$$

## 2.4.3 Cálculo de las tensiones en las partes componentes de la unión.

### Cálculo de la Fuerza (N<sub>2</sub>)

$$M_2 = N_2 \cdot (h + S_2)$$

$$N_2 = \frac{M_2}{h + S_2}$$

$$N_2 = \frac{687\,583\,739 \text{ N} \cdot \text{mm}}{300 \text{ mm} + 8 \text{ mm}}$$

$$N_2 = 2\,232\,414.74 \text{ N}$$

### Cálculo de la tensión en la Viga ( $\sigma_1$ ).

$$\sigma_1 = \frac{M_1 \cdot y_{\max}}{Ix_1}$$

$$\sigma_1 = \frac{1\ 183\ 590\ 132\ N\ mm \cdot 150\ mm}{98\ 000\ 000\ mm^4}$$

$$\sigma_1 = 1\ 811\ ,61\ N / mm^2 = 1\ 811\ ,61\ MPa$$

### Cálculo de la tensión en una de las láminas 2 ( $\sigma_2$ ).

$$\sigma_2 = \frac{N_2}{A_2} = \frac{N_2}{b_2 \cdot S_2}$$

$$\sigma_2 = \frac{2\ 232\ 414\ ,74\ N}{150\ mm \cdot 8\ mm}$$

$$\sigma_2 = 1\ 860\ ,35\ N / mm^2 = 1\ 860\ ,35\ MPa$$

### Cálculo de la tensión de flexión en las dos láminas 3 ( $\sigma_3$ ).

$$\sigma_3 = \frac{M_3 \cdot y_{\max}}{2 \cdot Ix_3}$$

$$\sigma_3 = \frac{128\ 826\ 128\ N\ mm \cdot 100\ mm}{2 \cdot 10\ 666\ 666\ ,67\ mm^4}$$

$$\sigma_3 = 603\ ,87\ N / mm^2 = 604\ MPa$$

La tensión en la sección de la viga sin unión soldada es:

$$\sigma_1 = \frac{M_T \cdot y_{\max}}{Ix_1}$$

$$\sigma_1 = \frac{2 \cdot 10^9\ N\ mm \cdot 150\ mm}{98\ 000\ 000\ mm^4}$$

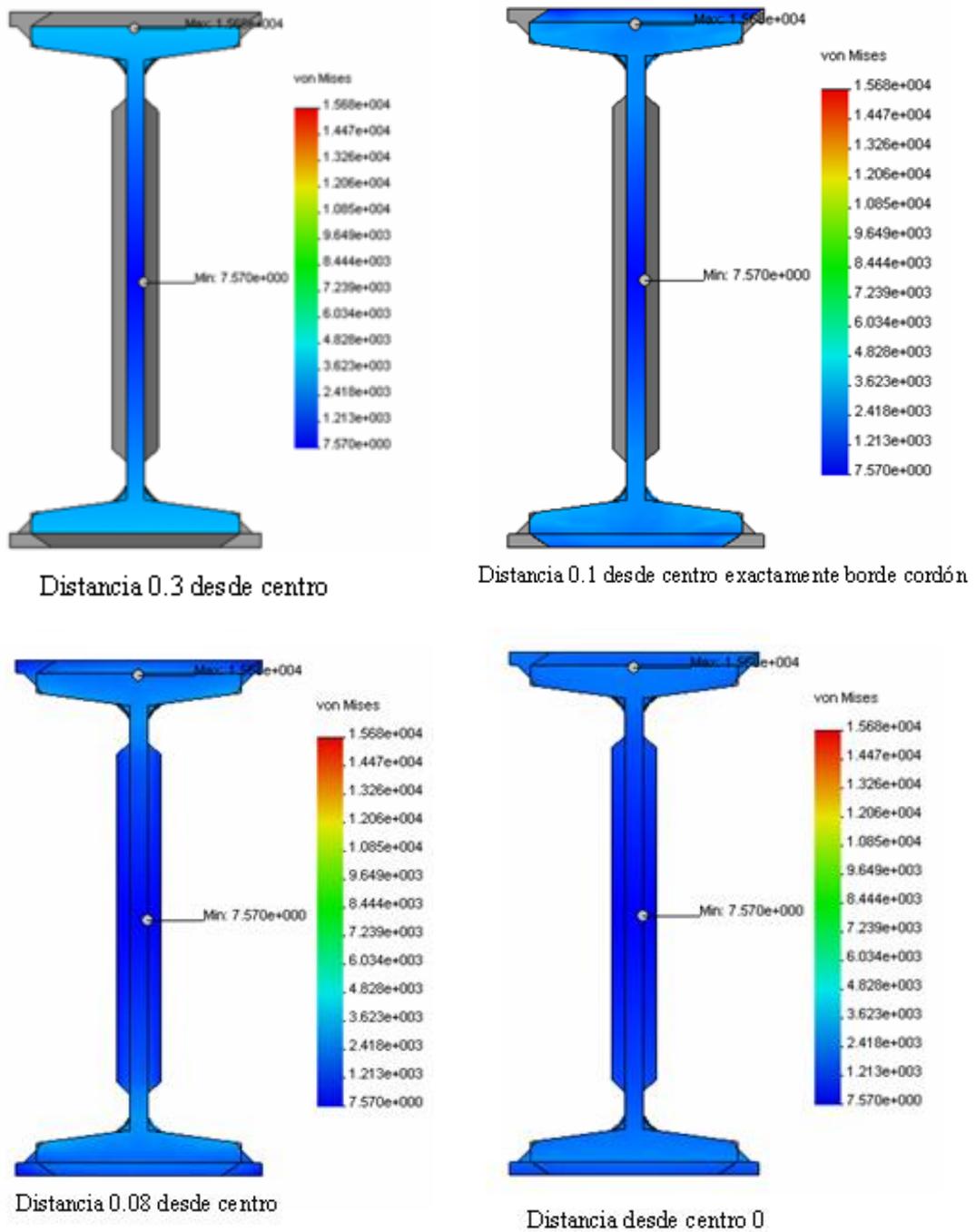
$$\sigma_1 = 3\ 061\ ,2\ N / mm^2 = 3\ 061\ ,2\ MPa$$

### 2.4.5 Tensiones obtenidas en las partes componentes de la unión por el Método de los Elementos Finitos.

En la Fig. 2.10 se muestran los resultados obtenidos por el Método de los Elementos Finitos.

De los resultados obtenidos por el MEF, de acuerdo con el Código de Colores la tensión en la primera vista del MEF a la distancia 0,3 del centro donde no existe unión tiene para el color azul claro observado en el borde superior de la viga un valor de 3 623 MPa muy próximo al valor obtenido analíticamente de 3061,2

MPa. En la lámina correspondiente al centro de la unión se aprecia una



coloración intermedia entre los azules correspondientes a

**Fig. 2.9 Valores de las tensiones obtenidas mediante la Aplicación del Método de los Elementos finitos.**

La coloración marcada en la barra del MES con los valores de 2 418 MPa y 1 213 MPa, lo que se corresponde con un valor de 1 816 MPa y el Método Analítico Propuesto da para la viga y las láminas de refuerzo superiores valores de 1 811,61 MPa y 1 860,35 MPa respectivamente que coinciden cerradamente con el valor del MEF. La coloración más oscura se aprecia en las láminas de refuerzo laterales similares a las tensiones que existen a la altura de la línea neutra de la viga y que se pueden valorar según una coloración intermedia entre la correspondiente al valor de 1213 MPa y la de 7,57 MPa que dan una media de 610,3 MPa muy cercana a la analítica calculada en estas láminas de 604 MPa.

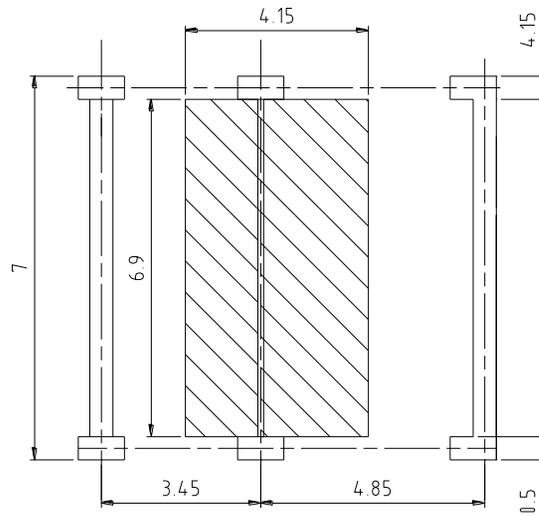
Estos resultados confirman que el Método Propuesto para Calcular la Parte de la Carga Total que soporta cada una de las partes componentes de la Unión es acertada.

### Capítulo III. Evaluación de la Resistencia Mecánica de la Viga Soldada de la Estructura del Hotel “San Carlos”.

#### 3.1 Esquema de análisis de la viga soldada de la estructura del Hotel “San Carlos”.

Para determinar las cargas que actúan sobre la viga metálica IPN 300 soldada situada en el entrepiso del Hotel “San Carlos” se siguió el siguiente procedimiento:

Se elaboraron los esquemas de cada una de las plantas y sus correspondientes dimensiones incluido el entrepiso donde está situada la viga, la distancia entre los muros de carga en los que se encuentra empotrada la misma y la distancia entre ella y las vigas que se encuentran a su derecha y a la izquierda respectivamente, estas últimas son de hormigón armado reforzadas con una viga metálica también IPN 300 colocadas en su parte inferior, esta distancia se midió de eje a eje. Se midió también en cada una de las plantas de los pisos superiores al de la viga la ubicación de las paredes frontales de las habitaciones las cuales constituyen una carga concentrada que va a ir bajando piso a piso hasta incidir sobre la viga analizada ya que coinciden una sobre otra. Con estas mediciones se obtuvieron los tres esquemas presentados a continuación:



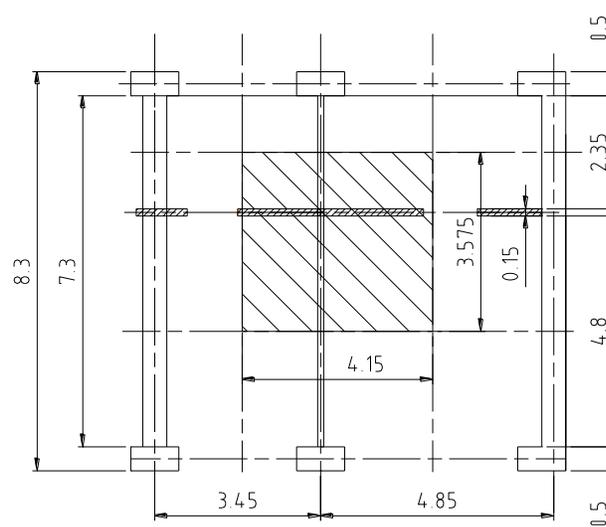
**Fig. 3.1 Esquema de Planta del entrepiso que descansa directamente sobre la viga soldada analizada.**

En la Fig. 3.1 se muestra un Esquema de Planta del Entrepiso que descansa directamente sobre la viga soldada analizada. La viga objeto de estudio está

representada al centro y coloreada en negro con trazos discontinuos, se acotan su longitud de eje a eje, que es la distancia que se considerará entre apoyos, la distancia del eje de esta viga a las dos vigas contiguas y rallado en su parte central se muestra la parte de la placa y todos los materiales de construcción y cargas de uso que se considerarán como una carga distribuida sobre la viga.

El criterio seguido para determinar la parte de la losa total sobre la viga que incide sobre la misma teniendo en cuenta lo dicho anteriormente que a ambos lados de la viga existen otras de hormigón armado reforzadas con una viga metálica, como se observa en el esquema, fue el siguiente:

Las cargas que recaen en la mitad de la distancia, tomada de eje a eje, como se mencionó anteriormente de la viga soldada hasta la viga situada a su derecha se considerará que le corresponden a la viga analizada y de la misma manera las cargas que recaen en la mitad de la distancia, también de eje a eje, desde la viga soldada hasta la otra viga de hormigón situada a su izquierda le corresponden también a la viga analizada.



**Fig. 3.2 Esquema de Planta de los cuatro pisos superiores de los cuales una parte de la carga recae sobre la viga soldada analizada.**

En la Fig. 3.2 se muestra el esquema que representa la parte de la losa de los pisos superiores del Hotel cuya carga va a descender como una carga concentrada por las paredes frontales de las habitaciones hasta la viga y se

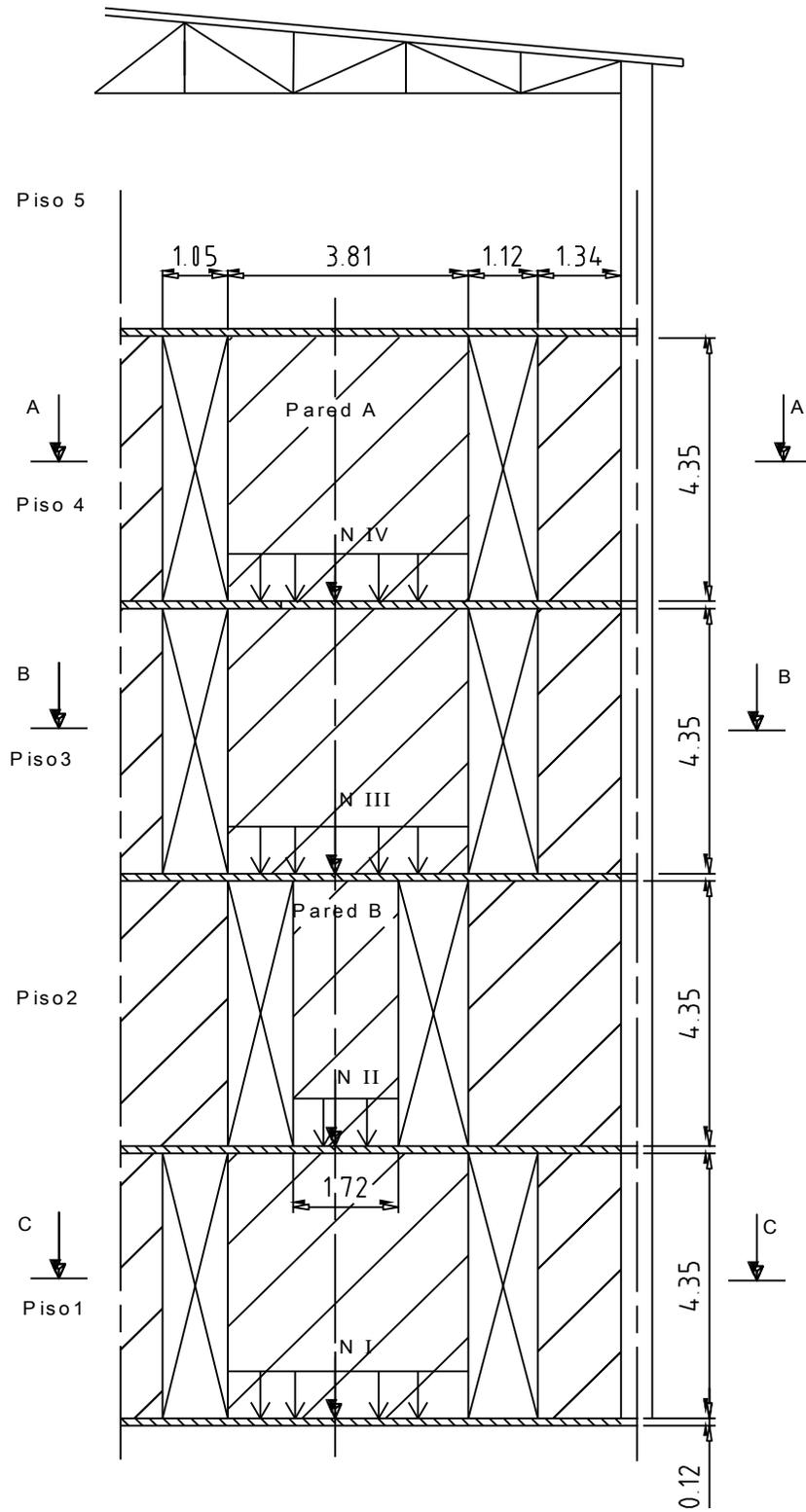
representa también la pared frontal de las habitaciones, este esquema se puede tomar para cada uno de los cuatro pisos superiores.

Para seleccionar el área de la losa representada en este esquema se uso el mismo criterio explicado anteriormente, tomando la mitad de la distancia de eje a eje desde la pared frontal de las habitaciones hasta el muro de carga anterior a la viga según esquema y tomando la mitad de la distancia de eje a eje desde la pared frontal de las habitaciones hasta el muro de carga posterior a la viga. Las paredes frontales según las mediciones realizadas se ubican en el lugar mostrado en el esquema.

En la Fig. 3.3 se representa un corte de todas las plantas del edificio que están ubicadas por encima de la viga soldada. El corte está realizado a través de las paredes frontales de las habitaciones.

En esta última figura se puede observar la posición de la viga en el hotel y todos los pisos que tiene por encima de ella y de cómo la carga de la losa de todos los pisos más la carga de las paredes frontales de las habitaciones inciden sobre la misma. Se observa también en esta figura que existen dos tipos de paredes frontales diferentes en el edificio, la pared frontal tipo A y la pared frontal tipo B. Están señaladas todas las dimensiones de las paredes

Partiendo de esta Esquema de Análisis se determinaron los distintos tipos de cargas que recaerán sobre la viga. Se supondrá que todas los pesos de la parte correspondiente de las distintas placas y muros descienden hasta la viga analizada, o sea, las placas de los pisos superiores no asimilan ninguna carga que contribuya a descargar la viga. Esta consideración es realmente idealizada pero es la situación mas critica que se pueda considerar a la hora de evaluar la resistencia de la viga.



**Fig. 3.3 Esquema de las diferentes Plantas del Hotel con los muros frontales de las habitaciones que recaen sobre la viga analizada.**

## **3.2 Cálculo de las cargas que actúan sobre la viga soldada de la estructura del Hotel “San Carlos”.**

### **3.2.1 Cálculo de las Cargas Permanentes.**

#### **Datos Disponibles.**

Densidad de hormigón: 2 400 kgf / m<sup>3</sup>.

Grosor de la losa: 0.12 m.

Ancho de la losa: 4.15 m

Carga peso de las paredes de bloques de 15 cm: 200 kgf / m<sup>2</sup>.

Carga peso del muro Tipo A: 200 kgf / m<sup>2</sup> x 3.81 m x 4.35 m = 3 310 kgf.

Carga peso del muro Tipo B: 200 kgf / m<sup>2</sup> x 1.72 m x 4.35 m = 1 500 kgf.

Área de la losa: 14.81 m<sup>2</sup>. (Área rayada en la Fig. 3.2).

La carga distribuida de la losa sobre la viga se determina por:

$$q_{\text{losa}} = 2\,400 \text{ kgf / m}^3 \times 0.12 \text{ m} \times 4.15 \text{ m} = 1\,195 \text{ kgf / m.}$$

#### **Cálculo de la carga concentrada nivel por nivel y la carga concentrada permanente sobre la viga.**

$$N_{IV} = 2400 \text{ kgf / m}^3 \times A_{\text{losa}} \times 0.12 \text{ m} + \text{Peso de Muro A.}$$

$$N_{IV} = 4.26 \text{ t} + 3.31 \text{ t} = 7\,570 \text{ kgf} = 7.57 \text{ t.}$$

$$N_{IV} = N_{III} = N_I = 7\,570 \text{ kgf} = 7.57 \text{ t.}$$

$$N_{II} = 2400 \text{ kgf / m}^3 \times A_{\text{losa}} \times 0.12 \text{ m} + \text{Peso de Muro B.}$$

$$N_{II} = 4.26 \text{ T} + 1.50 \text{ T} = 5\,760 \text{ kgf} = 5.76 \text{ T}$$

Carga concentrada total por este concepto:

$$N_T = N_I + N_{II} + N_{III} + N_{IV} = 7.57 + 5.76 + 7.57 + 7.57 = 28.47 \text{ t} = 28\,470 \text{ kgf.}$$

#### **Cálculo de la carga distribuida permanente que representa la losa que descansa directamente sobre la viga.**

$$q_{\text{losa}} = 2400 \text{ kgf / m}^3 \times 4.15 \text{ m} \times 0.12 \text{ m} = 1\,195 \text{ kgf / m} = 1.195 \text{ t / m.}$$

### **3.2.2 Completamiento de las cargas permanentes por relleno y losas de piso.**

#### **Datos Disponibles.**

$$Q_{\text{relleno}} = 18 \text{ kgf / m}^2 \times \text{cm de espesor del relleno.}$$

Considerando 9 cm de espesor del mismo.

$$Q_{\text{relleno}} = 162 \text{ kgf / m}^2.$$

$$Q_{\text{mortero}} = 0.005 \times 2100 \text{ kgf / m}^2 = 10.5 \text{ kgf / m}^2$$

$$Q_{\text{gres cerámico}} = 5 \text{ kgf / m}^2$$

Sumando la carga de estos componentes del piso y redondeando la cifra.

$$Q_{\text{relleno y piso.}} = 180 \text{ kgf / m}^2$$

### **Cálculo de la carga concentrada nivel por nivel y la carga concentrada permanente sobre la viga sumando las cargas de relleno y piso.**

Para calcular la carga concentrada que representa en cada nivel esta carga adicional permanente sobre la losa.

$$N_{\text{relleno y piso.}} = A_{\text{losa}} \times 180 \text{ kgf / m}^2 = 14.81 \text{ m}^2 \times 180 \text{ kgf / m}^2$$

$$N_{\text{relleno y piso.}} = 2700 \text{ kgf} = 2.7 \text{ t.}$$

La carga concentrada por niveles que descienden hasta la viga aumentarán por este concepto.

$$N_{\text{IV}} + N_{\text{relleno y piso.}} = 7570 \text{ kgf} + 2700 \text{ kgf} = 10270 \text{ kgf} = 10.27 \text{ t.}$$

$$N_{\text{IV}} = N_{\text{III}} = N_{\text{I}} = 10270 \text{ kgf} = 10.27 \text{ t.}$$

$$N_{\text{II}} + N_{\text{relleno y piso.}} = 5760 \text{ kgf} + 2700 \text{ kgf} = 8460 \text{ kgf} = 8.46 \text{ t.}$$

En el caso de la losa que descansa sobre la viga hay que sumar también estas cargas permanentes:

$$Q_{\text{losa + relleno y piso.}} = 1195 \text{ kgf / m} + 180 \text{ kgf / m}^2 \times 4.15 \text{ m} = 1942 \text{ kgf / m}$$

$$N_{\text{permanente total}} = N_{\text{I}} + N_{\text{II}} + N_{\text{III}} + N_{\text{IV}} = 10270 \text{ kgf} + 8460 \text{ kgf} + 10270 \text{ kgf} + 10270 \text{ kgf}$$
$$N_{\text{permanente total}} = 39270 \text{ kgf} = 39.27 \text{ t.}$$

### **Cálculo de la carga distribuida permanente que representa la losa que descansa directamente sobre la viga sumando las cargas de relleno y piso.**

$$Q_{\text{relleno y piso.}} = 180 \text{ kgf / m}^2 \times 4.15 \text{ m} = 747 \text{ kgf / m.}$$

$$Q_{\text{losa + relleno y piso}} = Q_{\text{losa}} + Q_{\text{relleno y piso}} = 1942 \text{ kgf / m} = 1.94 \text{ t / m.}$$

### **Cálculo de la carga temporal concentrada nivel por nivel y la carga temporal concentrada total sobre la viga.**

Según la Norma cubana NC – 284 – 2003:

$$\text{Para habitaciones y oficinas} = 150 \text{ kgf / m}^2$$

$$\text{Para cabaret, salones de baile y reuniones} = 500 \text{ kgf / m}^2$$

#### **Cargas concentradas:**

En el IV Nivel (Piso 5) estará ubicada una discoteca por lo que:

$$N_{\text{IV}} = 500 \text{ kgf / m}^2 \times 14.81 \text{ m}^2 = 7400 \text{ kgf}$$

En los restantes niveles habitaciones de donde:

$$N_{III} = N_{II} = N_{I} = 150 \text{ kgf / m}^2 \times 14.81 \text{ m}^2 = 2\,220 \text{ kgf} = 2,22 \text{ t.}$$

$$N_{\text{temporal total}} = 7400 + 2200 + 2200 + 2200 = 14\,060 \text{ kgf.}$$

**Cálculo de la carga distribuida temporal que representan las cargas de uso sobre la losa que descansa directamente sobre la viga.**

$$q_{\text{temporal}} = 150 \text{ kgf / m}^2 \times 4.15 \text{ m} = 622 \text{ kgf / m.}$$

### 3.2.3 Cálculo de las cargas mayoradas sobre la viga.

Las cargas mayoradas se hallan sumando las cargas permanentes con las temporales y multiplicándolas correspondientemente por coeficientes que ponderan los posibles incrementos por otras razones no previstas.

#### **Carga Concentrada Mayorada.**

La carga concentrada permanente mayorada se halla multiplicando por 1.2 las cargas permanente, por 1.3 las cargas de uso en la discoteca y por 1.5 las cargas de uso de las habitaciones.

$$N_T = N_{\text{mayorada total}} = 1.2 N_{\text{permanente total}} + 1.3 \times N_{IV \text{ de uso}} + 1.5 (N_{III} + N_{II} + N_I)_{\text{de uso}}$$

$$N_T = 1.2 \times 39\,270 \text{ kgf} + 1.3 \times 7\,400 + 1.5 (2220 + 2220 + 2220)$$

$$N_T = 66\,730 \text{ kgf}$$

#### **Carga Distribuida Mayorada.**

De la misma forma la carga distribuida que recae directamente sobre la viga analizada es:

$$q_T$$

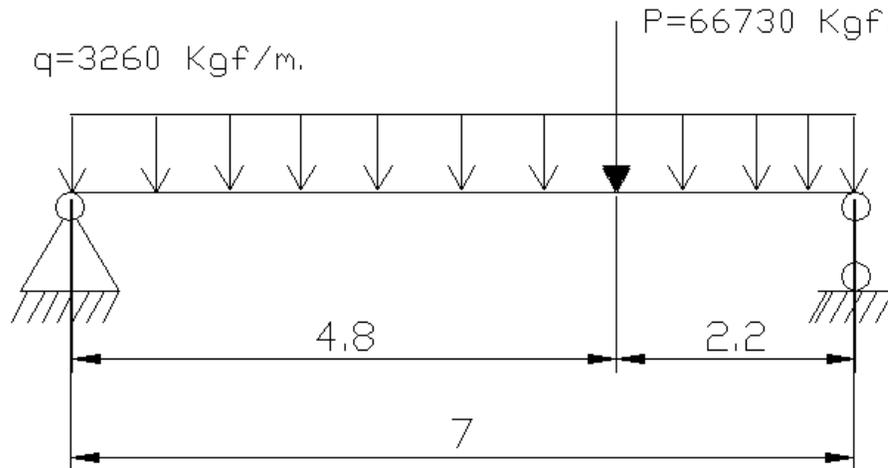
$$= q_{\text{mayorada total}} = 1.2 (q_{\text{losa + relleno y piso}}) + 1.5 (q_{\text{temporal}})$$

$$q_T = 1.2(1940) + 1.5(620)$$

$$q_T = 3\,260 \text{ kgf / m.}$$

### 3.3 Esquema de Análisis de la Viga y diagramas de Fuerzas de Cortante y de Momentos Flectores.

En la Fig. 3.4 se muestra el esquema de Análisis de la Viga con las cargas determinadas en el epígrafe anterior.



**Fig. 3.4 Esquema de Análisis de la Viga.**

Cálculo de la reacción en el Apoyo A:

$$\sum M_B = 0.$$

$$R_A \cdot 7 - P \cdot 4.8 - \frac{ql^2}{2} = 0 \quad (3.1)$$

Sustituyendo y despejando se obtiene:

$$R_A = 32\,382,29 \text{ kgf.}$$

Para el tramo izquierdo de 4.8 m se cumplen las siguientes ecuaciones para el cálculo de fuerzas de cortante y de momentos flectores

$$Q_1 = R_A - qz \quad (3.2)$$

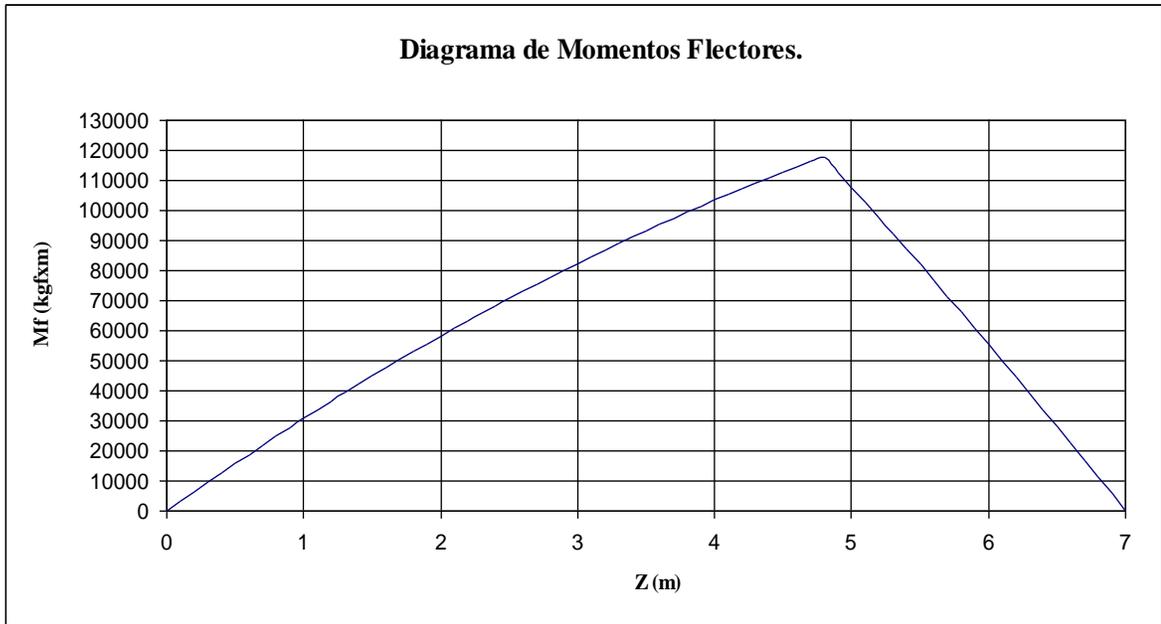
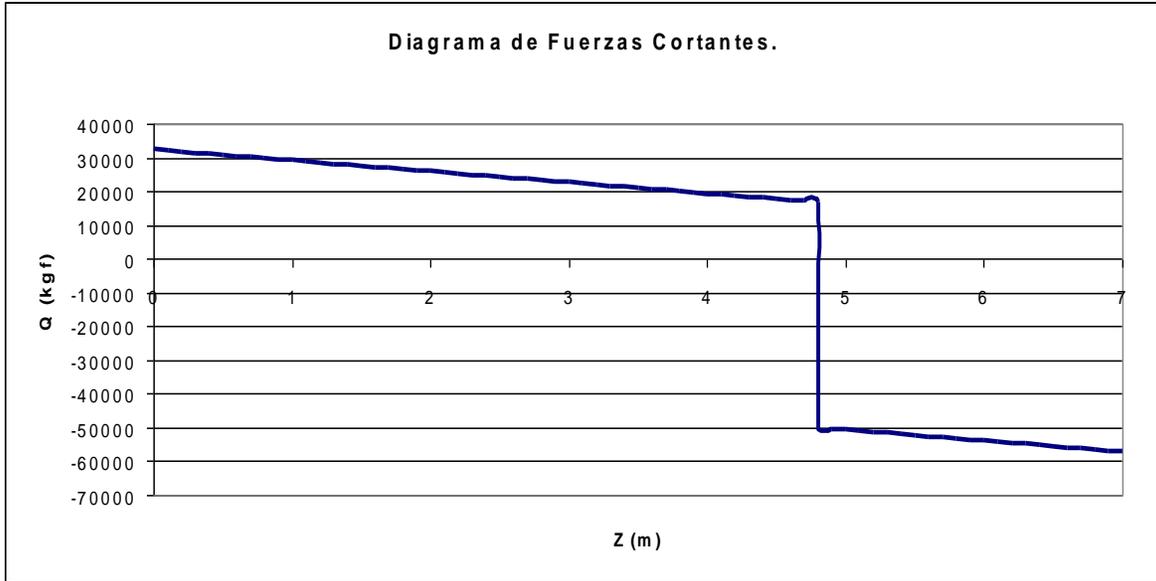
$$M_{f1} = R_A z - \frac{qz^2}{2} \quad (3.3)$$

Y para el tramo derecho de 2,2 m se cumplen las siguientes

$$Q_2 = R_A - P - qz, \quad (3.4)$$

$$M_{f2} = R_A z - P(z - 4.8) - \frac{qz^2}{2}. \quad (3.5)$$

Programando estas ecuaciones en EZCEL se obtienen los siguientes gráficos para las fuerzas de cortante y los momentos flectores que se muestran en la Fig. 3.5



**Fig. 3.5 Diagramas de fuerzas de cortante y Momentos Flectores de la Viga**

### 3.4 Comprobación de la Resistencia de la Viga Soldada.

De los diagramas se obtuvieron los siguientes valores:

Momento flector máximo:  $M_{f \max} = 117\,879,18 \text{ kgf} \cdot \text{m} = 11\,787\,918 \text{ kgf} \cdot \text{cm}$ .

Cortante máximo:  $Q_{\max} = 57\,167,71 \text{ kgf}$ .

Los propiedades del perfil de la Viga se obtuvieron de la Norma Española. Se trata de una viga IPN 300 según la European Standard Beams cuyos datos son:

- Momento de inercia con relación al eje x,  $I_x = 9800 \text{ cm}^4$ .
- Momento estático máximo con relación al eje x,  $S_x = 762 \text{ cm}^3$ .
- Ancho del alma de la viga,  $d = 1.08 \text{ cm}$ .
- Distancia desde el eje centroidal hasta el borde del ala de la viga,  $y_{\text{máx.}} = 15 \text{ cm}$ .

La condición de resistencia a la tensión normal máxima es:

$$\sigma_{\text{máx.}} = \frac{M_{f \text{ máx.}} \cdot y_{\text{máx.}}}{I_x} \leq [\sigma_f] \quad , \text{ donde } [\sigma] = \sigma_f / n \quad (3.6)$$

La tensión de fluencia del acero de la viga es de:  $\sigma_f = 2400 \text{ kgf} / \text{cm}^2$ .

El momento flector máximo es:  $M_{f \text{ máx.}} = 11\,787\,918 \text{ kgf} \cdot \text{cm}$ .

Despejando de la ecuación (3.6) el factor de seguridad, se tiene que:

$$n \leq \frac{\sigma_f \cdot I_x}{M_{f \text{ máx.}} \cdot y_{\text{máx.}}} \quad (3.7)$$

Se obtiene:

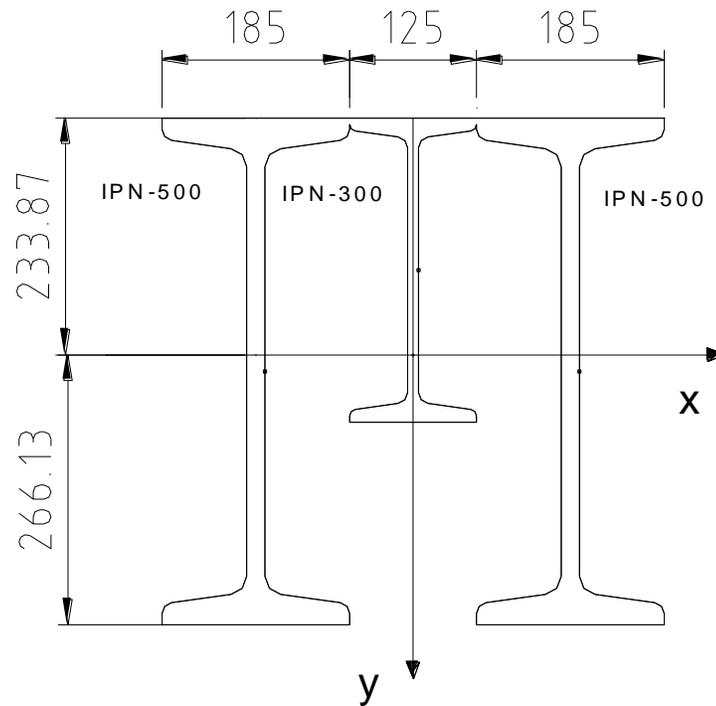
$$n \leq \frac{2400 \cdot 9800}{11\,787\,918 \cdot 15} = 0.13 .$$

El factor de seguridad en la viga es extremadamente bajo, la viga no soporta ni remotamente las cargas posibles a soportar. Se hace necesario proponer una solución. No se comprobó la resistencia a cortante por considerarlo innecesario en estas condiciones.

### 3.5 Solución propuesta para garantizar la Resistencia de la Viga.

En la Fig. 3.6 se muestra la solución propuesta para garantizar la resistencia de la viga. El factor de seguridad es tan bajo sino que fue necesario aumentar el número de vigas y su tamaño.

Si no se desea eliminar la viga ya existente:



**Fig. 3.6 Esquema propuesto de la sección para garantizar resistencia.**

El momento de inercia de estas tres vigas juntas se determinó modelando la sección en el Software Mechanical Desktop y se obtuvo:  $I_x = 152\ 860\ \text{cm}^4$ . y la distancia  $y_{\text{máx}}$  desde el centroide al punto más alejado  $y_{\text{máx}} = 26,6\ \text{cm}$ .

La expresión del factor de seguridad como se vio es:

$$n \leq \frac{\sigma_f \cdot I_x}{M_{f\ \text{máx.}} \cdot y_{\text{máx.}}}$$

Sustituyendo:

$$n \leq \frac{2\ 400 \cdot 152\ 860}{11\ 787\ 918 \cdot 26,6} = 1,17$$

Es decir se aumentó el momento de inercia con este diseño y el factor de seguridad de la tensión normal se elevó hasta 1.17, lo cual se considera aceptable teniendo en cuenta que se consideraron en las cargas situaciones críticas

La comprobación al cortante máximo arrojó:

$$\tau_{m\acute{a}x.} = \frac{Q_{m\acute{a}x.} \cdot S_x}{d \cdot I_x} \leq [\tau] \quad \text{Donde } \tau_f = 0.6 \sigma_f = 1440 \text{ kgf / cm}^2.$$

Despejando el factor de seguridad:

$$n \leq \frac{\tau_f \cdot d \cdot I_x}{Q_{m\acute{a}x.} \cdot S_x}$$

Calculando para los datos de las viga compuesta para la cual  $S_x = 3960 \text{ cm}^3$ .

$$n \leq \frac{1440 \cdot 1.08 \cdot 152860}{57167.71 \cdot 3960} = 1.05$$

Como se aprecia la soluci3n propuesta garantiza la resistencia de la viga a flexi3n y a cortante con una reserva aceptable, considerando como se dijo anteriormente que se consideraron las situaciones mas cr3ticas al determinar las cargas.

Realmente esta soluci3n no es la mas feliz, pues la reserva de resistencia no es tan grande, pero la viga IPN m3s grande seg3n la Norma es la IPN 500.

Una soluci3n m3s adecuada ser3a eliminar la Viga IPN 300 soldada, que ha sido la causa de esta investigaci3n y colocar simplemente dos vigas I No. 65 seg3n la Norma GOST o similar, cuyos datos son:

- Momento de inercia con relaci3n al eje x,  $I_x = 101400 \text{ cm}^4$ .
- Momento est3tico m3ximo con relaci3n al eje x,  $S_x = 1800 \text{ cm}^3$ .
- Ancho del alma de la viga,  $d = 1.2 \text{ cm}$ .
- Distancia desde el eje centroidal hasta el borde del ala de la viga,  $y_{m\acute{a}x.} = 32.5 \text{ cm}$ .

Se escogieron dos vigas I de estas dimensiones, ya que las restantes vigas de la estructura compuestas por una viga de hormig3n armado y la viga IPN 300 de refuerzo tienen una altura total de  $h = 65 \text{ cm}$ .

El c3lculo de los factores de seguridad en este caso ser3a:

$$n \leq \frac{\sigma_f \cdot I_x}{M_{f\ m\acute{a}x.} \cdot y_{m\acute{a}x.}}$$

Sustituyendo para dos Vigas GOST No. 65:

$$n \leq \frac{2400 \cdot 2 \cdot 101400}{11787.918 \cdot 32.5} = 1.27$$

La comprobaci3n al cortante m3ximo arroj3:

$$n \leq \frac{\tau_f \cdot d \cdot I_x}{Q_{\max} \cdot S_x}$$

Calculando para los datos de las dos vigas I No 65:

$$n \leq \frac{1\,440 \cdot 1.2 \cdot 2 \cdot 101\,400}{57\,167.71 \cdot 2 \cdot 1800} = 1.7$$

Como se aprecia esta solución no sólo es mas segura sino mas estética y racional.

## Conclusiones Generales

1. En el “Tratado General de Soldadura” de Shimpke, Horn y Ruge se describe como realizar el refuerzo de una viga soldada como la analizada en el presente trabajo y hay que resaltar que el refuerzo en la viga soldada del Hotel “San Carlos” esta realizado tal como se señala en esta fuente, sin embargo, en ninguna de las fuentes bibliográficas consultadas se describe el método de cálculo de este tipo de unión soldada mixta.
2. Se desarrolló un Método de Cálculo que permite determinar que parte de la carga total aplicada la asimila cada una de las partes componentes de una unión mixta como la analizada en la viga soldada de la estructura del Hotel “San Carlos”. El Método desarrollado fue validado mediante la comparación de los resultados obtenidos por las expresiones analíticas propuestas con los resultados obtenidos por el Método de los Elementos Finitos, obteniéndose una concordancia muy buena.
3. Se determinaron aplicando los Métodos y Criterios suministrados por la Ingeniería Civil las cargas actuantes sobre la Viga Soldada del Hotel “San Carlos” , con dichas cargas se construyeron los Diagramas de Fuerzas de Cortante y de Momentos Flectores y se evaluó la Capacidad Resistente de la Viga IPN 300, comprobándose que esta viga es incapaz de soportar las cargas que le corresponden, corriendo riesgo el Hotel de que se produzcan grietas en las placas, muros o vigas, lo que sería inadmisibile.
4. Se proponen dos soluciones para resolver esta situación:
  - Adicionar a la Viga IPN 300 existente dos vigas IPN 500 que son las más grandes que se fabrican de este tipo según la Norma Europea, lo que conduce que el factor de seguridad se eleve a un valor mayor que uno pero sólo ligeramente superior a este valor.
  - Sustituir la Viga IPN 300 existente por dos vigas I No. 65 según la Norma GOST o similares a estas, el factor de seguridad en este caso se eleva a casi 1,3 lo que es satisfactorio.

## **Recomendaciones**

1. Sustituir la Viga IPN 300 soldada existente en el entrepiso del Hotel "San Carlos" por alguna de las dos Variantes Propuestas en el Presente Trabajo.
2. Publicar el Método Propuesto para el Cálculo de Uniones Soldadas Mixtas.

## Referencias Bibliográficas

1. ANSI/API STD 1104:1999. Soldadura de líneas de tubería e instalaciones a fines. Vigente desde: 99-10.--15p.
2. ANSI/AWS D1.1 A-96. Structural Welding Code-Steel. Vigente desde: 96-08.—12p.
3. ANSI/AWS D1.1 M-2002 An American National Standar Approved by American National Standard. Vigente desde: 02-03.—10p.
4. Armero, F. On the formulation of enhanced strain finite elements in finite deformations. Engineering Computations 1997.
5. Beer F.P. Mecánica de Materiales/F. P. Beer, E. R. Johnston.--Colombia: Mc Graw-Hill,1993.--738 p.
6. Birger I.A. Cálculo de Resistencia de Piezas de Máquinas/ I. A. Birger, B. F. Shorr, R. M. Shneiderovich.--Moscú: Editorial Mashinostroenie, 1966.-- 616 p.
7. CALFEM. A. Finite Element Toolbox for Matlab. Department of Mechanics and Materials. Tomado de: <http://www.byggmek.ith.se/Calfem/>.Lund University.enero 2002.
8. Carvajal, Silva. Criterios y estimadores de error en el análisis elástico lineal de estructuras planas. Tomado de: <http://guido.dic.udec.cl/docs/tesis/final.Blancoynegro.pdf>., Agosto 2003.
9. Chandrupatla, T. Introduction to Finite Elements in Engineering/ T. Chandrupatla, A. Belengundu.--USA: Prentice Hall, 1997.--238p.
10. Chau, T.T. Numerical simulation of welding in shipbuilding Marine/ T. T. Chau, F. Besnier.--USA: Technology V, 2003.-- 320p.
11. Cernuschi, D. J. Elementos Finitos. Ejemplo de aplicación. Consideraciones sobre el uso de los Elementos Finitos. Tomado de: <http://www.unlp.edu.ar/estruc3b/mefa>, Agosto 2003.
12. DIN 50120-79. Tensile Test on Welded Joints. Vigente desde: 79-10.—17p.
13. DIN 50121-79. Technological Bending Test on Welded Joints and Welded Platings. Vigente desde: 79-10.—12p.
14. Dobrovolski V. Elementos de Máquinas/ V. Dobrovolski.--Moscú: Editorial MIR, 1970.--692 p.
15. Duane K. Designing Fillet Welds for Skewed T-joints. Welding Innovation 19,(1): 10-17, 2002.
16. EN 2517-92. Norma Europea. Uniones soldadas por arco. Vigente desde:92-01.—15p.
17. EN 287.1-92. Norma Europea. Soldeo por fusión. Vigente desde: 92-05.—12p.

18. EN 288.1-92. Norma Europea. Especificaciones y calificación de los procedimientos de soldeo para los materiales metálicos. Vigente desde: 92-10.—17p.
19. Enoki, S. Shinichi Simple finite element model with beam elements for panel part of spot-welded frame-panel structures Tsutao Source: Nippon Transactions of the Japan. Society of Mechanical Engineers (Japón) 69,(3): 80-86, March, 2003
20. Faires V.M. Diseño de Elementos de Máquinas/ V. M. Faires.--México: Editorial UTEHA, 1985.-- 802 p.
21. Felippa, Carlos A. Introduction to Finite Elements Methods/ Carlos A. Felippa.-- Colorado: University of Colorado, 2001.-- 586 p.
22. Feodosiev V.I.. Diez conferencias sobre Resistencia de Materiales/ V. I. Feodosiev.-- Moscú: Editorial MIR, 1993.--179 p.
23. Feodosiev V I. Resistencia de Materiales/ V. I. Feodosiev.-- Moscú: Editorial MIR, 1985.-583 p.
24. Fernández Levy, Gilda S. Resistencia de Materiales/ Gilda S. Fernández Levy.- -La Habana: Editorial Pueblo y Educación, 1983.-- 511 p.
25. Fitzgerald F. Mecánica de Materiales/ F. Fitzgerald.--México: Editorial Alfa Omega S.A. de C.V., 1996.--560 p.
26. Fogiel M. Problem Solver in Strength of Materials and Mechanics of Solids/ M. Fogiel.--New Jersey: Editorial REA, 1988.-- 1140 p.
27. Fricke, S. Numerical weld modelling- A method for calculating weld-induced residual stresses. Nuclear Engineering and Design (E.U) 206, (3): 139-150, June 2001
28. Fu, L. Numerical simulation of inertia friction welding process by finite element method. Welding Journal (E.U) 82, (3): 65-70, March, 2003
29. Gabaldón, F. Estimación de error en problemas no lineales mediante elementos de deformaciones supuestas/ F. Gabaldón; Juan M. Goicolea, tutor.- -Proyecto de Investigación. E.T.S.Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos Universidad Politécnica de Madrid,1999.-- 75h.
30. García, Y. Obtención de los campos de temperatura en juntas soldadas mediante el empleo del MEF. Revista de la Facultad de Ingeniería de la U.C.V (Villa Clara) 18, (2): 31-37, 2003.
31. Goytisoló Espinosa, R. A., Noa Águila, J. G., Arzola de la Peña, N., Castellanos González, L., Hernández Herrera, H., López Torres, L., & Fernández Cañizares, A. (2005). Evaluación de la fractura por fatiga del cigüeñal de un motor Diesel. Ingeniería Mecánica, 8(2).
32. Goldak, John. An Adaptive Mesh -Mangnement algorithm for three-dimensional automatic finite elements analysis. Mechanical Engineering. (E.U) 15, (5), 23-29, 1999.

33. Hall, A. Diseño de Máquinas/ A. Hall, A. Holowenko, H. Laughlin.--Madrid: Editorial. Dossat, 1971.--344 p.
34. Hernández Herrera, Hernán. Desarrollo y perfeccionamiento de las expresiones para el cálculo de las tensiones máximas en las uniones soldadas con costuras de filete/ Hernán Hernández Herrera; Dr. Ing. Rafael Goytisol Espinosa: tutor.—Tesis de Doctorado, UCF, 2006.—90h.
35. Hernández Herrera, H., Goytisol Espinosa, R., Moya Rodríguez, J., & Jackson, I. M. (2004). Cálculo de tensiones en uniones soldadas con costuras de filete asimétricas sometidas a flexión. *Ingeniería Mecánica*, 7(3).
36. Hernández Herrera, H., Goytisol Espinosa, R., Moya Rodríguez, J., & Jackson, I. M. (2005). Perfeccionamiento de los esquemas de análisis y del cálculo de las tensiones en las uniones soldadas a solape con costuras de filete longitudinal y transversal. *Ingeniería Mecánica*, 8(1).
37. Herrera, H. H., Espinosa, R. G., Rodríguez, J. M., & Jackson, I. M. (2004). Nuevas expresiones para el cálculo a torsión de costuras soldadas de filete de configuración compleja.//New expressions for torsion shear stress calculation in welding fillets. *Ingeniería Mecánica*, 7(3), 7-14.
38. Hernández Herrera, H. Desarrollo y perfeccionamiento de las expresiones para el cálculo de las tensiones máximas en las uniones soldadas con costuras de filete (Doctoral dissertation, Tesis de Doctorado, UCF, 2006.—90h).
39. ICS 25.160.40-19.060. Norma Española. Ensayos Destructivos en uniones soldadas en materiales metálicos. Ensayo de tracción transversal. Vigente desde: 96-08.—21p.
40. ICS 25.160.40-19.061. Norma Española. Ensayos Destructivos en uniones soldadas en materiales metálicos. Ensayo de doblado. Vigente desde: 96-10.—17p.
41. ICS 25.160.40-19.062. Norma Española. Ensayos Destructivos en uniones soldadas en materiales metálicos. Examen Macroscópico y Microscópico de Soldaduras. Vigente desde: 96-12.—25p.
42. Iusilievich G.V. Elementos de Máquinas/ G. V. Iusilievich.--Moscú: Editorial Mashinostroenie, 1988.-- 388 p.
43. Ivanov, M. N. Elementos de Máquinas/ M. N. Ivanov.--Moscú: Editorial Vischaya Schkola, 1991.-- 386 p.
44. Lee, H. W. Fatigue strength depending on position of transverse cracks in FCAW process. *Welding Journal*. (E.U) 80, (1): 17-25, Enero 2001.
45. Lee, H. W. The Relationship between Residual Stresses and Transverse Weld Cracks in Thick Steel Plate. *Welding Journal*. (E.U) 82, (8): 43-47, Agosto 2003.
46. Masubuchi, K. Analysis of welded structures. Residual stresses, distortion and their consequences. *Pergamon Press* (Great Britain) 63, (2): 51-53, Febrero 1980.

47. Masubuchi, K. Prediction and control of residual, stress and distortion in welded structure, Proceeding and International Symposium on Theoretical prediction in joining and welding. Research Institute Osaka. (Japón), 29-37, Nov. 1996.
48. Miroljubov I. Problemas de Resistencia de Materiales/ I. Miroljubov.--Moscú: Editorial MIR, 1985.-- 500 p.
49. Mott, R.L. Resistencia de Materiales Aplicada/ R. L. Mott.--México: Editorial Prentice- Hall Hispanoamericana S.A.,1996.-- 640 p.
50. Mukanov, K. Design of Metal Structures/ K. Mukanov.--Moscú: Editorial MIR, 1968. -- 517 p.
51. Olsen, G.A. Elements of Mechanics of Materials/ G. A. Olsen.--La Habana: Editora de la Asociación de Estudiantes de Ingeniería, 1962.-- 536 p.
52. Orlov, P. Ingeniería del Diseño/ P. Orlov.--Moscú: Editorial MIR, 1985.-- 723 p.
53. Pisarenko, G.S. Manual de Resistencia de Materiales/ G.S. Pisarenko, A. P. Yakovlev, V. K. Matveev.--Moscú: Editorial MIR, 1989,-- 693 p.
54. Reshetov, D. Elementos de Máquinas/ D. Reshetov.--La Habana: Editorial Pueblo y Educación, 1985.-- 830 p.
55. Rivas, A. L. Evaluación de uniones soldadas de acero ferrítico 5cr-0,5 Mo utilizando como electrodo un acero inoxidable austenítico 309Mo. Revista de la Facultad de Ingeniería de la U.C.V. (Cuba) 18, (2): 73-81, 2003
56. Roylance, T. F. Engineering Desing. Pergamon Press (Great Britain) 49, (5): 86-91, 1966.
57. Schimpke, P. Tratado General de Soldadura. Proyecto y cálculo de construcciones soldadas/ P. Schimpke, H. A. Horn, J. Ruge.--La Habana: Editorial Pueblo y Educación, 1980.-- 394 p.
58. Schimpke, P. Tratado General de Soldadura. Soldadura Eléctrica/ P. Schimpke, H. A. Horn, J. Ruge.--Barcelona: Editorial Gustavo Gilí, 1989.-- 462 p.
59. Seo, Seung. A Study on the Simplified Method to Calculate the Compressive Strength of Welded Structures. Journal of Ship Production [s.l.] 16, (3): 51-59, 2000.
60. Shigley, J.E. El Proyecto en Ingeniería Mecánica/ J. E. Shigley.--La Habana: Editora Revolucionaria, 1969.-- 658 p.
61. Shigley, J. E. Diseño en Ingeniería/ J. E. Shigley.--México: Editora Mc Graw Hill, 1977.--785 p.
62. Shigley, J. E. Diseño en Ingeniería Mecánica/ J. E. Shigley, L. D. Mitchell.-- México: Editorial Mc Graw Hill, 1985.-- 915 p.
63. Shigley, J. E. Diseño en Ingeniería Mecánica/ J. E Shigley, C. Mischkie.-- México: Editorial Mc Graw Hill Interamericana, 2001.-- 943 p.

64. Shim, Y. Determination of residual stresses in thick-section weldments. Welding Journal (E.U) 71, (5): 73-79, 1992.
65. Spiegel L. Applied Statics and Strength of Materials/ L. Spiegel, G. F. Limbrunner.--New Jersey: Prentice Hall, 1999.-- 644 p.
66. Tekriwal, P. Finite Element Análisis of three-dimensional transient heat transfer in GMA welding. Welding Journal (E.U) 67, (9): 87-93, 1988.
67. Timoshenko S. Resistencia de Materiales/S.Timoshenko.--Moscú: Editorial Nauka, 1965.-- 480p.
68. Volmir A. Problemas de Resistencia de Materiales/ A. Volmir.--Moscú; Editorial MIR, 1986.-- 477 p.
69. Wang, P. C. Effect of weld design on the fatigue strength of laser and resistance spot-welded tubular T-joints for automotive applications. Welding Journal (E.U) 73,(9): 29-37, 1994.
70. Wang, P. C. Fracture mechanics parameter for the fatigue resistance of laser welds. International Journal of Fatigue (E.U) 17. (3): 25–34, 1995.
71. Wang, Z. Study of the Martensitic Structure at the Weld Interface and the Fracture Toughness of Similar Metal Joints. Welding Journal (E.U) 72, (7): 37-41, 1993.
72. Wilson Ch. Computer Integred Machine Design/ Ch. Wilson. N. J.: Prentice Hall, 1997.--646 p.
73. Zhang, M. Micro mechanisms of fatigue crack nucleation and short crack growth in low carbon steel under low cycle impact fatigue loading. International Journal of Fatigue..[s.l.] 21: 82–83, 1999.
74. Zienkiewics, O. C. The Finite Element Method/O. C Zienkiewics, R. L. Taylor.-- Oxford: Butterworth-Heinemann, 2000.--748 p.