

Conexiones a momento en estructuras metálicas. Placa de extremo extendida (Extended End Plate). Una revisión de los métodos de cálculo y comparación con resultados obtenidos por el Método de Elementos Finitos

Ing. Arturo M. Cassano, Ing. Jorge Sanero, Ing. Hernán Barrera

Universidad Tecnológica Nacional

Facultad Regional Paraná

Departamento de Ingeniería Civil

Resumen

Presentamos una comparación para tres configuraciones de conexión a momento tipo EEP (placa extrema extendida) de diversas metodologías de cálculo y análisis. Dos de ellas son las típicas placas de extremo extendidas sin rigidizadores e incluyendo los mismos, ambas simétricas respecto al eje de flexión. La tercera, cuyo estudio fue motivo del análisis y comparaciones estudiadas, es una opción de gran uso práctico en edificios industriales y es asimétrica respecto al mismo eje, permitiendo la aplicación de pisos metálicos tipo enrejado.

Se muestra para cada una, una metodología clásica de cálculo (método rígido usado generalmente en nuestro medio), una publicada por la AISC (de moderno desarrollo) y un análisis por el Método de los Elementos Finitos, que permite comparar la rigidez de cada una en un gráfico momento-giro del apoyo. Se concluye con apreciaciones obtenidas luego del análisis respecto al comportamiento, fundamentalmente del caso asimétrico relativo a los otros dos mucho más clásicos y una sugerencia de la forma de calcular esta conexión de manera práctica.

Abstract

We present a comparison for three EEP (extended end plate) moment connection configuration with several calculation and analysis methodologies. Two of these are typical extended end plates without stiffeners and including them, both symmetrical respect to the bending axis. The third, whose study prompts the analysis and comparisons studied, is a great option for practical use in industrial buildings and it is asymmetric over the same axle, allowing the implementation of steel-grating type floors.

It shows for each, a classical methodology of analysis (rigid method, wide used in our region), one published by the AISC (of modern development) and a Finite Elements Method analysis, which allows to compare the stiffness of each one in a moment-rotation curve. We conclude the analysis regarding the behaviour of the asymmetrical case on the two other much more classical and a hint to calculate this connection in a practical way.

Introducción

Las conexiones entre elementos para las estructuras de acero son una parte fundamental del proyecto pues, no solo son puntos de posibles fallas sino que también representan, según su tipo, la facilidad o dificultad de montaje que incidirá directamente con el ritmo de obra. Además, si no son correctamente tenidas en cuenta durante la etapa de análisis estructural, los esfuerzos y deformaciones globales de la estructura, así como las rigideces relativas entre elementos, son resueltos con errores. Por ejemplo: que una conexión pensada como totalmente restringida en el análisis teórico, no resulte lo suficientemente rígida o, por el contrario: que una unión modelada como simple (con giro libre), a causa de modificaciones en su fabricación transmita un momento remanente. En ambos casos, la distribución real de esfuerzos no será como la teórica imaginada.

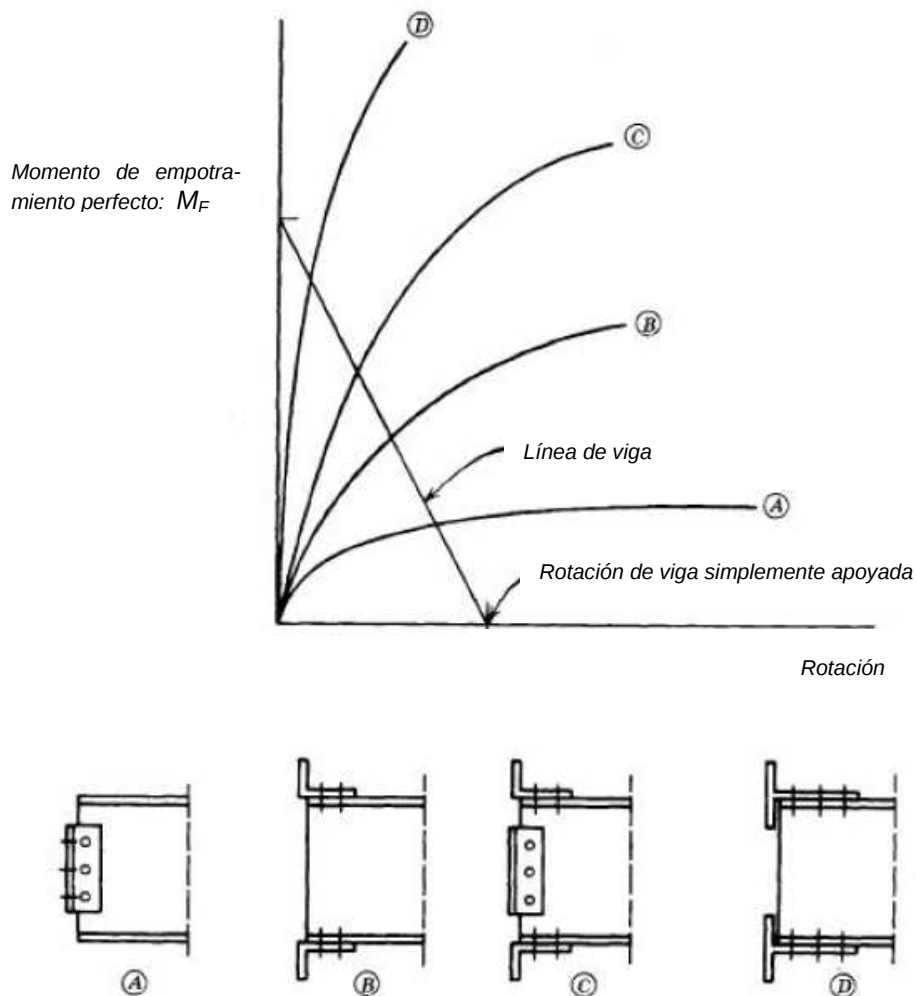


Figura 1 – Gráfico de rigidez relativa al tipo de conexión

Un gráfico típico donde se aprecia claramente las variaciones de las rigideces en las conexiones es el de la figura 1, donde en abscisas está el giro de la conexión y en ordenadas el momento requerido para dicho giro. La denominada “línea de viga” es la recta que une el punto de momento de empotramiento perfecto (sin giro) con el

giro correspondiente a la viga simplemente apoyada (momento cero). En esa misma figura se observa la comparación de cuatro conexiones viga-columna y puede apreciarse que el caso D (dos TE que transmiten las fuerzas que viajan por las alas de la viga) es la opción mas cercana al teórico de empotramiento perfecto. De éste tipo de conexión a momento, deriva la placa de extremo extendida y sus modificaciones, que son objeto del presente estudio.

La placa de extremo extendida es, como su denominación adelanta, una chapa (en general de generoso espesor) que soldada perpendicularmente al eje axial de la viga, permite ser abulonada a otra viga (con idéntica chapa de extremo) o a una columna. Esta forma de conectar es realmente simple y con el uso masivo de los tornillos de alta resistencia y las mejoras en los procesos de soldadura en taller, ha pasado a ser de las preferidas por los constructores y montadores de estructuras metálicas. Se ocupa, relativamente a otras conexiones a momento, poco material adicional (solo la placa y sus rigidizadores), así como bulones, lo que lleva a significativas economías de mano de obra de montaje.

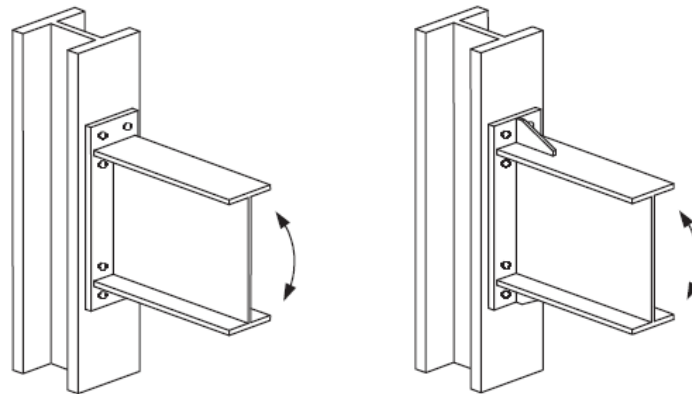


Figura 2 – Placa de extremo extendida (Extended End Plate, EEP) en unión a columna: a) sin rigidizar, b) rigidizada

Muchos investigadores han dedicado tiempo y esfuerzo en desarrollar métodos de análisis que fuesen a la vez confiables y sencillos. Las primeras apariciones de este tipo de conexiones datan de la década de 1960. Los primeros diseños resultaban en placas muy gruesas y diámetros de bulones exagerados, principalmente debido a hipótesis de diseño y análisis bastante simplificados. Douty y McGuire¹ (1965) ya consideraban esfuerzos adicionales en los bulones debido a “palanqueo” (prying) por deformación de las placas, pero basados en resultados y conocimientos que se tenían de las conexiones tipo Tee-stub (la tipo D de la figura 1). Durante la década de 1970, se continuó trabajando en desarrollos de métodos de cálculo, pero todos derivaban del modelo conocido Tee-stub; tales son los casos de Kato y McGuire² (1973).

Packer y Morris³ (1977) fueron los primeros en utilizar la teoría de línea de fluencia (yield-line) para realizar el análisis de la falla en las alas de la columna soporte. Mann y Morris⁴ (1979) extendieron esos resultados al estudio de la placa propiamente dicha. Krishnamurthy⁵ (1978) derivó relaciones empíricas, basado en resultados obtenidos mediante elementos finitos.

Kennedy y otros⁶ (1981) refinaron el modelo derivado del Tee-stub para incluir las fuerzas de palanqueo, utilizando la teoría de línea de fluencia y la formación de rótulas plásticas. Murray y su equipo de investigación (University of Oklahoma, Virginia Polytechnic Institute) se abocó a la unificación de los métodos de diseño y análisis para conexiones a momento con placa de extremo. Ellos presentaron diversos estudios y concluyeron que el análisis por línea de fluencia y una modificación al método dado por Kennedy brindan resultados suficientemente precisos en la predicción de esfuerzos en bulones y resistencia de las placas. Un resumen histórico sobre los desarrollos y avances en los métodos de análisis de las placas de extremo extendidas es presentado, con gran detalle, por Murray^{7, 8, 9, 10} (1988 a 2003). También, una serie de contribuciones dadas por Abel y Murray^{11, 12} (1992), Sumner y Murray^{13, 14} (2000, 2001), han brindado el cierre de vuelta para los modernos procedimientos dados en las publicaciones actuales de la AISC¹⁰ (2003).

En el presente trabajo, realizamos la comparación de cuatro casos de conexión viga-columna con placa de extremo extendida, calculadas ya sea mediante metodologías clásicas o las dadas en los reportes mencionados en los párrafos anteriores. Dos de los casos son los dados en la figura 2, es decir, placa extrema sin rigidizar y placa extrema rigidizada (que brinda menor espesor de placa). Los otros dos son modificaciones asimétricas de las primeras, que pretende beneficiar el montaje de pisos industriales tipo enrejado metálico (grating) sin perder rigidez. Los cuatro casos se muestran en la figura 3.

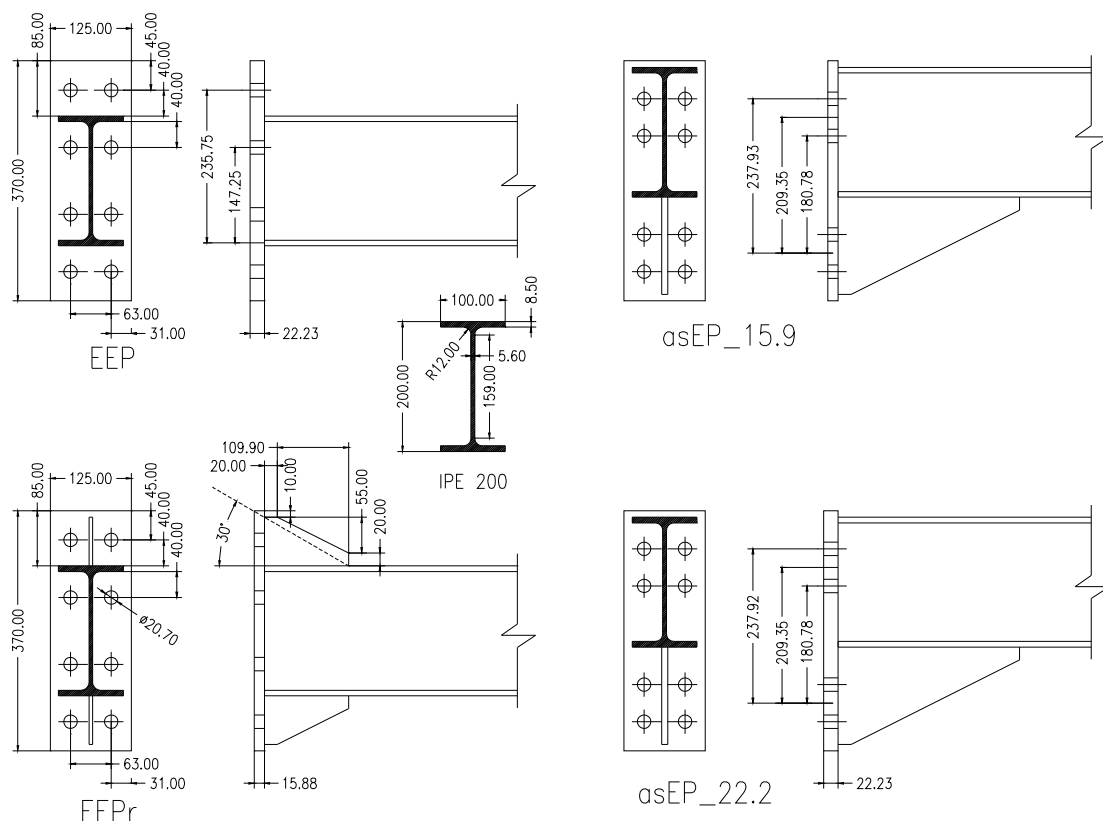


Figura 3– Configuraciones estudiadas

Los casos presentados en el presente informe parten de la hipótesis de trabajo de una viga de 6,00m de luz que se pretende empotrar en sus extremos. El análisis se

realiza solo sobre la viga (y su placa de extremo que la conecta, no analizando, en esta oportunidad la columna soporte) y las características adoptadas son: sección: IPE 200; material: acero tipo F26 ($F_y = 250\text{MPa}$), para el perfil como para la chapa de extremo. En la figura 3 aparecen las variantes para la misma viga, de forma de comparar la rigidez relativa de la unión:

EEP: placa de extremo extendida sin rigidizar. Espesor 22,23mm

EEPr: placa de extremo extendida con rigidizadores: Espesor: 15,88mm

asEP_15.9: placa de extremo asimétrica (solo cartela en compresión): Espesor: 15,88mm

asEP_22.2: placa de extremo asimétrica (solo cartela en compresión): Espesor: 22,23mm

Tanto la norma original AISC-LRFD, como el CIRSOC 301-EL, aceptan que una conexión es de tipo totalmente restringida (TR) cuando aplicando el 90% del momento de empotramiento perfecto M_F , el extremo conectado no gira mas del 10% del ángulo correspondiente al giro libre de la misma viga actuando como simplemente apoyada. De igual forma, aunque no es de incumbencia en este trabajo, se acepta que toda conexión que con menos del 20% del M_F , tiene mas del 80% del giro correspondiente al apoyo libre al giro, es una conexión "simple". Las intermedias son consideradas como parcialmente restringidas (PR) y es necesario tener en cuenta la verdadera rigidez relativa entre miembros conectados al momento del análisis estructural. En la figura 4 se presenta un gráfico con la "línea de viga" correspondiente a nuestro ejemplo, considerando que esta debe cerrar el rango lineal, es decir, el momento M_F se adopta como el de primera fluencia.

En función de lo expuesto y denominando θ_{SA} al ángulo de giro para el apoyo articulado perfecto:

$$M_F = \frac{wL^2}{12} \quad (1)$$

$$\theta_{SA} = \frac{wL^3}{24EI} \quad (2)$$

entonces

$$\theta_{SA} = \frac{M_F}{\frac{2EI}{L}} \quad (3)$$

Además, como

$$M_F = M_y \quad (4)$$

$$M_F = F_y S_x$$

$$M_F = 48,5\text{MPa}$$

Como dato complementario, es conveniente determinar

$$M_p = F_y Z_x \quad (5)$$

$$M_p = 55,0 \text{MPa} \quad (113 M_y)$$

De igual manera, es posible calcular el giro libre θ_{SA}

$$\theta_{SA} = \frac{S_x F_y}{2EI} = \frac{F_y L}{Eh} \quad (6)$$

$$\theta_{SA} = 0,0375 \quad (2,15^\circ)$$

Este giro, para el IPE200, para un $z=191,5\text{mm}$ necesita:

$$u = 7,19\text{mm}$$

siendo u el desplazamiento del centro del ala traccionada.

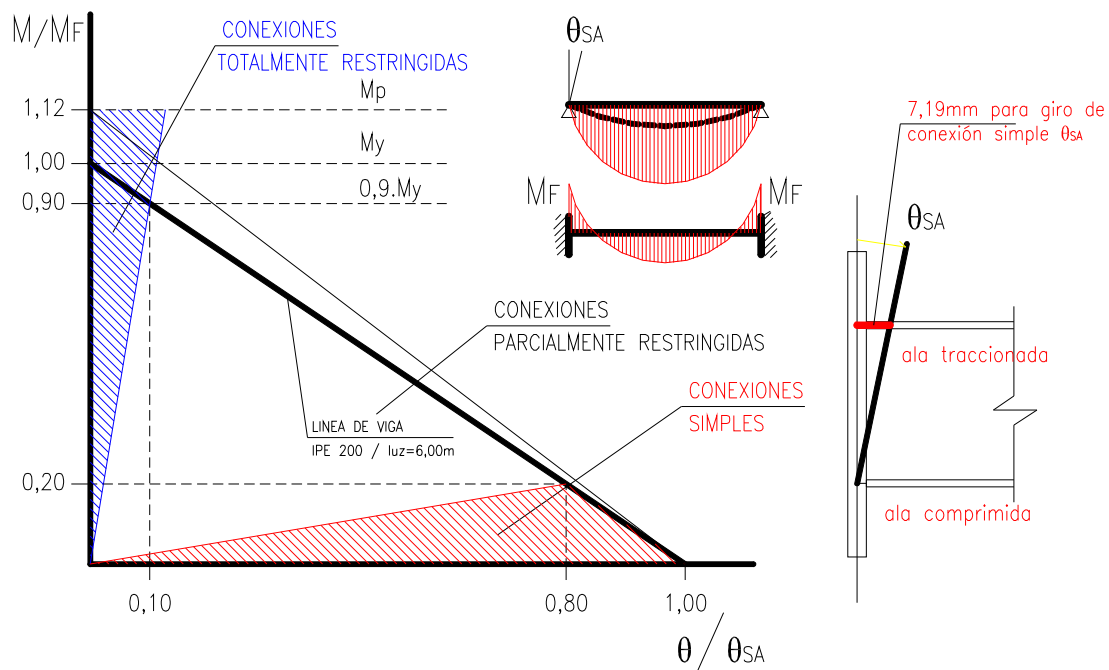


Figura 4– Gráfico momento-giro extremo para una viga IPE200, luz=6,00m

Análisis mediante elementos finitos

Los cuatro casos presentados fueron modelados mediante el método de los elementos finitos (MEF). Para ello se utilizó el software ALGOR, programa comercial disponible en la Facultad Regional Paraná. El análisis fue realizado utilizando elementos tipo placa (shell) de cuatro nodos, isoparmétrico, con formulación no lineal en el material de tipo “von Mises con endurecimiento isotrópico” y en la geometría “lagrangiano total”. Como se aprecia en las figuras 5, 6, 7, 8 y 9, fue modelada una parte de la viga y la placa correspondiente, colocando las fuerzas que generan el par flector en

las alas, sobre una porción de sección de viga de mayor rigidez para lograr una correcta distribución de tensiones.

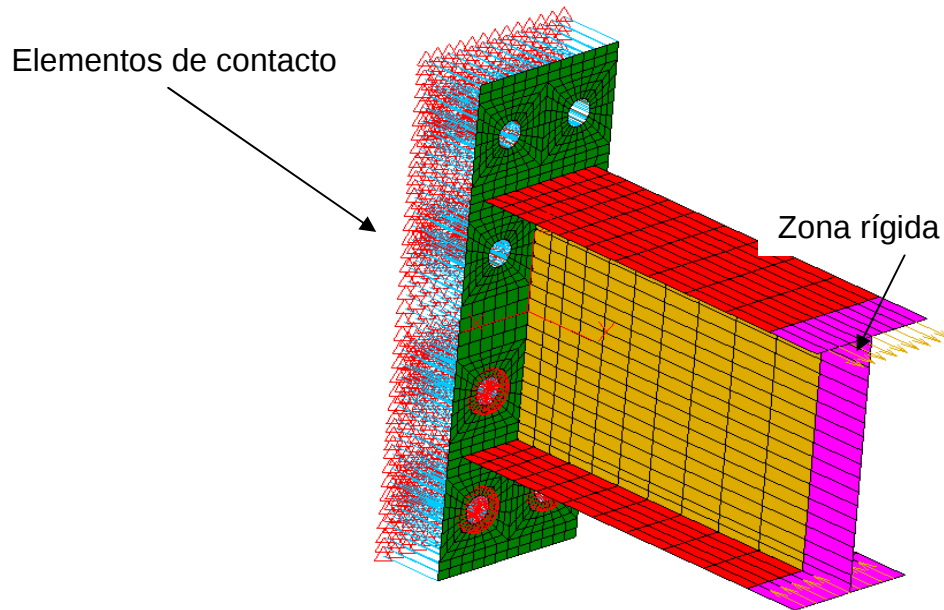


Figura 5– Modelo MEF para el caso EEP

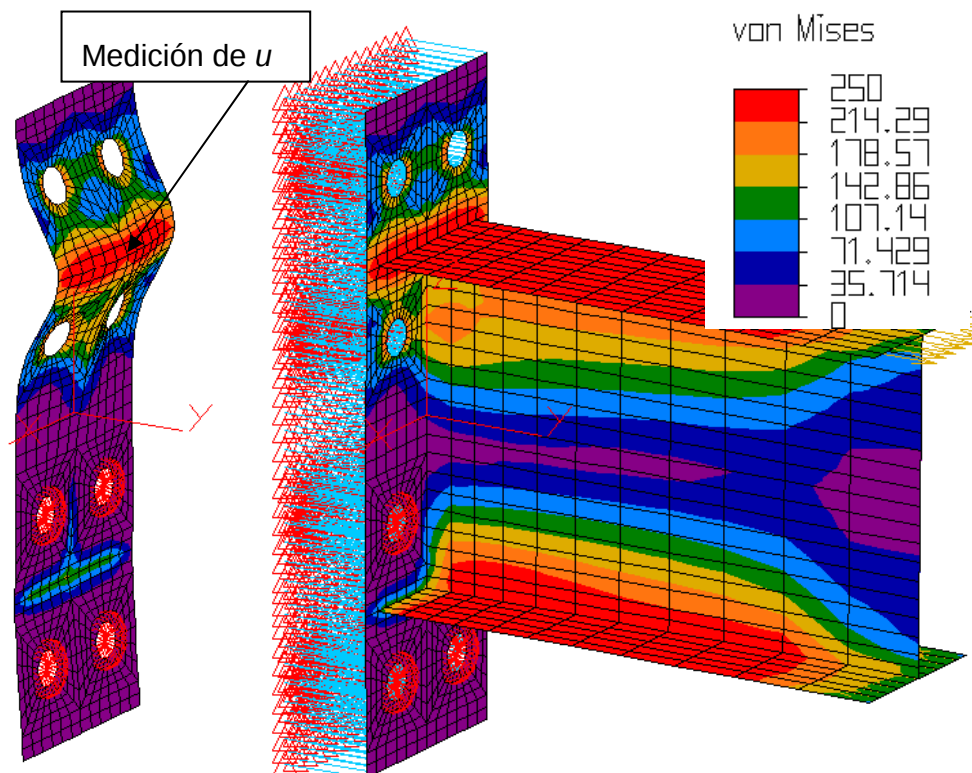


Figura 6– Resultados para el caso EEP con $M = M_F = M_y$ (tensiones en MPa)

La interacción con el apoyo se realizó mediante elementos de contacto no lineal que presentan rigidez a compresión (simulando el ala de la columna) pero libera el nodo ante la presencia de tracción, permitiendo la separación de la placa del plano de

apoyo. De esta forma es posible tener en cuenta el efecto del palanqueo (prying) para la determinación de las fuerzas en tornillos. Las resoluciones se llevaron hasta la imposibilidad del programa de seguir corriendo, lo que en general resultó cercano a la plastificación total del perfil, es decir, M_p .

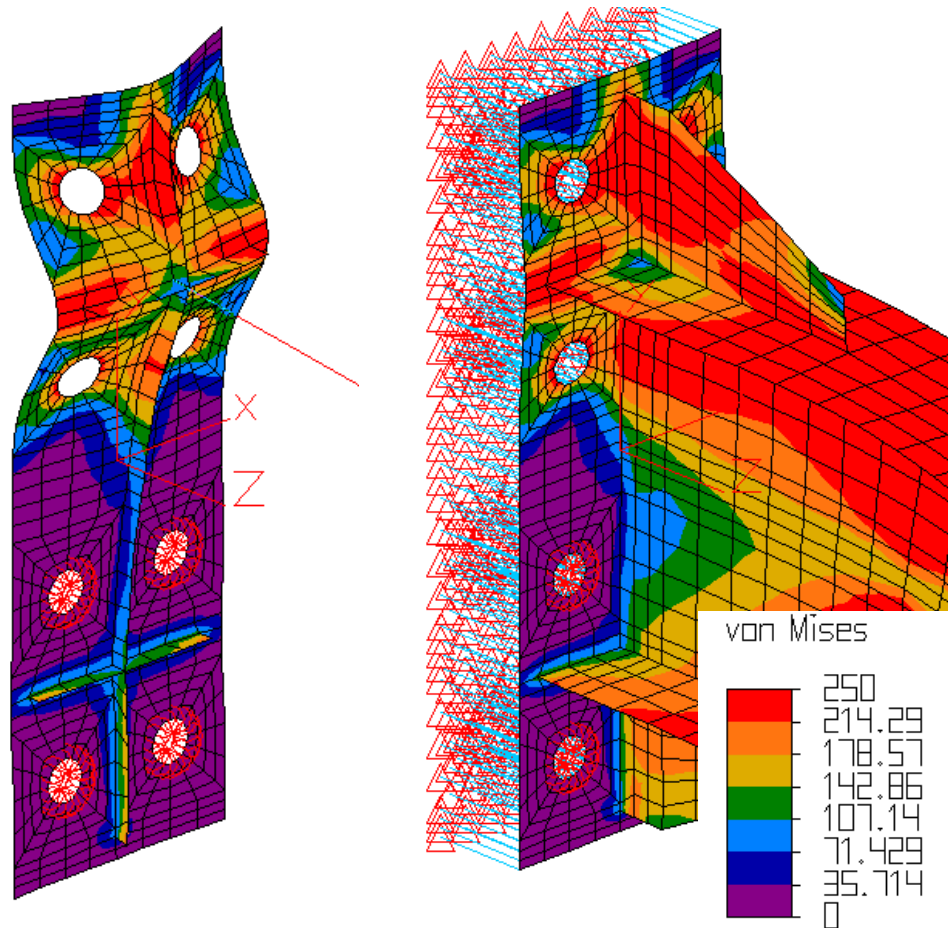


Figura 7– Resultados para el caso EEPr con $M = M_F = M_y$ (tensiones en MPa)

Es interesante notar para el caso EEP (sin rigidizar, figura 6), que el mayor trabajo lo efectúa la parte de la placa que se encuentra “dentro” del perfil. Puede observarse que la distribución de tensiones alcanza el agujero (tornillo) tanto desde el alma como desde el ala y esto se traduce, según se verá mas adelante en mayor fuerza en los tornillos inferiores (de los cuatro traccionados).

En el caso EEPr (rigidizado, figura 7), las tracciones “viajan” por el rigidizador, por lo que éste es mas una extensión del ala que un elemento soporte para la placa extrema. En este caso, los cuatro tornillos traccionados toman carga según el clásico esquema estático, es decir, el más lejano al ala comprimida se encuentra mas solicitado que el “interior” mas cercano.

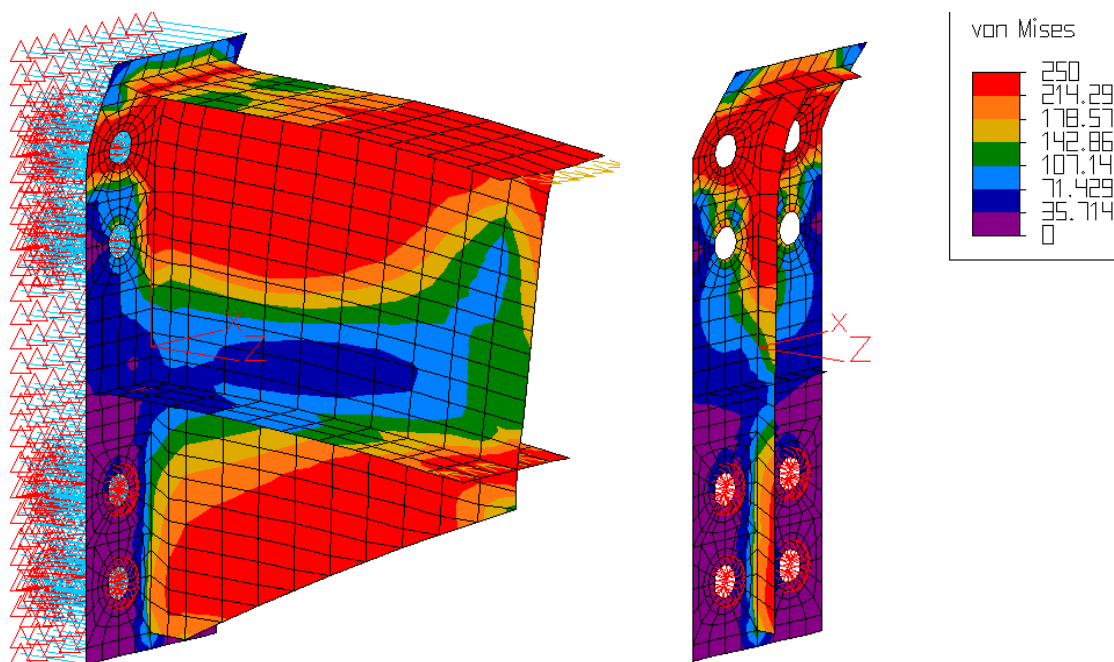


Figura 8– Resultados para el caso asEEP_15.9 con $M = M_F = M_y$ (tensiones en MPa)

El comportamiento de ambos casos asimétricos, que solo se diferencian en el espesor de la placa, es similar. Puede verse que ambos casos soportan el momento M_y con mayor área en fluencia alrededor del primer tornillo traccionado, que en estos casos es siempre interno pues la placa no se “extiende” mas allá del ala.

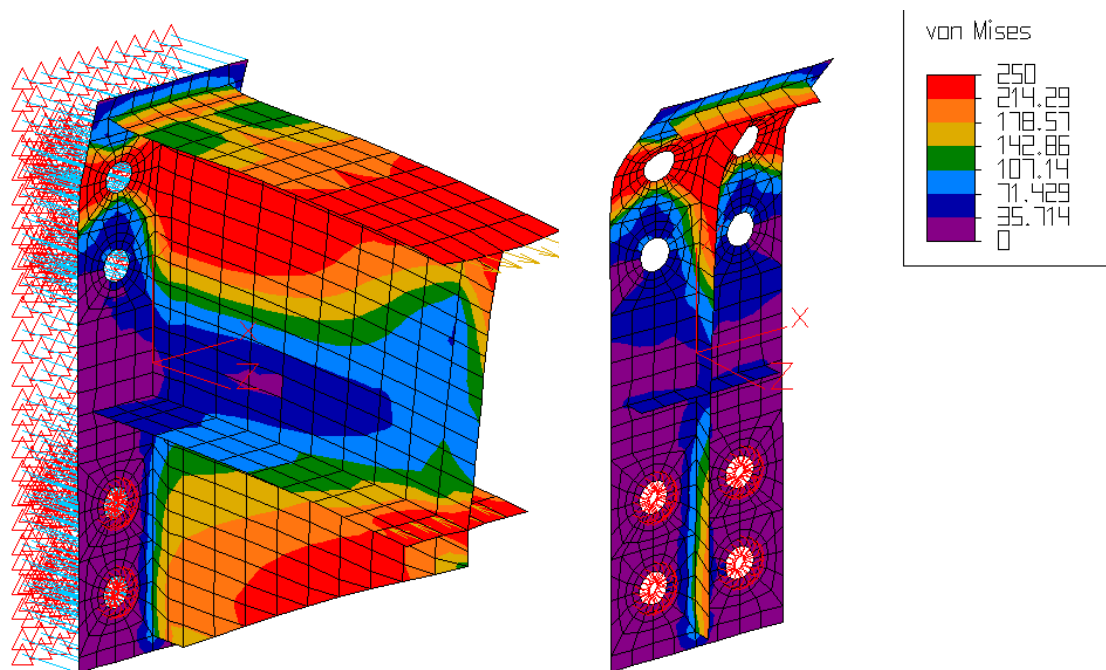


Figura 9– Resultados para el caso asEEP_22.2 con $M = M_F = M_y$ (tensiones en MPa)

De los análisis precedentes puede obtenerse un gráfico comparativo de la rigidez relativa de cada tipo, similar al mostrado en la figura 4.

Se presentan las curvas obtenidas y su ampliación en las figuras 10 y 11.

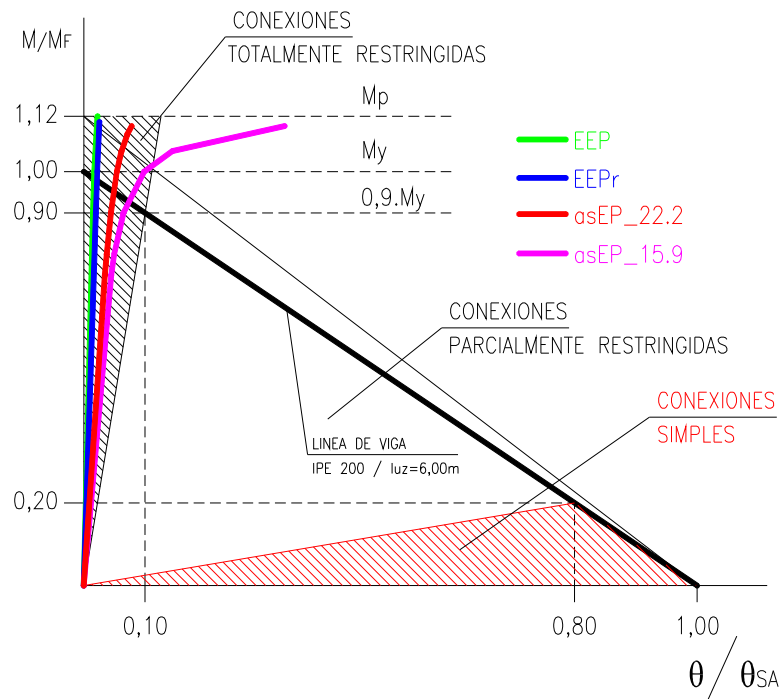


Figura 10– Relaciones M - θ para los cuatro casos estudiados (gráfico completo)

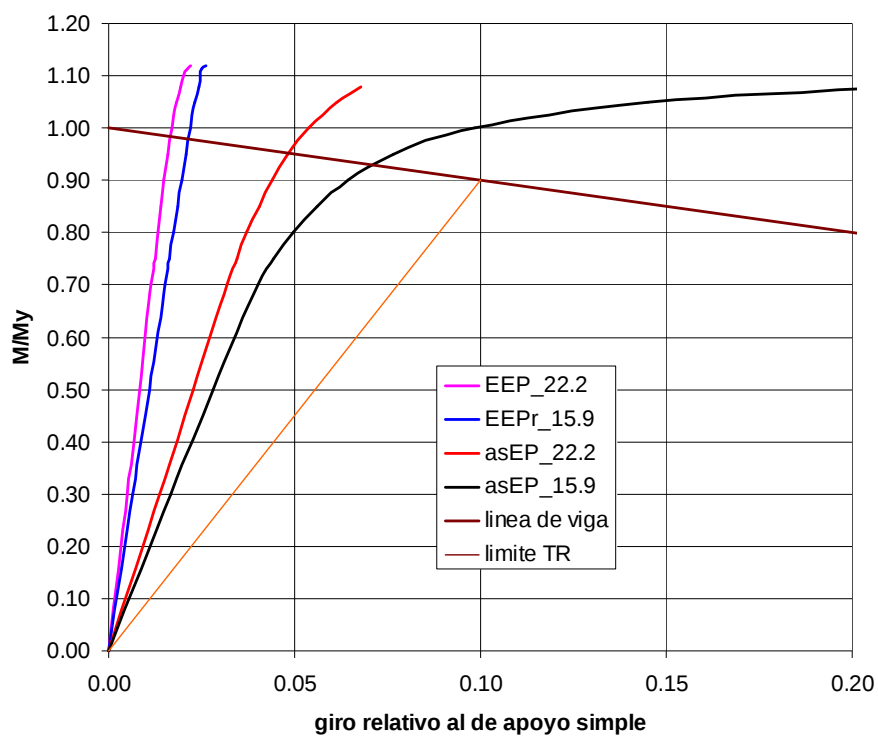


Figura 11– Relaciones $M-\theta$ para los cuatro casos estudiados (gráfico ampliado)

Puede observarse claramente que desde el punto de vista de la rigidez relativa, todos los casos se encuentran dentro de lo estipulado para conexiones totalmente restringidas (TR). Obviamente, las formas estándar tipo extendida simétrica EEP y extendida simétrica con rigidizador EEP_r se presentan menos flexibles, pero justamente la idea de este estudio es verificar que las otras (asimétricas, sin extender hacia la parte superior) cumplen satisfactoriamente los requerimientos reglamentarios. No obstante, el caso asimétrico con chapa delgada asEP_15.9 pierde la linealidad bastante anticipadamente, aproximadamente al 75% de M_y . El caso asEP_22.2 (con espesor de chapa extrema igual al del simétrico sin rigidizar) mantiene el rango lineal hasta aproximadamente el 80% de M_y pero su desvío, al aumentar M no es tan significativo como el de espesor 15.9mm. Esto hace suponer que no sería comparable a los casos simétricos.

Cabe destacar en este punto que los espesores de chapa de los casos simétricos y el diámetro de los tornillos (A325) fue determinado según el procedimiento descrito por Murray y Shoemaker¹⁰ (2002) bajo la denominación “placa gruesa, sin palanqueo” (*Thick End-Plate and smaller diameter bolts, no prying action included*).

Los modelos realizados en elementos finitos, permitieron la determinación de los esfuerzos en tornillos. Estos bulones fueron modelados, cada uno, mediante 24 barras conectadas a los nodos que forman el círculo del agujero. Su sección total y el largo de la barra (del que depende la rigidez AE/L) coinciden con el de un bulón de diámetro $\frac{3}{4}$ pulgadas (19.05mm).

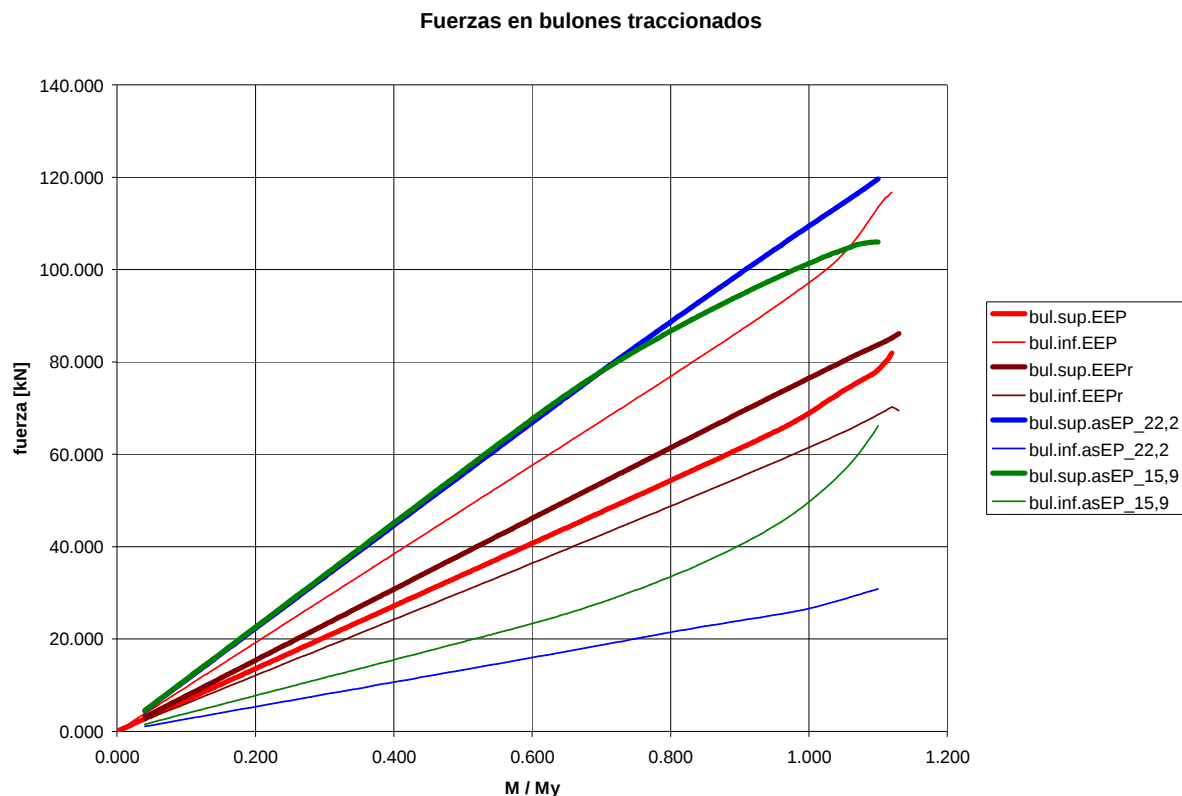


Figura 12–Fuerzas en bulones: para cada color, línea gruesa es bulón superior

En la figura 12 se observa el gráfico con las fuerzas en bulones hasta la rotura. La denominación “bulón inferior” o “superior” se refiere al mas cercano y el mas alejado, respectivamente, al eje neutro de la viga, pero siempre considerando los cuatro tornillos traccionados. Es de destacar que para los bulones adoptados (A325, d.3/4) la carga de rotura es de 176 kN, por lo que para cualquiera de los casos estudiados, el máximo esfuerzo para una carga que lleve la viga a M_y , está muy por debajo de este límite.

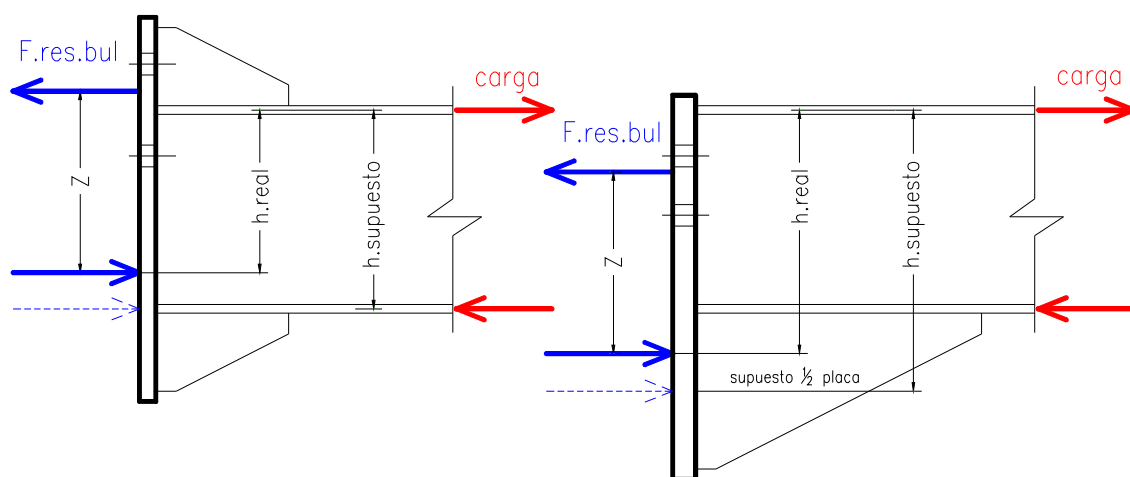


Figura 13–Esquemas de los brazo de palanca supuesto y real

Otro punto importante a estudiar resulta el brazo de palanca real que se genera en cada caso. Las distintas características de rigidez relativa hacen que las fuerzas en tornillos, y por ende el brazo de palanca, no se comporten de manera uniforme. En la figura 13 se presenta el esquema para la denominación de lo expuesto en la siguiente tabla 1, donde es realizada una comparación entre los esfuerzos calculados mediante método elástico (denominados “supuestos” en la tabla) y el real computado mediante el análisis no lineal utilizando elementos finitos.

CASO	h.supuesta (mm)	Z (mm)	h.real (mm)	Bulón superior F.supuesta F.calc.MEF	Bulón inferior F.supuesta F.calc.MEF	Observaciones
EEP	191	146	152	73.9 68,9	46.2 97,1	¡Mas carga en bulón inferior !!
EEPr	191	175	169	73.9 76,5	46.2 61,5	Buena concordancia
asEP 22,2	275	178	233	65,2 109,5	49,8 26,6	Bulón inferior prácticamente no trabaja por deformación de placa
asEP 15,9	275	160	223	65,2 101,4	49,8 49,7	

Tabla 1 – Comparativa de resultados calculados y FEA para $M=M_y$ (fuerzas en kN)

En los cuatro casos, el brazo de palanca supuesto es mayor al que resulta del análisis mediante elementos finitos. Algunos comentarios sobre este punto:

- a) En el caso EEP, la gran diferencia entre el h_{real} y h_{supuesto} radica en que los bulones inferiores (o interiores) resultan mas cargados que el externo. Esto puede corroborarse en la figura 6 donde, en el análisis tensional para $M=My$, la rigidez que otorga el alma de la viga a la placa extrema la induce a “tomar” mas carga (por menor deformación relativa) en la zona del agujero inferior; esto hace que la resultante de las fuerzas de los bulones se encuentre por debajo del ala traccionada, reduciendo significativamente el brazo de palanca.
- b) El problema comentado en el punto (a) no se presenta en el EEP_r pues la rigidización de la placa funciona correctamente, no obstante, el giro no es rígido sino con deformación relativa, lo que conlleva a fuerzas en tornillos que no varían linealmente: la relación entre la fuerza de los bulones superiores e inferiores F_s/F_i es de 1.6 en el cálculo elástico lineal y de 1.24 en el análisis mediante elementos finitos.
- c) En los casos asimétricos, la disparidad es mayor: para la placa mas rígida, esp. 22,9mm, la relación F_s/F_i es de 1.31 en el cálculo elástico lineal y de 4.11 en el análisis mediante elementos finitos. Esto pone de manifiesto que bajo ningún concepto el sistema se comporta en forma rígida y el bulón inferior prácticamente no trabaja, sobrecargando al que se encuentra en la zona más rígida (por efecto del ala). También es claro que el brazo de palanca supuesto (a la mitad de la cartela de compresión) no es correcto y en ambos casos es menor aunque, a diferencia de los casos simétricos, el h_{real} resulta mayor al la altura entre alas de la viga.

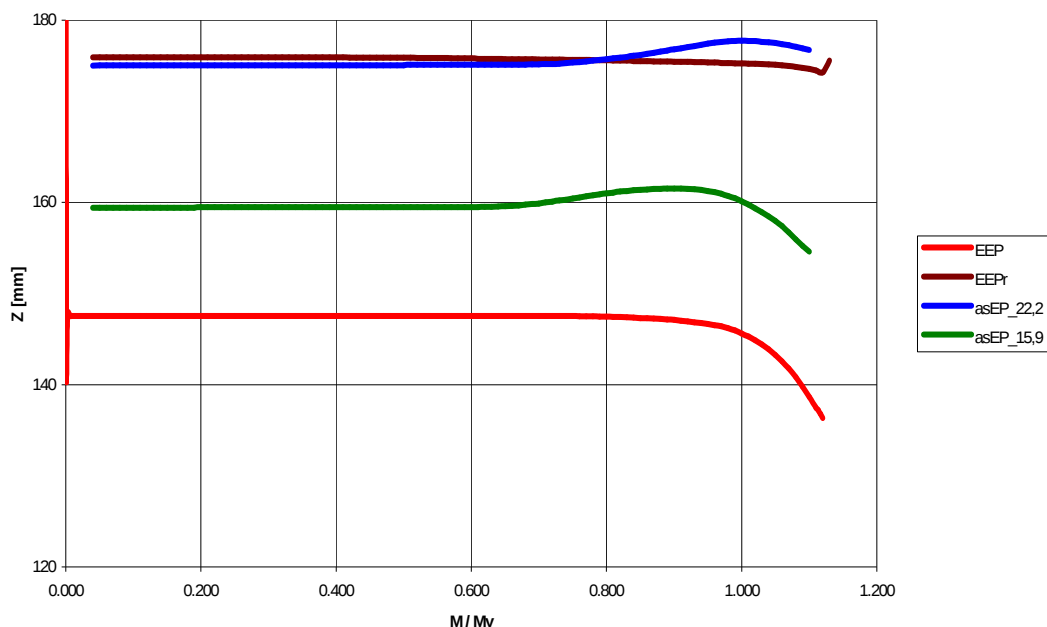


Figura 14–Variaciones del brazo de palanca real en función del momento

En la figura 14 se muestra la variación de z para los cuatro casos y se aprecia que para los casos simétricos se mantiene constante hasta aproximadamente el 90% de

My, pero en las versiones asimétricas esta se pierde al 70% de My, pero aumentando levemente para luego disminuir hasta la rotura.

Desde el punto de vista de la verificación de la placa propiamente dicha coincidimos que la metodología propuesta en las últimas publicaciones^{8, 9, 10} basada en la teoría de la “línea de fluencia” es apropiada y para los casos estudiados brinda resultados satisfactorios. Apreciando la distribución tensional en las figuras 6, 7, 8 y 9, es posible asimilarlas a la trama propuesta, para éstas líneas, en las referencias enumeradas en este párrafo.

Los cuatro casos fueron predimensionados en el espesor de la placa, basados en dichas metodologías y cabe destacar que la “falla” del modelo de elementos finitos se produjo siempre por la plastificación o abollamiento del perfil. Solo en el caso asimétrico con placa delgada (mismo espesor que la EEPr: 15,9mm) sobre la carga final se produce una deformación excesiva de la placa en la zona cercana al bulón superior, que se traduce en una fuerte pérdida de la linealidad en el gráfico momento-giro (figuras 10 y 11, línea correspondiente al caso *asEP_15,9*).

En vista de los resultados, estimamos que sería correcto tratar a los casos asimétricos como “flush end plate” (casos de placas sin extensión en la zona de tracción, tratados en la referencia 10) pero con distancias a bulones mayores a las propuestas por sus autores, que es medida desde el ala comprimida; estimamos que en geometrías asimétricas como las propuestas en este trabajo, puede aumentarse ese brazo de palanca. El ajuste paramétrico de dicha magnitud es un trabajo a futuro del presente equipo de desarrollo.

Conclusiones

Se presentaron los resultados mediante el método de los elementos finitos en análisis no lineal (material y geométrico) para cuatro casos de conexiones a momento del tipo “placa de extremo” (end plate). Los resultados obtenidos fueron comparados con cálculos clásicos simplificados, observándose concordancia solo para el caso de placa extrema extendida rigidizada (stiffened extended end plate). No obstante, el análisis mediante MEF, permitió corroborar que las configuraciones asimétricas (que tienen la practicidad de permitir la colocación de piso metálico en forma sencilla por encima del ala de la viga, sin tener que realizar cortes en el enrejado) se comportan como conexiones tipo TR (totalmente restringidas). Si bien faltaría realizar un estudio paramétrico más profundo (trabajo en realización) puede adelantarse que estas configuraciones geométricas asimétricas, tratadas como “flush end plate” en cuanto al dimensionado de la placa y esfuerzos en bulones, pero con la distancia a los mismos modificadas (aumentadas) como aporte de la cartela de compresión (que debería ser oportunamente verificada a pandeo local) resulta una opción sumamente viable y atractiva.

Referencias

1. Douty, R.T. and McGuire, S. (1965) "High Strength Bolted Moment Connections." Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 91 ST2, 101-126.
2. Kato, B. and McGuire, W.F.,(1973) "Analysis of T-Stub Flange-to-Column Connections", Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 99 ST5, 865-888.
3. Packer, J. and Morris, L. (1977) "A Limit State Design Method for the Tension Region of Bolted Beam-Column Connections," The Structural Engineer, Vol. 55 No. 10,446-458.
4. Mann, A.P. and Morris, L.J. (1979) "Limit Design of Extended End-Plate Connections," Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 105 ST3, 511-526.
5. Krishnamurthy, N. (1978) "A Fresh Look at Bolted End-Plate Behavior and Design", AISC Engineering Journal, 2nd Qtr., 15, 39-49.
6. Kennedy, N.A., Vinnakota, S. and Sherbourne, A.N. (1981) "The Split-Tee Analogy in Bolted Splices and Beam-Column Connections", Proceedings of the International Conference on Joints in Structural Steelwork, 2.138-2.157.
7. Murray, T. M. (1988) "Recent Developments for the Design of Moment End-Plate Connections," Journal of Constructional Steel Research, Vol. 10, 133-162.
8. Murray, T. M. (1990) "Extended End-Plate Moment Connections," AISC Design Guide No. 4, American Institute of Steel Construction, Chicago, IL.
9. Murray T. y Shoemaker W., (2002), "Flush and Extended Multiple-Row Moment End-Plate Connections", American Institute of Steel Construction, Chicago.
10. Murray, T. M. , Lee Shoemaker, W, (2003) "Flush and Extended Multiple-Row Moment End-Plate Connections" AISC, Steel Design Guide No. 16.
11. Abel, M. S. and Murray, T. M. (1992) "Multiple Row, Extended Unstiffened End-Plate Connection Tests,"Research Report CE/VPI-ST-92/04, Department of Civil Engineering, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, VA, August 1992.
12. Abel, M. S. and Murray, T. M. (1992) "Analytical and Experimental Investigation of the Extended Unstiffened Moment End-Plate Connection with Four Bolts at the Beam Tension Flange," Research Report CE/VPI-ST- 93/08, Department of Civil Engineering, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, VA, December, Revised October 1994.
13. Sumner, E. A., Mays, T. W. and Murray, T. M. (2000) "Cyclic Testing of Bolted Moment End-Plate Connections," Research Report No. CE/VPI-ST 00/03, Department of Civil and Environmental Engineering, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, VA, May.
14. Sumner, E. A. and Murray, T. M. (2001) "Experimental Investigation of the MRE 1/2 End-Plate Moment Connection," Research Report No. CE/VPI-ST 14/01, Department of Civil and Environmental Engineering, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, VA, December.