

UNIVERSIDAD DE BURGOS
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL



ESTUDIO Y MEJORA DE LA CORRELACIÓN DE
PROPIEDADES MECÁNICAS CON LOS ENSAYOS
MINIATURA DE PUNZONADO

José Calaf Chica
Burgos, octubre de 2018

UNIVERSIDAD DE BURGOS
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL

TESIS DOCTORAL

ESTUDIO Y MEJORA DE LA CORRELACIÓN DE PROPIEDADES
MECÁNICAS CON LOS ENSAYOS MINIATURA DE PUNZONADO

Autor:
JOSÉ CALAF CHICA

Directores:
PEDRO MIGUEL BRAVO DÍEZ
MÓNICA PRECIADO CALZADA

Tesis doctoral presentada en la Universidad de Burgos para la
obtención del Título de Doctor

Burgos, octubre de 2018

“No se descubren nuevos continentes si no se tiene el valor de perder de vista las viejas orillas.”

André Gide (Los falsificadores)

Agradecimientos

Éste es un apartado que generalmente se encuentra en las primeras páginas de muchas monografías, pero realmente los autores de la obra suelen redactarlo cuando la mayoría del texto ha cobrado ya forma; y, como no, a mí me ha sucedido lo mismo. Al comenzar a escribirlo comprendes cuál es el motivo. Las horas dedicadas, los duros momentos, aquellos en los que estuviste a punto de abandonar... Son muchos los sentimientos y recuerdos que se visualizan en tu mente cuando te lanzas a redactar este capítulo tan obviado por los futuros lectores. Pero te das cuenta que poco importa que la mayoría no lo lea; para ti es negro sobre blanco de un periodo de tu vida al que dedicaste un gran esfuerzo para la consecución de un gran hito. Sabes bien que junto a ti, en este viaje, te acompañaron de una forma u otra un buen número de personas: amigos, compañeros, familia, pareja, hijos, que con su apoyo hicieron posible que alcanzaras tu meta. Pero sus nombres no aparecen, esos momentos solo están en tu mente, son tan solo recuerdos. Y esto es algo que este capítulo pretende siempre corregir.

Mónica y Pedro, sin vosotros no hubiera sido posible. Confiasteis en mí y me apoyasteis durante todo este proceso, no solo como directores sino con un apoyo moral que agradeceré siempre.

Dani. Los dos nos embarcamos a la vez en este viaje sinuoso en el que puede llegar a convertirse el doctorado. Y los dos nos hemos ayudado para no perdernos en el camino. Agradezco tus grandes aportaciones y tu sentido del humor. Tack så mycket!

Toño, hermano y ejemplo. Recorriste este mismo camino hace ya bastantes años, y explorar este laberinto ha sido más fácil con tus consejos.

Noe, con una sonrisa te pregunto: ¿cuánta paciencia has tenido conmigo? Los dos sabemos la respuesta y con rubor la guardo para mí. Has sido mi principal apoyo, la persona con la que hablar de forma sincera de los malos y buenos momentos. Me ofrecías tu aliento cuando los retos me parecían insalvables. Las montañas serán siempre valles junto a ti.

Aysha... Qué decir. Tienes casi la misma edad que este proyecto que ya toca a su fin con la redacción de este primer capítulo. Tu sola presencia me ha arrancado en más de una ocasión del abismo en el que a veces se ha convertido esta investigación. Tu inocencia, tus primeras palabras, tus primeros pasos... Ahora que llevo a cabo el ejercicio de recordar, ahora que intento recordar el relato que se inició hace ya más de tres años, apareces en mi mente y me sorprende al verte ahora. Los años parecerían décadas al pensar en ello, pero han transcurrido tan rápido que me parece que fue ayer cuando te sostuve en mis brazos por vez primera.

A ti, madre, estés donde estés, te lo dedico. Jamás te olvidaré.

Y a ti, lector, si has decidido recorrer estas líneas, te lo agradezco. Son el corazón de este escrito, y alberga los nombres de quienes lo hicieron posible.

Índice de contenidos

SIGLAS Y ABREVIATURAS	1
1 INTRODUCCIÓN Y OBJETIVOS	3
1.1 INTRODUCCIÓN	3
1.2 OBJETIVOS	5
2 ESTADO DEL ARTE	7
2.1 EL NACIMIENTO DE LOS ENSAYOS MINIATURA	7
2.2 LOS PRIMEROS AÑOS DE INVESTIGACIÓN	7
2.2.1 <i>Primeros ensayos de flexión, embutición y troquelado</i>	7
2.2.2 <i>El simposio de Albuquerque</i>	18
2.2.3 <i>Evolución durante los últimos años 80</i>	20
2.3 AVANCES DURANTE LOS AÑOS 90	23
2.4 AVANCES DE 2000 A 2010.....	27
2.5 AVANCES DE 2010 A 2018.....	35
3 ESTUDIO DEL MÓDULO DE ELASTICIDAD	43
3.1 METODOLOGÍA Y MATERIALES	43
3.2 ANÁLISIS NUMÉRICO	48
3.2.1 <i>Introducción</i>	48
3.2.2 <i>Estudio de la pendiente $Slope_{ini}$</i>	49
3.2.3 <i>Estudio de los materiales hipotéticos</i>	51
3.2.4 <i>Estudio de la influencia del coeficiente de Poisson</i>	56
3.2.5 <i>Estudio analítico</i>	58
3.3 ENSAYOS EXPERIMENTALES	64
4 ESTUDIO DEL LÍMITE ELÁSTICO	69
4.1 METODOLOGÍA Y MATERIALES	69
4.2 ANÁLISIS NUMÉRICO	74
4.2.1 <i>Estudio de las cargas de fluencia P_y</i>	75
4.2.2 <i>Estudio de los materiales hipotéticos</i>	79
4.3 ENSAYOS EXPERIMENTALES	84
5 ESTUDIO DE LA RESISTENCIA A LA TRACCIÓN	91
5.1 METODOLOGÍA Y MATERIALES	91
5.2 ANÁLISIS NUMÉRICO	96
5.2.1 <i>Estudio del comportamiento del ensayo SPT</i>	96
5.2.2 <i>Estudio de los materiales hipotéticos</i>	99

5.3	ENSAYOS EXPERIMENTALES	105
6	CONCLUSIONES	111
6.1	ELABORACIÓN DE UN ESTADO DEL ARTE ACTUALIZADO	111
6.2	ESTUDIO DE LOS MÉTODOS DE CORRELACIÓN ACTUALES	112
6.3	DESARROLLO DE MÉTODOS ALTERNATIVOS DE CORRELACIÓN	113
6.4	TRANSFERENCIA DE RESULTADOS	114
6.5	LÍNEAS FUTURAS DE TRABAJO	114
7	REFERENCIAS	117

Siglas y abreviaturas

SPT:	<i>Small Punch Test</i> , ensayo miniatura de punzonado
E :	Módulo elástico o módulo de Young
σ_y :	Límite elástico
σ_u :	Resistencia a la tracción
ϵ_{fract} :	Elongación relativa a fractura
MDBT:	<i>Miniaturized Disk Bend Test</i> , ensayo de flexión de discos miniatura
TEM:	<i>Transmission Electron Microscopy</i>
MIT:	<i>Massachusetts Institute of Technology</i>
TF:	Factor de triaxialidad
MEF:	Método de los elementos finitos
P_y :	Carga de fluencia del ensayo SPT
P_m :	Carga máxima del ensayo SPT
n :	Coefficiente de endurecimiento
Integral J :	Tasa de liberación de energía para el crecimiento de fisura
K_{IC} :	Tenacidad a fractura en modo I.
CEN:	<i>European Committee for Standardization</i> , Comité Europeo para la Estandarización
ϵ_u :	Elongación relativa a la tensión σ_u .
$Slope_{ini}$:	Pendiente máxima de la zona I de la curva SPT
$Slope_{UL}$:	Pendiente del ciclo descarga-carga de la curva SPT
ν :	Coefficiente de Poisson
u_m :	Desplazamiento del punzón para el valor de carga máxima P_m del ensayo SPT.
$Slope_{min}$:	Pendiente mínima de la zona III de la curva SPT

1 Introducción y objetivos

1.1 Introducción

La invención y el desarrollo inicial del ensayo miniatura de punzonado arrancó en los años 80, junto a muchas otras vías de investigación, con el objetivo de lograr el hallazgo de un método experimental que predijera las propiedades mecánicas en base a un volumen mínimo de material.

Hay que retrotraerse a finales de los años 70 para encontrar, en la evolución del sector nuclear, la problemática que motivó el interés por este tipo de ensayos miniaturizados. La tecnología nuclear se desarrolló en el periodo de postguerra y durante los años 50 y 60 ya que se vio en él un recurso de energía eléctrica barata. A ello se sumó la capacidad latente que tenía este recurso para actuar como sustituto de otro tipo de centrales de producción eléctrica, como las plantas de carbón, que generaban una importante contaminación atmosférica. Las primeras centrales nucleares, pertenecientes a la Generación I, fueron desarrolladas en un momento en el que esta industria daba sus primeros pasos. Los diseños y cálculos fueron sumamente conservadores y ello derivó en problemas de sobre coste y baja eficiencia. La falta de experiencia e información hizo que se establecieran márgenes de seguridad muy exigentes y, para aquellas centrales, se fijaron inicialmente vidas límite de 40 años.

La llegada de los años 70 vio el nacimiento de nuevas iniciativas para el desarrollo de una nueva generación de centrales nucleares, la Generación II. Aunque la tecnología base de estos nuevos proyectos era básicamente la misma que la que se estableció para la Generación I, se produjo una mejora en su diseño y funcionamiento. La experiencia acumulada por los operadores, el desarrollo de nuevos materiales, la estandarización y la existencia de una industria mucho más madura motivaron este perfeccionamiento.

En el desarrollo de las centrales nucleares el foco se centró siempre en la seguridad. Ello dejó patente la importancia de establecer unas normas y una estandarización en todas las líneas de trabajo que estaban contenidas en el proyecto inicial, el diseño, la construcción y el mantenimiento de cualquier instalación de este tipo. Ese fue el motivo por el que ASTM creó en 1951 el Comité E10 en Tecnología Nuclear y Aplicaciones. El alcance del E10 se centró en una serie de líneas básicas basadas en

la promoción del avance en la ciencia y tecnología nuclear y la aplicación segura de esta energía:

- La estandarización de las técnicas de medida de los efectos de la radiación,
- La estandarización de la nomenclatura y las definiciones,
- Mantener y motivar el desarrollo del conocimiento en la aplicación de la tecnología nuclear y, especialmente, en la medida de los efectos de la radiación en ambientes de reactores nucleares, aceleradores de partículas y vehículos espaciales,
- Promover congresos y publicaciones.

Contenido dentro de estas líneas básicas se creó el subcomité E10.02 para la investigación del comportamiento y uso de materiales estructurales del ámbito nuclear. El objetivo estaba claro, había que caracterizar y comprender cómo la radiación afectaba a los materiales que conformaban la estructura primaria de estas centrales. Con ello se lograría extender la vida de los reactores sin afectar a los altos estándares de seguridad del sector.

Fue durante la evolución de la Generación II cuando nació el interés por extender la vida límite de las centrales nucleares. Las plantas de la Generación I estaban a finales de los años 70 en su último cuartil de vida y se buscó desarrollar un plan de trabajo para justificar la extensión de los límites que inicialmente se concedieron. El objetivo inicial fue ampliar el periodo a 60 años y, tras varios años de investigación, dichos tiempos se extendieron a plazos de 80 años mucho más ambiciosos.

La creación de estas líneas de trabajo fue el germen que motivó el nacimiento y desarrollo de los ensayos miniatura. La necesidad de caracterizar distintos materiales a distintas temperaturas y afectados por distintos niveles de radiación requería la preparación de amplias series de probetas que debían ser irradiadas en el interior de reactores expresamente construidos para estas investigaciones. Los tiempos y el coste requeridos para alcanzar los niveles de radiación buscados eran más extensos cuanto mayor era el volumen a irradiar.

Los estándares sobre ensayos de caracterización mecánica no contemplaban en la mayoría de casos la fabricación de probetas pequeñas, menos aún de probetas miniatura. Ello derivó en el problema de tiempos y costes antes comentado y generó la necesidad de lanzar programas de investigación cuyo objetivo fuera la miniaturización de los ensayos de caracterización mecánica de los materiales. El primer simposio organizado por la subcomisión E10.02 de ASTM en relación con la miniaturización de ensayos de caracterización mecánica tuvo lugar en Albuquerque (Nuevo México) en septiembre de 1983. De aquella primera reunión de expertos, surgió una de las primeras publicaciones que compendió los trabajos que habían venido realizándose sobre esta temática durante aquellos años. El ASTM STP 888 titulado "*The use of Small-Scale Specimens for Testing Irradiated Materials*", arrancó también de la necesidad de avanzar en un nuevo reto científico-técnico: el desarrollo de una central de fusión nuclear. Los altos niveles de radiación que deberían soportar los materiales

que constituirían esta nueva vasija nuclear iban a hacer necesario el desarrollo de un ambicioso plan de caracterización mecánica.

Dentro de las líneas de investigación que se abrieron para solventar esta problemática nació, a comienzos de los años 80, el ensayo miniatura de punzonado o SPT (*Small Punch Test*). Desde esa época el método ha evolucionado con la visión puesta en la estandarización del ensayo y uno de los múltiples retos, que aún se encuentra abierto, es la mejora de la dispersión de resultados que el SPT muestra cuando se caracterizan múltiples series de distintos materiales o tratamientos térmicos del mismo material.

1.2 Objetivos

Esta breve introducción en la que se buscaba aclarar la composición de tiempo y lugar que dio origen al ensayo miniatura de punzonado, plantea en sus últimas líneas uno de los retos presentes de su desarrollo: la mejora y reducción del nivel de dispersión de resultados que muestra al caracterizarse amplias series de distintos materiales.

Detectada esta necesidad, el presente trabajo buscó:

- a) Comprender y compendiar el estado de la cuestión en relación a los ensayos miniatura de punzonado (SPT). Con este trabajo se pretendía ofrecer al lector un recorrido minucioso por los primeros años que llevaron al nacimiento del ensayo miniatura de punzonado. Desde los primeros trabajos del Dr. Manahan hasta la publicación del libro de actas del primer simposio sobre ensayos miniatura, se buscó incluir y comentar todos los manuscritos, tesis doctorales y actas de aquella época. Tras este periodo que engloba la década de los 80, este estudio se extendió al resto de años hasta la actualidad, ofreciendo una visión global de la evolución del SPT. Se ha buscado que este texto valga también como fuente bibliográfica comentada de los trabajos que fueron publicándose en relación al ensayo SPT pero, como no, el foco se ha centrado en los intereses de esta tesis doctoral y el resto de sus objetivos. Es por ello que se observa que los comentarios de los artículos referenciados se centraron de forma preferente en aquellos cuyo objetivo era la determinación del módulo de elasticidad E , el límite elástico σ_y y la resistencia a la tracción σ_u del material.
- b) Plantear un estudio de los métodos desarrollados hasta la actualidad en el SPT para la obtención de las propiedades mecánicas inherentes al ensayo estándar de tracción uniaxial (ASTM E8M): módulo de elasticidad E , límite elástico σ_y (offset 0.2%) y resistencia a la tracción σ_u .
- c) Elaborar y justificar una serie de métodos alternativos para lograr la mejora del nivel de dispersión de resultados del ensayo SPT.

2 Estado del arte

2.1 El nacimiento de los ensayos miniatura

Como ya se comentó en el capítulo introductorio, los ensayos miniatura nacieron auspiciados por la necesidad de diseñar centrales nucleares en las que pudieran garantizarse vidas útiles superiores a los 60 años. El nacimiento de proyectos ambiciosos como el diseño de un reactor nuclear de fusión se sumó a las necesidades propias del sector que derivaron finalmente en la creación de la subcomisión E10.02 para la investigación del comportamiento y uso de materiales estructurales del ámbito nuclear.

Finales de los años 70 y principios de los 80 fueron las fechas que rodearon el albor de los ensayos miniatura donde una gran variedad de líneas de investigación hizo nacer, evolucionar e incluso hacer caer en el olvido, a una amplia diversidad de nuevos ensayos. El SPT y la multiplicidad que forma la línea temporal que llevó hasta su desarrollo final fue inicialmente una más de las múltiples vías de trabajo que se adoptaron. El objetivo de este capítulo es trazar la historia del SPT y de su desarrollo sin ahondar en la amplitud de ensayos miniatura que acompañaron a su nacimiento.

2.2 Los primeros años de investigación

2.2.1 Primeros ensayos de flexión, embutición y troquelado

En 1981 M.P. Manahan *et al.* publicaron un trabajo en el que presentaron el desarrollo de un nuevo ensayo miniatura basado en discos sometidos a flexión para la determinación de propiedades mecánicas de materiales irradiados ([1],[2]). Identificado por las siglas MDBT (*Miniaturized Disk Bend Test*), este ensayo buscaba aprovechar los pequeños discos que ya se irradiaban para su visualización en microscopios de transmisión TEM. La principal ventaja de aprovechar estas probetas, era que no se requerían cápsulas de irradiación adicionales para introducir las muestras en los reactores de fisión. Este trabajo de Manahan fue el cuerpo principal de su posterior tesis doctoral [3] que desarrolló y defendió en mayo de 1982 en el MIT.

Al aprovecharse las probetas utilizadas para la microscopía TEM, la geometría de los discos se estableció en valores nominales de 3.0 mm de diámetro y un espesor de 0.254 mm. La probeta se apoyaba sobre una matriz cilíndrica de alúmina y, posteriormente, un punzón de punta esférica (con radio de 0.5 mm) del mismo material que la matriz, presionaba el disco hasta su rotura. La Figura 1 muestra un esquema del montaje del ensayo MDBT de Manahan.

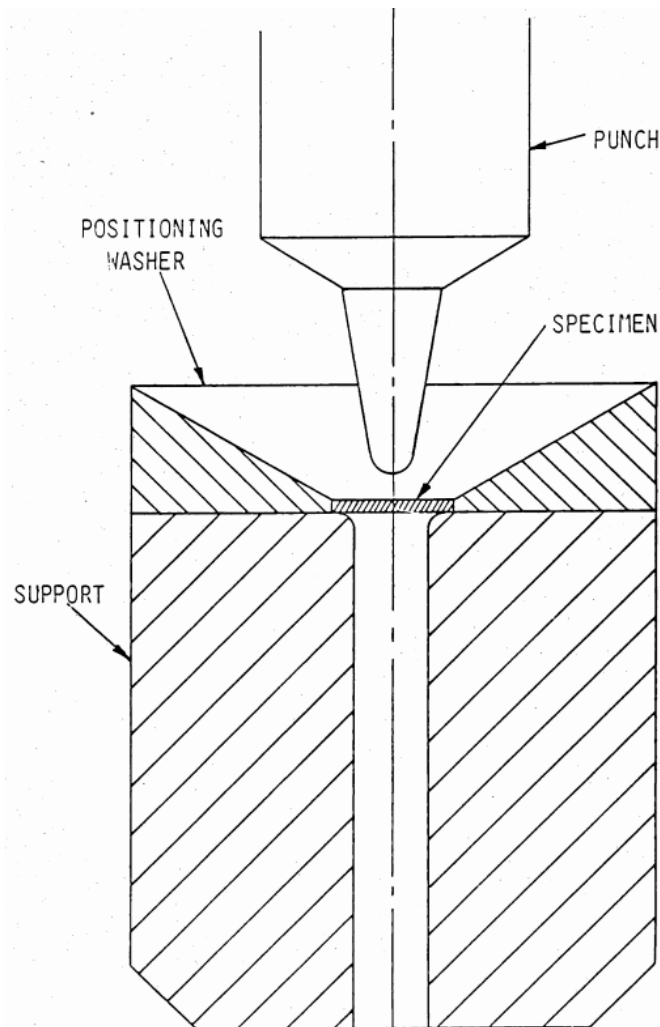


Figura 1. Esquema del ensayo miniatura de flexión de discos [2]

El objetivo de Manahan era el desarrollo de un método capaz de extraer el comportamiento esfuerzo/deformación e información cuantitativa de la ductilidad del material. Sus estudios se centraron en el acero inoxidable austenítico AISI 316 con un trabajo en frío del 20%, material con el que validó la metodología. En su posterior tesis doctoral, amplió este trabajo experimental con la evaluación de BeCu, un acero herramienta, cobre puro y acero inoxidable AISI 302.

Con respecto al estudio de las propiedades mecánicas propias de un ensayo de tracción uniaxial, Manahan llevó a cabo una comparativa entre ensayos MDBT de

todos los materiales anteriormente comentados. La Figura 2 muestra los datos registrados de carga y deflexión del punzón.

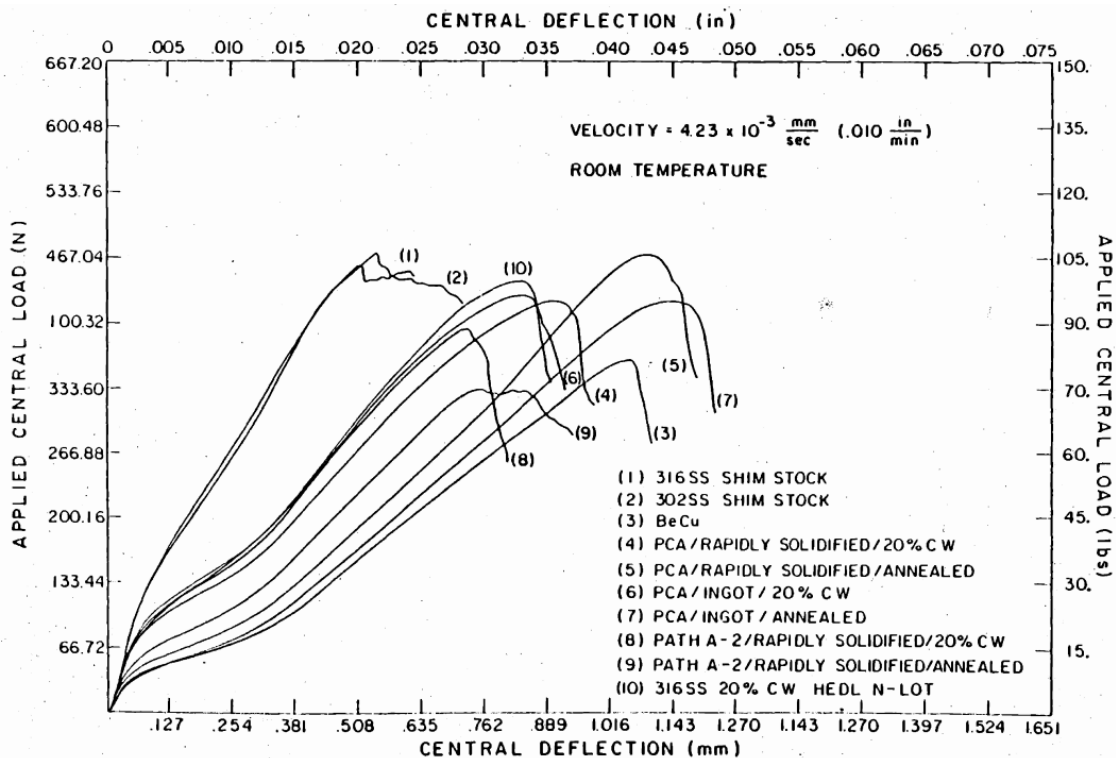


Figura 2. Curvas carga-desplazamiento de ensayos MDBT [3]

De estas gráficas, Manahan intentó dilucidar cómo las distintas propiedades mecánicas de los materiales ensayados podían influir en la información que reflejaba el registro carga-desplazamiento del punzón. De sus deducciones son valorables las siguientes afirmaciones:

- Cada material mostraba curvas unívocas y bien diferenciadas del resto.
- La primera región de la curva, que Manahan consideró aproximadamente lineal, fue asociada a una respuesta elástica del material.
- Mayores valores del límite elástico de un material correspondía con mayores valores de carga a lo largo de toda la curva MDBT del mismo material.
- Aumentos en el módulo de elasticidad reflejaban un incremento en la pendiente inicial de la curva MDBT.
- El incremento de la ductilidad de un material correspondía con un aumento en la deflexión del punzón en la que se producía la máxima carga y la rotura final de la probeta MDBT.

El MIT continuó trabajando en el desarrollo del ensayo MDBT con publicaciones de Huang, Hamilton y Wire [4], del propio Manahan [5] y de un equipo liderado por Harling [6], uno de los directores de la tesis doctoral de Manahan, durante 1982 y 1984.

El trabajo de Huang *et al.* profundizó en el estudio del punto (e) de la tesis de Manahan antes mencionado. Se hizo uso del ensayo MDBT para deducir la ductilidad

de los materiales a través de este sistema. Esta investigación infirió en el concepto de medida de la ductilidad como un dato que cuantificara la tenacidad a fractura del material. Es por ello que como información relevante del ensayo se tomó la correspondiente triaxialidad que mostraba la muestra. Esto se debía a que la punta de una grieta se caracteriza por mostrar niveles altos de triaxialidad. Se compararon múltiples conceptos aplicados a los discos utilizados en microscopía TEM como los ensayos a cortante, conceptos de ensayo de embutición por presión de gas o flexión en tres puntos (ver Figura 3). El primero quedó descartado al mostrar un nivel de triaxialidad muy bajo ($TF = 0$). Con respecto al ensayo de embutición por presión de gas, la velocidad del ensayo no podía controlarse convenientemente. Finalmente la última metodología se descartó por los picos de esfuerzo que mostraba la probeta en los puntos de apoyo. Finalmente, el trabajo se centró en el mismo modelo de ensayo MDBT desarrollado por Manahan, ya que reunía la capacidad de controlar la velocidad de deformación, los apoyos en la matriz no generaban tanta concentración de esfuerzos, y el nivel de triaxialidad era de aproximadamente $TF = 2$.

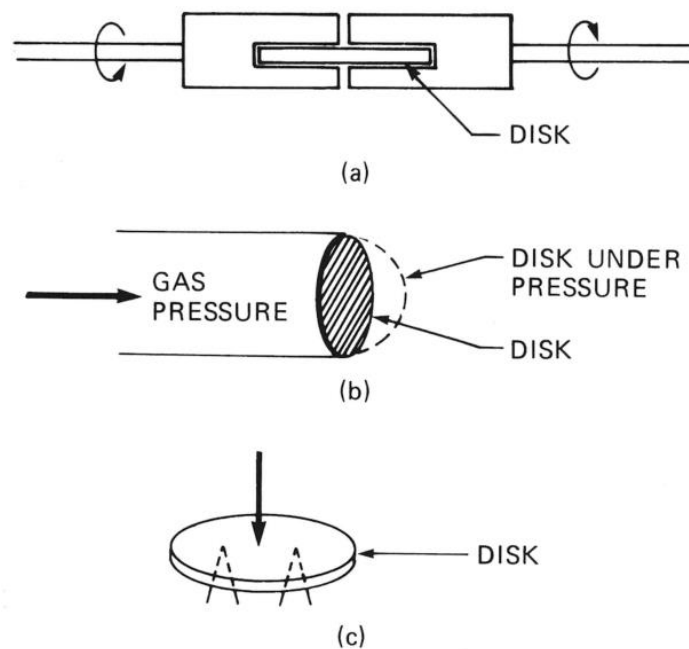


Figura 3. (a) Ensayo de cortadura, (b) ensayo de embutición, y (c) ensayo de flexión en tres puntos [4]

Crearon un parámetro denominado ductilidad de flexión ϵ que se obtenía de la ecuación (2.1). Dicho parámetro lo compararon con la deformación relativa a fractura obtenida de un ensayo a tracción estándar del mismo material. La Figura 4 muestra la correlación entre los valores de ductilidad de flexión y de ductilidad de tracción. Se observa que la aproximación lineal por mínimos cuadrados (la línea continua) muestra un alto nivel de dispersión, aspecto en el que los investigadores no ahondaron.

$$\varepsilon = \frac{tw}{a^2 + w^2} \quad (2.1)$$

donde,

t = espesor de la probeta.

w = deflexión del punzón cuando la pendiente de la curva carga/deflexión del MDBT empieza a disminuir.

a = radio de la circunferencia de apoyo de la probeta.

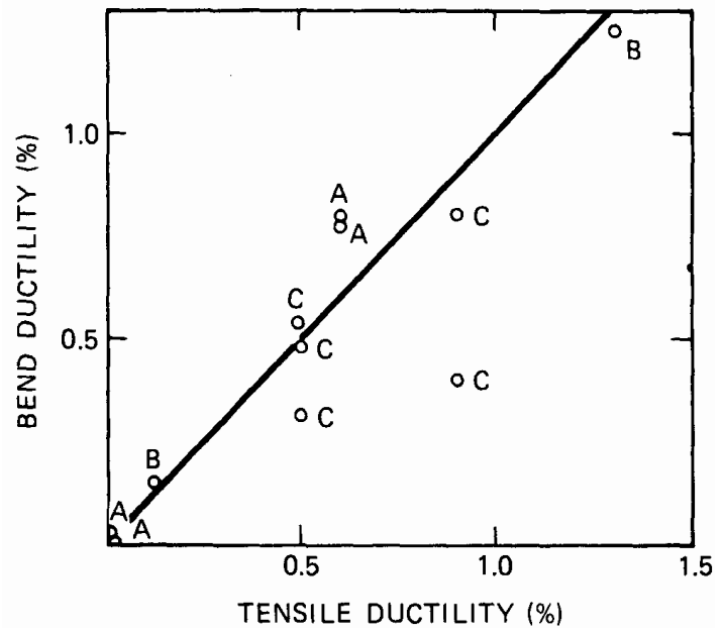


Figura 4. Correlación entre la ductilidad de flexión y la de tracción [4]

El trabajo de Manahan posterior a su tesis [5], se centró en el uso del método de elementos finitos (MEF) para obtener las propiedades mecánicas propias de un ensayo de tracción estándar a través del ensayo MDBT. La metodología se basaba en registrar las curvas carga/deflexión de varios ensayos MDBT del mismo acero AISI 316 y, posteriormente y a través del MEF, ajustar las propiedades plásticas del material para que una simulación numérica del ensayo ofreciera el mismo resultado de carga/deflexión. La elaboración de este procedimiento de ingeniería inversa motivó también el estudio de la respuesta esfuerzo/deformación de la probeta a lo largo del ensayo gracias a las posibilidades del MEF. Con ello, Manahan trazó una división de la curva carga/deflexión del ensayo MDBT en cinco regiones (ver Figura 5):

- a) Zona 1. Zona elástica gobernada por el módulo de elasticidad.

- b) Zona 2. Inicio de la no-linealidad de la curva MDBT debido a que la plasticidad supera el espesor de la probeta e inicia su expansión desde la zona central de apoyo del punzón. Gobernado principalmente por el límite elástico del material.
- c) Zona 3. Transición de un modo de esfuerzos de flexión a uno de membrana.
- d) Zona 4. Régimen de esfuerzos de membrana en el que finalmente se inicia el daño en la cara inferior de la probeta de la zona central bajo el punzón.
- e) Zona 5. Fractura final de la probeta.

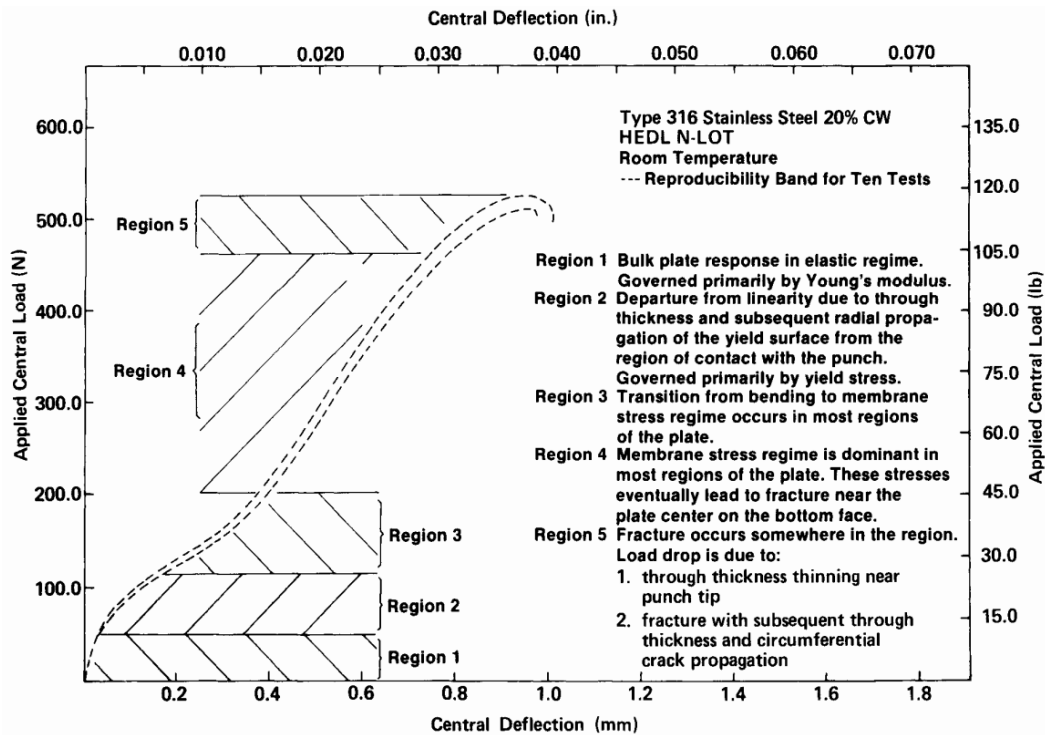


Figura 5. Zonas del ensayo MDBT [5]

El equipo de Harling [6] utilizó el ensayo MDBT para elaborar un estudio de los cambios que la irradiación generaba en el límite elástico y la ductilidad de distintos materiales. Para ello aprovecharon los trabajos precedentes de Manahan y Huang, sin desarrollar ni mejorar el método.

En paralelo a estos trabajos del MIT, el equipo de Dooley, Lucas y Sheckherd inició en 1981 en la Universidad de California una investigación centrada en la obtención de un parámetro de ductilidad en base a un ensayo miniatura de embutición ([7],[8]). La diferencia principal con la propuesta de Manahan fue que la probeta ya no se encontraba únicamente apoyada sobre una matriz, sino que se situaba embutida entre dos matrices inferior y superior para posteriormente ser deformada por un punzón de cabeza esférica (ver Figura 6).

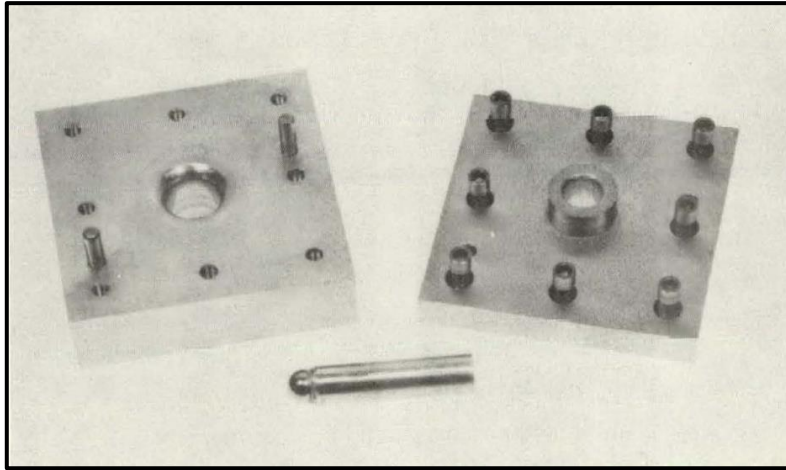


Figura 6. Matrices y punzón del ensayo miniatura de embutición [7]

El sistema que utilizaron estos investigadores para obtener un factor de ductilidad, se basó en grabar sobre la superficie de la probeta una cuadrícula de líneas espaciadas 0.25 mm con el fin de medir la deformación relativa de estas líneas en las proximidades de la zona de rotura de la probeta.

Este equipo de la Universidad de California, liderado por Lucas, lanzó múltiples líneas de investigación en relación con la correlación de propiedades mecánicas a través de los ensayos miniatura, incluyendo un artículo de revisión del estado del arte [9]. Sin entrar en sus trabajos relacionados con las microdurezas, por desviarse del objetivo de este capítulo sobre el estado del arte del ensayo miniatura de punzonado, sí son de interés los desarrollos que tuvieron en relación a otros métodos alternativos como el ensayo miniatura de troquelado [10] que publicaron en 1984. La Figura 7 muestra un esquema del ensayo de troquelado que propusieron. Tenía un montaje parecido al que elaboraron en el ensayo miniatura de embutición que desarrollaron en 1981 [7], con dos matrices inferior y superior que sujetaban una probeta plana de 3 mm de diámetro y 0.25 mm de espesor. El punzón era el elemento que cambiaba con respecto a lo utilizado con anterioridad. Pasaba de tener una cabeza esférica a ser un cilindro de 1 mm de diámetro de base plana. Un LVDT apoyado en la cara inferior de la probeta ofrecía un sistema de medición del desplazamiento alternativo al del cabezal que empujaba al punzón.

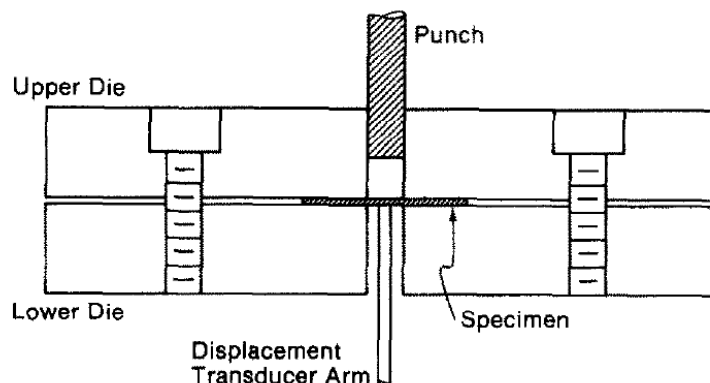


Figura 7. Esquema del montaje del ensayo miniatura de troquelado [10]

La Figura 8 muestra un ejemplo esquemático de la curva carga/desplazamiento del LVDT del ensayo de troquelado con microfotografías del estado de deformación de la probeta a distintos instantes del ensayo. En esta investigación se obtuvieron correlaciones para la obtención del límite elástico y de la resistencia a la tracción del material. La primera propiedad mecánica se correlacionó con el valor de carga de fluencia P_y en el que la curva carga-desplazamiento se desviaba de su linealidad inicial (ver Figura 8). La resistencia a la tracción se correlacionó con el valor de la carga máxima P_m del ensayo de troquelado. Para llevar a cabo las correlaciones, transformaron los valores de carga P en un esfuerzo efectivo σ_{eff} en base a la ecuación ((2.2)):

$$\sigma_{eff} = \frac{P - F}{2\pi r t} \quad (2.2)$$

donde,

P = carga del punzón,

F = función del punzón, probeta y matrices que se determina del trazado de la curva carga-desplazamiento del ensayo,

r = diámetro del punzón,

t = espesor de la probeta.

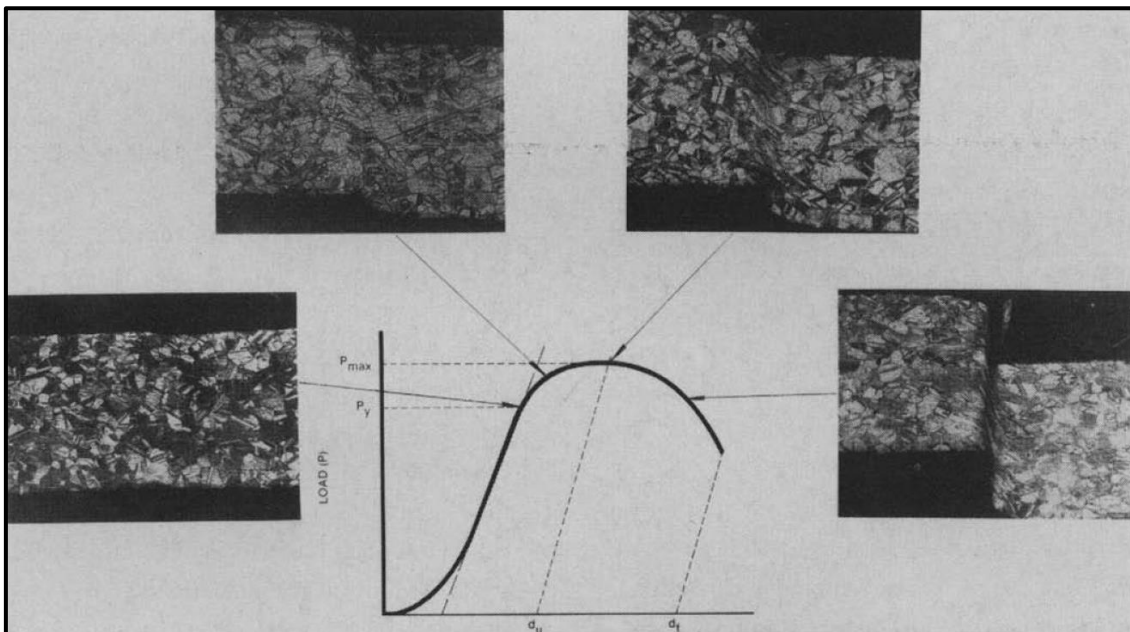


Figura 8. Curva carga-desplazamiento del ensayo de troquelado [10]

Asumiendo una relación esfuerzo-deformación del material de tipo exponencial $\sigma = K \cdot \epsilon^n$, con un offset para la cedencia del 0.2%, obtuvieron una ecuación con la que relacionar la carga máxima P_m y la carga de fluencia P_y de la curva del ensayo de troquelado con el coeficiente n de endurecimiento:

$$\left(\frac{n}{0.002}\right)^n = \frac{P_m}{P_y} \tag{2.3}$$

Con respecto a la reducción de área R_A que se obtiene de un ensayo de tracción uniaxial, los autores utilizaron el valor del desplazamiento plástico en el fallo d_f (ver Figura 8) que adimensionalizaron con el espesor en la relación d_f / t , siendo t el espesor de la probeta.

La Figura 9 y la Figura 10 muestran las correlaciones que obtuvieron de los esfuerzos efectivos con el límite elástico y la resistencia a la tracción, del factor n de endurecimiento y de la reducción de área R_A para varios materiales.

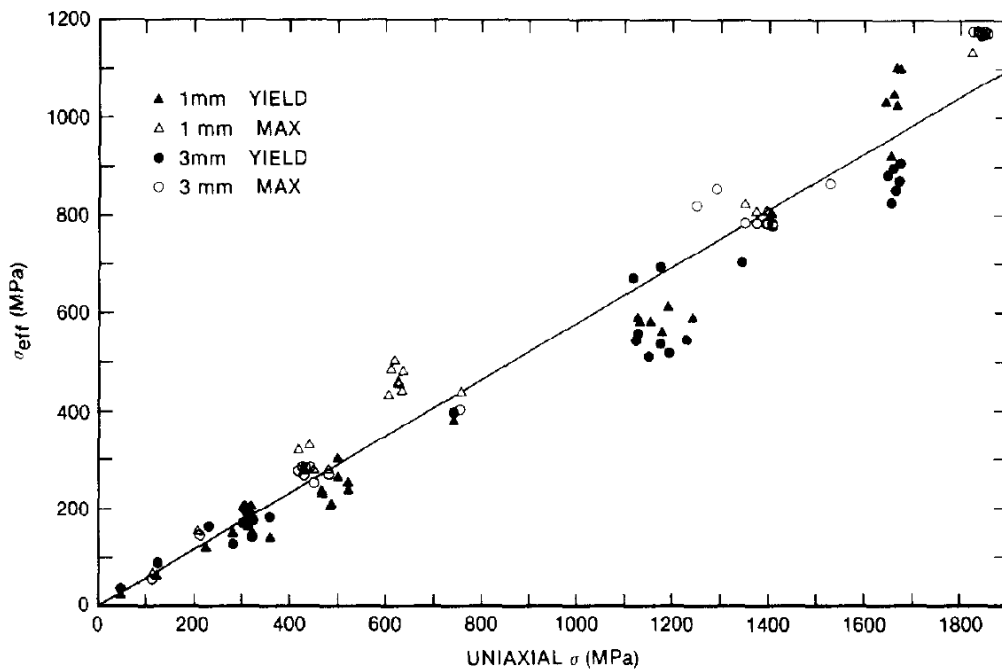


Figura 9. Correlación del límite elástico y la resistencia a la tracción con el esfuerzo efectivo del ensayo miniatura de troquelado [10]

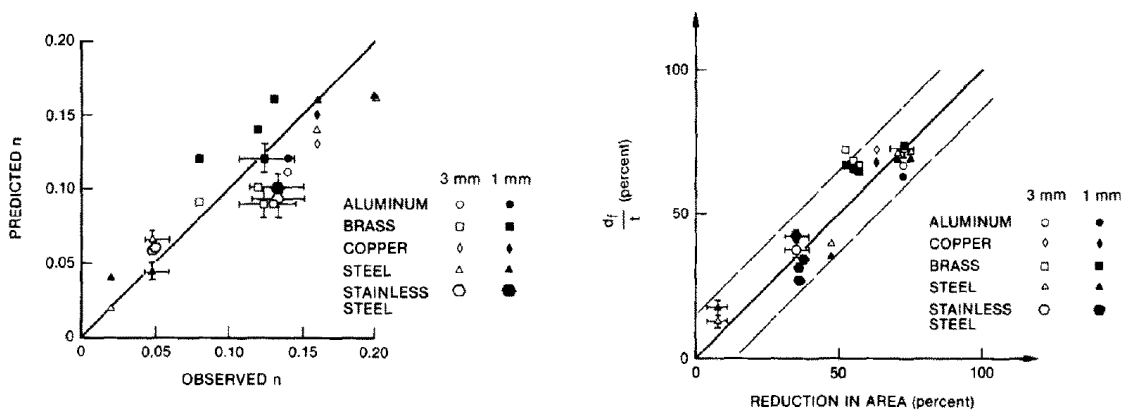


Figura 10. Correlación del factor n de endurecimiento y la reducción de área R_A con el ensayo miniatura de troquelado [10]

Un equipo de la Universidad de Iowa publicó también en 1983 sus trabajos en relación a un ensayo miniatura que, por primera vez, recogía la denominación de “*Small Punch Test*” (SPT) [11]. El objetivo de estos investigadores fue el desarrollo de un método de ensayo miniatura que pudiera sustituir a los ensayos Charpy entallados en V incluidos en la norma ASTM E23. El fin último era lograr, con ese nuevo ensayo SPT, una curva de transición dúctil-frágil en aceros sin la necesidad de utilizar probetas Charpy.

Las medidas de las probetas de ensayo fueron de 10x10x0.5 mm obtenidas de las propias probetas Charpy sin ensayar. Los autores también fijaron las tolerancias a tener en cuenta en el espesor de la probeta: 1% del espesor que equivalía a una medida entre 0.495 y 0.505 mm. Los elementos de montaje fueron semejantes a los desarrollados por el equipo de la Universidad de California para su ensayo miniatura de embutición: dos matrices inferior y superior y un punzón. Pero se ideó una alternativa para facilitar el mantenimiento de los componentes, ya que el punzón fue separado en dos piezas: un vástago, cuya misión era únicamente centrar el punto de aplicación y servir de transmisor de la carga; y una bola de 2.4 mm de diámetro, que era el componente en contacto con la probeta (elemento más crítico que podía de esta forma obtenerse de bolas de catálogo de rodamientos). Sobre el material de dicha esfera, recomendaron acero con una dureza mínima de HRC 60. La Figura 11 representa el modo de extracción de las probetas SPT y el esquema de montaje del ensayo.

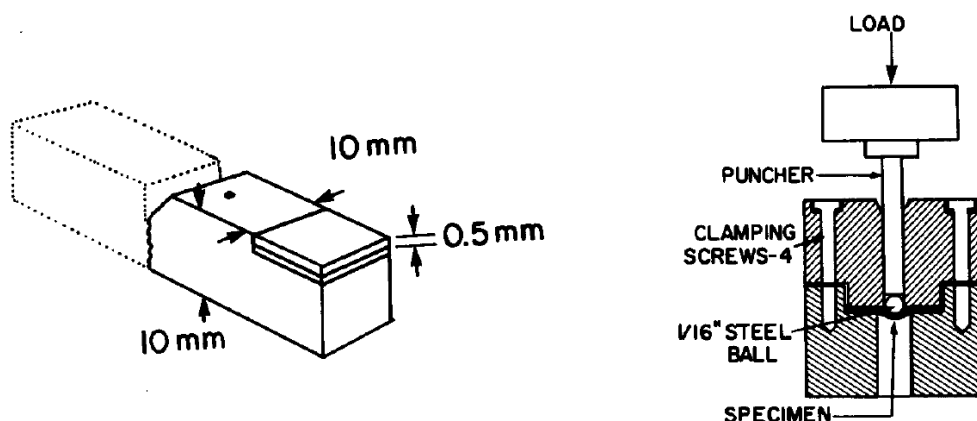


Figura 11. Modo de extracción de las probetas SPT (izq.), y esquema de montaje del ensayo SPT (der.) [11]

Durante el ensayo se registraban los valores de carga y de desplazamiento del punzón para obtener, al igual que en los ensayos miniatura MDBT, embutición y troquelado, una curva carga/desplazamiento (curva SPT). Como el objetivo de los autores era obtener una curva de transición dúctil-frágil, estos ensayos se llevaron a cabo a distintas temperaturas. La Figura 12 muestra las curvas SPT de dichos ensayos en aceros Ni-Cr.

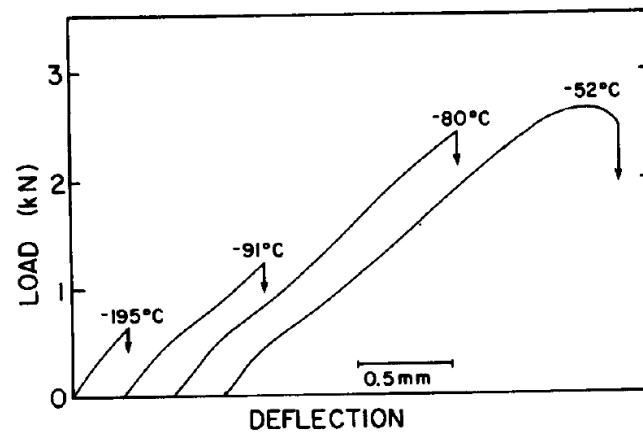


Figura 12. Curvas SPT a distintas temperaturas [11]

La energía de fractura se obtuvo del área bajo las curvas SPT y la Figura 13 representa la curva de transición dúctil-frágil que se obtuvo. Del estado de las probetas se dedujo que en el comportamiento frágil de la probeta SPT se producía una rotura radial desde el punto de aplicación de la carga. Conforme se incrementaba la temperatura, y al llegar a la zona de transición, a dicha rotura radial iba sumándose una deformación plástica cada vez más importante, hasta generarse, cuando se alcanzaba la zona dúctil de la curva, un nuevo tipo de grieta de tipo circular con centro en el punto de aplicación de la carga.

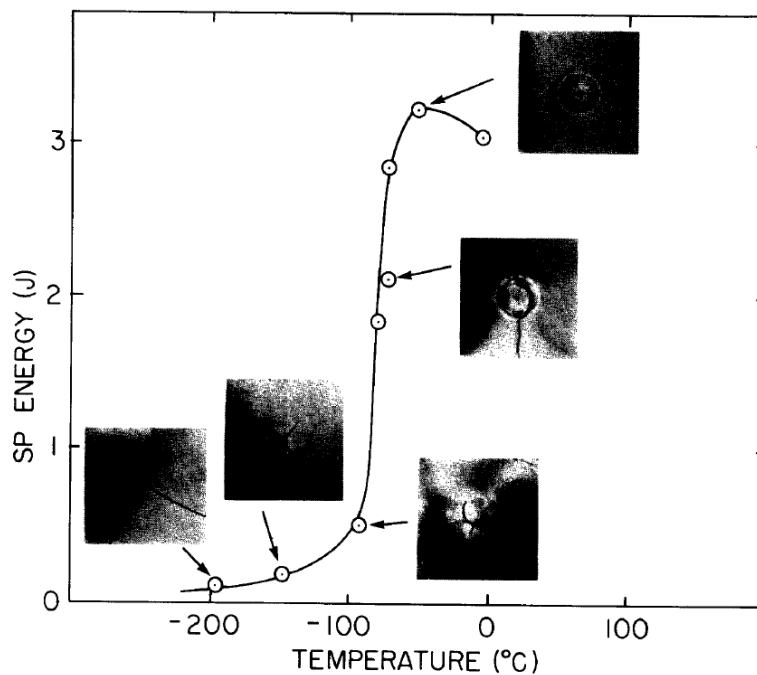


Figura 13. Curva de transición dúctil-frágil obtenida del ensayo SPT [11]

Los autores de esta investigación llevaron a cabo una comparativa entre las curvas de transición dúctil-frágil obtenidas de estos ensayos SPT con ensayos Charpy para los mismos materiales, e incluyeron una correlación entre ambos resultados. Teniendo en cuenta que este estudio se centró en parámetros ajenos al ensayo de tracción, que es el objetivo principal del presente trabajo, tampoco se ha querido profundizar más en sus resultados. Aun así es importante considerar la importancia de este trabajo de la Universidad de Iowa y de sus autores Baik, Kameda y Buck como los precursores de la configuración y dimensiones que finalmente se adoptaron en el ensayo SPT.

2.2.2 El simposio de Albuquerque

El 23 de septiembre de 1983 se celebró en la ciudad de Albuquerque (Nuevo Méjico; USA) el primer simposio sobre ensayos miniatura auspiciado por el Subcomité E10.02 de ASTM. Aunque las actas de dicho simposio no fueron publicadas hasta febrero de 1986 bajo el sello de ASTM en su sección de publicaciones técnicas especiales con el título "*The Use of Small-Scale Specimens for Testing Irradiated Material*" STP888, este capítulo pretende reunir y resumir todos aquellos trabajos que fueron presentados en el simposio de 1983 y desarrollados hasta su publicación en 1986.

Hamilton y Huang [12] continuaron con sus investigaciones previas sobre el parámetro de ductilidad de flexión ε [4] para estudiar el efecto de la radiación en el comportamiento de determinadas aleaciones endurecidas por precipitación. Provenientes del mismo grupo de investigación, Klueh y Braski [13] realizaron más ensayos MDBT comparando sus resultados con lo obtenido y publicado por Manahan, Huang y Harling sin ahondar mucho más en la metodología. Manahan presentó un artículo [14] sin más avances que los ya presentados en su tesis doctoral de 1982.

Uno de los artículos más interesantes con respecto al desarrollo futuro del ensayo miniatura de punzonado, fue el presentado por Harling *et al.* [15]. Haciendo uso del MEF simulaban ensayos MDBT de dos materiales con el mismo límite elástico y distintos endurecimientos. Observaron que el valor de carga del punzón a partir del cual se desviaba el comportamiento lineal de la zona I de la curva MDBT (carga de fluencia) no sufría variaciones significativas. Con ello dedujeron que dicho valor de carga debía ser independiente del tipo de endurecimiento del material y dependiente del límite elástico. Observaron que existía una relación lineal entre la carga de fluencia del ensayo MDBT y los valores de límite elástico obtenidos de ensayos de tracción

estándar. La Figura 14 muestra una comparativa entre los límites elásticos obtenidos de la correlación entre la carga de fluencia del ensayo MDBT y de ensayos estándar de tracción, donde se observaba un ajuste que confirmaba las suposiciones indicadas sobre la carga de fluencia.

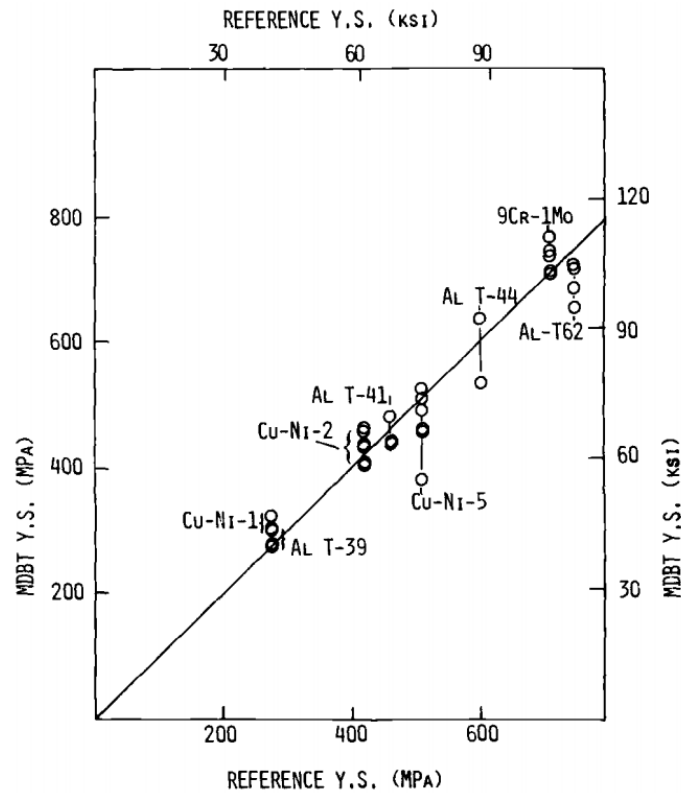


Figura 14. Comparación de límites elásticos obtenidos con MDBT y tracción [15]

Fue también muy interesante la aportación de Baik *et al* [16] en la que ampliaron sus trabajos previos sobre el desarrollo de un método para la obtención de la temperatura de transición dúctil-frágil con el ensayo SPT. Basándose en la división en zonas de la curva carga-deflexión que hizo Manahan, elaboraron la división de la curva SPT en cuatro regímenes o zonas (ver Figura 15):

- a) Zona I. Régimen de flexión elástica, asociada con plastificaciones locales en la superficie de apoyo del punzón.
- b) Zona II. Régimen de flexión plástica.
- c) Zona III. Régimen de embutición. Aquí los autores detallan que el incremento de la pendiente de la curva en esta zona III se debía a la capacidad de endurecimiento del material, y al aumento de la zona de contacto entre la esfera del punzón y la superficie superior de la probeta.
- d) Zona IV. Régimen de inestabilidad plástica.

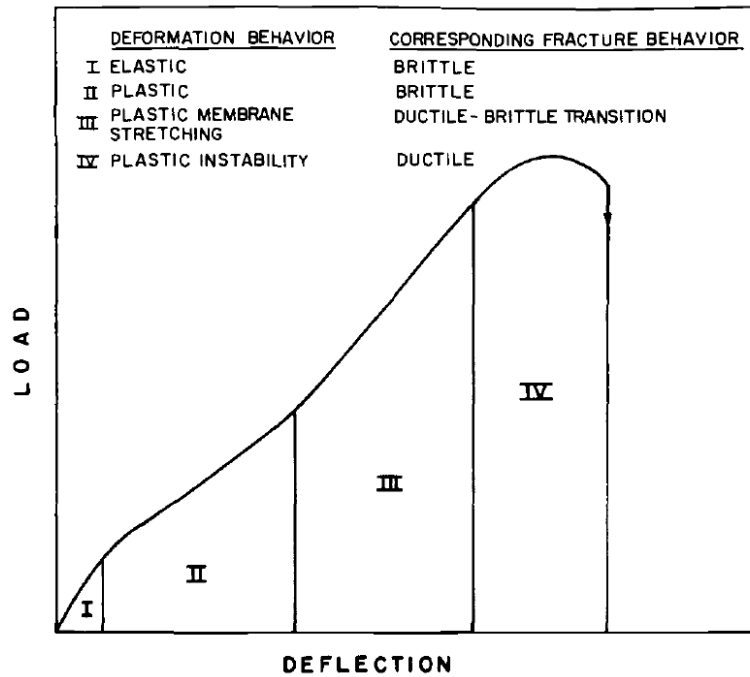


Figura 15. Zonas del ensayo SPT [16]

Finalmente Lucas *et al.* presentaron en el simposio sus trabajos en relación al ensayo miniatura de troquelado [17] del que no se mostraron novedades reseñables con respecto a su anterior publicación [10].

2.2.3 Evolución durante los últimos años 80

Se observa que durante los primeros años 80 aparecieron tres ensayos miniatura que tenían en común el uso de una probeta plana con forma circular: el ensayo miniatura de flexión, el de troquelado y el de embutición. Hasta la llegada de los años 90, se fue investigando en estas tres alternativas de ensayo hasta que poco a poco fue imponiéndose el modelo que finalmente derivaría en el ensayo miniatura de punzonado SPT.

En esta sección se muestran las publicaciones más destacadas en relación a estos tres métodos de ensayo durante los últimos años 80.

2.2.3.1 Ensayo miniatura de flexión

Bajo la tutela de Harling se siguió trabajando en este ensayo, centrados en la obtención de una curva de transición dúctil-frágil a través del MDBT cuya temperatura de transición se pudiera correlacionar con lo obtenido por ensayos Charpy estándar. Con ese objetivo marcado, aumentaron el espesor de la probeta a 0.40 mm y le incluyeron una entalla con un radio y profundidad de 0.10 mm [18]. También en esta misma época publicaron un trabajo para la caracterización de aleaciones de cobre a través de este ensayo miniatura, pero sin aportar nada nuevo a la metodología [19].

2.2.3.2 Ensayo miniatura de troquelado

El equipo de Lucas siguió trabajando en su versión de troquelado de discos con una publicación en 1985 [20]. En esta investigación, y haciendo uso de las ecuaciones de correlación para la obtención del límite elástico y la resistencia a la tracción que obtuvieron en sus trabajos anteriores [17], estudiaron, en dos aceros austeníticos y en discos de níquel y hierro puros, la influencia de la radiación en sus propiedades mecánicas. Un trabajo posterior de Kullen *et al.* [21] evidenció los problemas de sensibilidad que mostraba este ensayo, al observar que en ocasiones no era capaz de captar de forma correcta los cambios de propiedades mecánicas de algunos aceros irradiados. En sus conclusiones remarcaron una justificación para estos errores que sería años después muy utilizada en el ensayo SPT: las desviaciones podían venir originadas por la alta sensibilidad del ensayo a pequeños errores en las medidas de la probeta, la alineación de la matriz o los acabados superficiales de las distintas piezas.

2.2.3.3 Ensayo miniatura de embutición

Durante los años 80 hubo una convivencia de dos denominaciones de lo que finalmente acabó en el acuerdo tácito de nombrarse como ensayo miniatura de punzonado SPT.

Con el nombre de ensayo miniatura de embutición, Okada *et al.* [22] trabajaron en la correlación directa de la carga máxima del ensayo P_m y la resistencia a la tracción de varios materiales metálicos. Observaron que bajo una regresión lineal (ver Figura 16), los resultados se alineaban bajo dos correlaciones distintas en función del nivel de ductilidad de unos y otros. Los materiales normalizados mostraron cargas máximas P_m más elevadas para la misma resistencia a la tracción al compararse con los metales endurecidos en frío (materiales más frágiles).

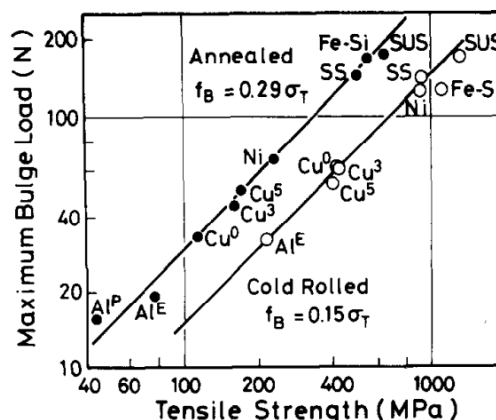


Figura 16. Correlación entre la carga máxima del ensayo miniatura de embutición y la resistencia a la tracción del material [22]

Con respecto a la geometría del disco utilizado en este ensayo, aunque originalmente se diseñó para la utilización de las probetas del tipo TEM (3 mm de diámetro y espesores de 0.25 mm), no hubo consenso inicial en las medidas de la probeta.

Lucas et al. profundizaron en este tema con el estudio de la influencia de distintos parámetros geométricos del ensayo de embutición [23]: espesor (0.1, 0.15 y 0.25 mm), diámetro interior de la matriz inferior (1.3, 1.5, 1.9 mm) y diámetro del punzón (1.0, 1.2, 1.6 mm). El incremento del espesor aumentaba la carga de fluencia P_y , la carga máxima P_m y el desplazamiento del punzón tras el fallo. El incremento del diámetro del punzón, aumentaba la carga de fluencia P_y , la carga máxima P_m y disminuía ligeramente el desplazamiento del punzón tras el fallo. Con el incremento del diámetro del agujero de la matriz, se observó un retraso en la aparición del punto de inflexión entre la flexión plástica y el comportamiento de membrana de la curva carga-desplazamiento del ensayo.

2.2.3.4 Ensayo miniatura de punzonado

Bajo este título se compendian los trabajos más destacados en relación a lo que ya nombraban algunos investigadores de forma conjunta como ensayo miniatura de punzonado SPT. Es importante aclarar que aun con otro nombre, este ensayo era muy semejante (salvo por alguna medida geométrica que aún no había quedado consensuada) a lo que otros investigadores denominaban como ensayo miniatura de embutición.

Inicialmente la denominación SPT se usó mucho para los ensayos miniatura de embutición utilizados en la caracterización de la temperatura de transición dúctil-frágil de distintos materiales metálicos. Son varios los trabajos que ahondaron en esta propiedad mecánica por el interés que suscitaba en el mundo nuclear ([24],[25],[26]), pero este manuscrito no ha profundizado en los aspectos tratados en estas investigaciones más allá de su indexación por salirse de los objetivos específicos de la tesis.

Los trabajos de Misawa ([24],[25]) sembraron también las primeras aproximaciones para la obtención de una energía de fractura a través del SPT. Investigaciones posteriores, y siguiendo la línea de Misawa, llevaron a trabajar en la aplicabilidad de este ensayo para la evaluación de la resistencia a la corrosión bajo tensión y la susceptibilidad del material a la fragilización por hidrógeno ([27],[28],[29]).

Mao y Takahashi llevaron a cabo una investigación [30] haciendo uso de las geometrías típicas del ensayo de embutición (obtenidas de discos TEM) y del originalmente denominado como ensayo SPT por Baik (probetas de 10x10x0.5 mm). Presentaron una nueva metodología para obtener la carga de fluencia P_y del ensayo SPT en la que, en lugar de calcular el punto de desviación de la linealidad inicial de la curva SPT, se obtenía un valor de carga del cruce de dos rectas tangentes: una primera tangente a la zona I de la curva SPT, y una segunda tangente a la zona de pendiente mínima de las zonas II – III. La Figura 17 muestra un esquema de la obtención de la carga de fluencia P_y con el método de Mao. Las ecuaciones de correlación que obtuvieron para el límite elástico y la resistencia a la tracción de las aleaciones utilizadas en su estudio fueron:

$$\sigma_y = 360 \frac{P_y}{t^2} \quad (2.4)$$

$$\sigma_u = 130 \frac{P_m}{t^2} - 320 \quad (2.5)$$

donde, P_y y P_m en KN.

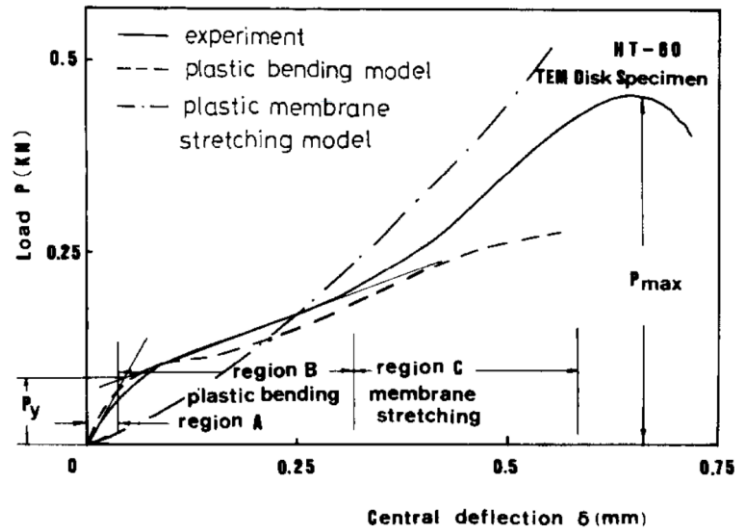


Figura 17. Método de Mao para la obtención de P_y [30]

También relacionaron el valor del espesor mínimo de probeta SPT antes de rotura con la integral J que, aunque también queda fuera de los objetivos de la presente tesis, inició un interesante campo de aplicación del SPT que posteriormente ampliaron Misawa *et al.* [31].

En 1989, Kameda y Mao iniciaron un estudio del endurecimiento y la fragilización de aceros ferríticos sometidos a radiación a través del SPT e hicieron uso de las ecuaciones (2.4) y (2.5) que obtuvieron en sus anteriores trabajos [32].

2.3 Avances durante los años 90

Los años 90 fueron testigos del asentamiento del ensayo SPT. Aunque habría que esperar a la entrada del nuevo siglo para que se gestara un acuerdo sobre la geometría de la probeta y el utillaje, estos años sirvieron para consolidar el ensayo frente a sus alternativas de flexión y troquelado.

Se siguió trabajando en la obtención de la temperatura de transición dúctil-frágil a través del ensayo SPT ([33],[34]). Estas investigaciones no profundizaron en la metodología, haciendo uso de los procedimientos diseñados en trabajos anteriores y utilizando las medidas de disco tipo TEM.

Trabajos de Misawa [35] y Mao [36], mostraron respectivamente el interés que despertaba el ensayo SPT para caracterizar aspectos tan dispares como la corrosión bajo tensión, o la tenacidad del material. En concreto, Mao diseñó un método con el que correlacionar parámetros extraídos de la curva SPT con la integral J y el K_{IC} .

Más centrados en las propiedades mecánicas objeto de estudio en la presente tesis, Mao *et al.* ([37],[38]) publicaron los resultados de dos investigaciones en las que hicieron uso de sus ecuaciones de correlación del límite elástico (2.4), resistencia a la tracción (2.5) y tenacidad a fractura para caracterizar distintos metales. El uso de estas ecuaciones de correlación se extendió al trabajo de otros autores como Suzuki *et al.* [39]. Aunque ciertamente el comportamiento de la carga de fluencia P_y y la carga máxima P_m de Mao tendían a presentar una correlación con el límite elástico y la resistencia a la tracción de tipo lineal, el nivel de dispersión de dicha correlación era muy elevado.

En 1991 Okada *et al.* [40] presentaron un método alternativo para la obtención de la carga de fluencia P_y de la curva SPT (ver Figura 18). Trazaban una tangente a la pendiente inicial de la zona I de la curva SPT para luego dibujar una paralela con un offset de una décima parte del espesor de la probeta ($t/10$). El corte de dicha línea con la curva SPT generaba un punto cuyo nivel de carga fue asumido como la carga de fluencia P_y a correlacionar con el límite elástico. Habría que esperar a fechas posteriores a 2010 para volver a ver utilizada esta metodología del offset $t/10$ en un ensayo SPT.

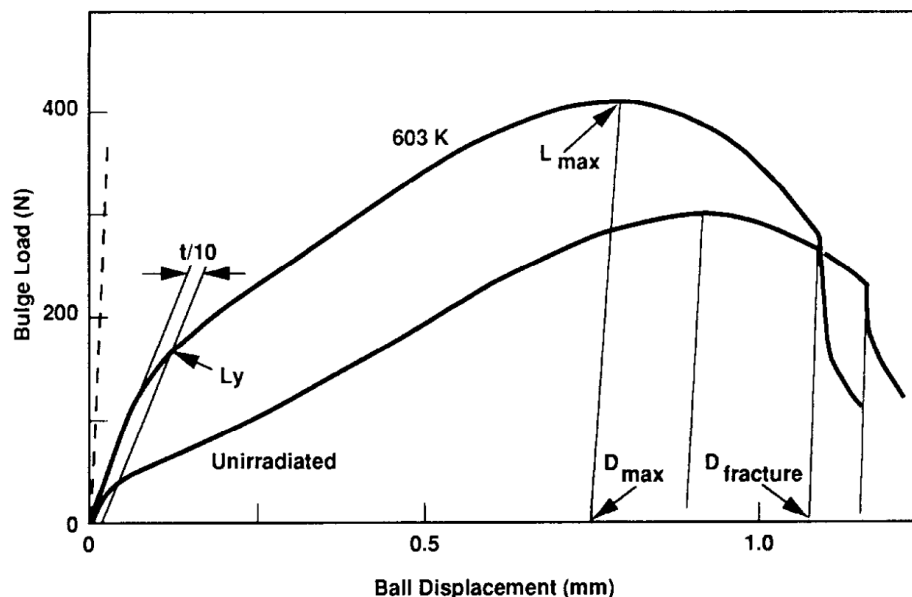


Figura 18. Curvas SPT a las que se les aplica el método offset $t/10$ para la obtención de la carga de fluencia P_y [40]

En 1992 el Comité E-10 de ASTM promocionó un nuevo simposio en relación con los ensayos miniatura y, en 1993, al igual que se hizo con la conferencia de Albuquerque, publicaron las actas de dicho congreso [41]. En este simposio no se presentaron

mejoras significativas en relación a los métodos de correlación del ensayo SPT para la obtención del límite elástico o la resistencia a la tracción.

Habría que esperar hasta 1994 para encontrar uno de los primeros trabajos relacionados con el uso del SPT en un sector ajeno al nuclear [42] de la mano de Kameda *et al.* En concreto buscaron caracterizar el comportamiento a fractura de distintos recubrimientos metálicos, y aprovecharon para ello las posibilidades de miniaturización del ensayo SPT. Otros autores siguieron líneas semejantes ([43] a [48]), analizando con ensayos SPT la ductilidad del cromo de alta pureza o de otros materiales ajenos al sector nuclear.

Bulloch publicó en 1995 un interesante artículo [49] en el que llevó a cabo un estudio fractográfico de las superficies de rotura de un ensayo SPT para un acero a una amplia gama de temperaturas. Observó que la temperatura de transición dúctil-frágil para sus ensayos SPT correspondía con un cambio en el modo de rotura de la probeta. La Figura 19 muestra dicha transición, que pasaba de un tipo de rotura por coalescencia de microhuecos iniciado en la superficie contraria a la de apoyo del punzón, a otra morfología de superficies de clivaje conforme se disminuía la temperatura del ensayo.

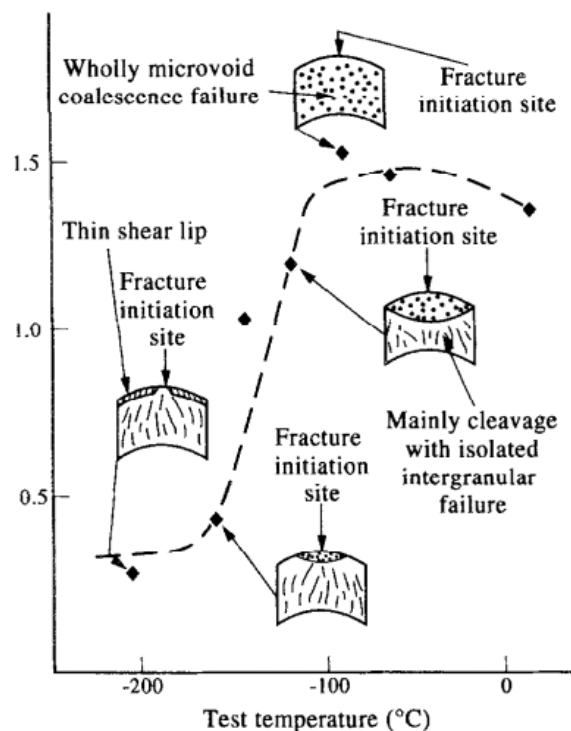


Figura 19. Ilustración esquemática de la tipología de fractura en los ensayos SPT en función de la temperatura [49]

Bulloch fue también uno de los primeros investigadores en aplicar el ensayo SPT para un estudio de análisis de fallo [50]. En su trabajo quiso aprovechar las posibilidades que brindaba el tamaño de las probetas de este ensayo para caracterizar la curva de transición dúctil-frágil del rotor de una turbina.

En estos años comenzaron a aparecer los primeros resúmenes del estado del arte de los ensayos miniatura. En concreto, en 1996 Lucas *et al.* publicaron un trabajo de revisión de estos ensayos en su aplicación para la caracterización mecánica de materiales susceptibles de ser utilizados en la industria nuclear [51]. Con respecto al ensayo SPT y las metodologías existentes para la caracterización del límite elástico, resistencia a la tracción y deformación relativa tras la fractura a través de este ensayo, no reflejaron ninguna mejora desde lo realizado a finales de los años 80 y principios de los 90.

Es interesante destacar que siguieron apareciendo investigaciones en las que distintos autores hacían uso de las ecuaciones de correlación de Mao sin evaluar si su configuración de ensayo SPT ofrecía los mismos resultados que la establecida por dicho autor [52].

En 1997, Kurtz *et al.* publicaron un interesante trabajo en relación al uso del ensayo SPT para la caracterización del módulo de elasticidad en polietilenos [53]. No solo se trataba de una de las primeras aplicaciones de este ensayo miniatura en materiales no metálicos, sino que fueron los primeros en intentar correlacionar una propiedad mecánica como el módulo de elasticidad. Hicieron uso de los elementos finitos para desarrollar una batería de simulaciones del SPT con materiales hipotéticos. Fijaron todas las propiedades mecánicas salvo el módulo de elasticidad, que examinaron numéricamente para un rango entre 255 y 1021 MPa. Descubrieron que la pendiente inicial de la zona I de la curva SPT era linealmente dependiente con el módulo de elasticidad. Con ello, presentaron la ecuación de correlación (2.6) en base a sus estudios MEF, validando este método de correlación con ensayos experimentales de tracción y SPT.

$$E = 13.5k \quad (2.6)$$

donde k es la pendiente inicial de la curva SPT.

1998 vio uno de los trabajos de investigación sobre el ensayo SPT más extenso y sistemático de los que se habían desarrollado hasta aquel momento. Fleury y Ha [54] llevaron a cabo ensayos SPT y de tracción uniaxial de aceros de baja aleación a distintas temperaturas. Llevaron a cabo correlaciones de la resistencia a la tracción con la carga máxima de la curva SPT, del límite elástico con el valor de carga a partir del cual se desviaba la linealidad inicial de la zona I de la curva SPT, de la elongación a fractura con el desplazamiento en el que se producía el valor de carga máxima de la curva SPT, y del módulo de elasticidad con el valor de la pendiente inicial de la zona I de la curva SPT.

En el trabajo de Fleury no se hizo uso del método de Mao para la obtención de la carga de fluencia P_y , sino que se recurrió a una metodología anterior. Los autores ya destacaron en su investigación que la correlación lineal de la resistencia a la tracción mostraba un nivel de dispersión muy elevado. Este comportamiento lo asociaron a los

distintos tamaños de grano de los materiales utilizados. Las figuras de más abajo muestran las correlaciones que obtuvieron en su investigación.

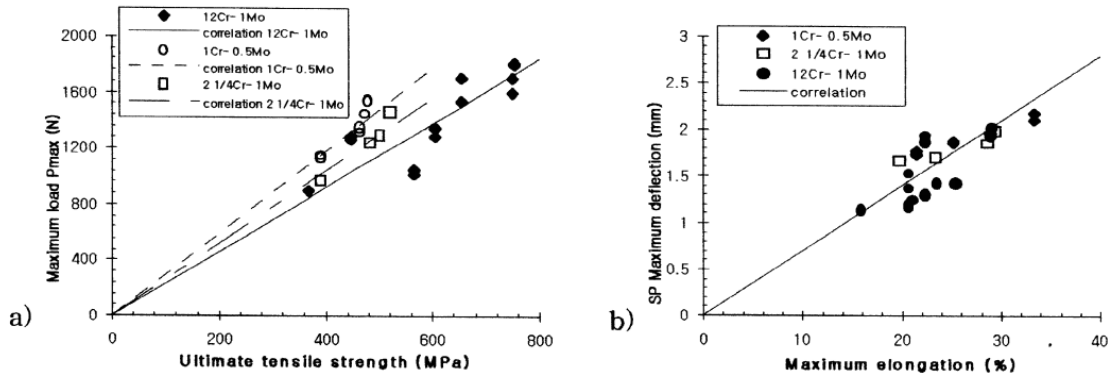


Figura 20. Correlación de (a) la resistencia a la tracción del material y (b) la elongación máxima a fractura [54]

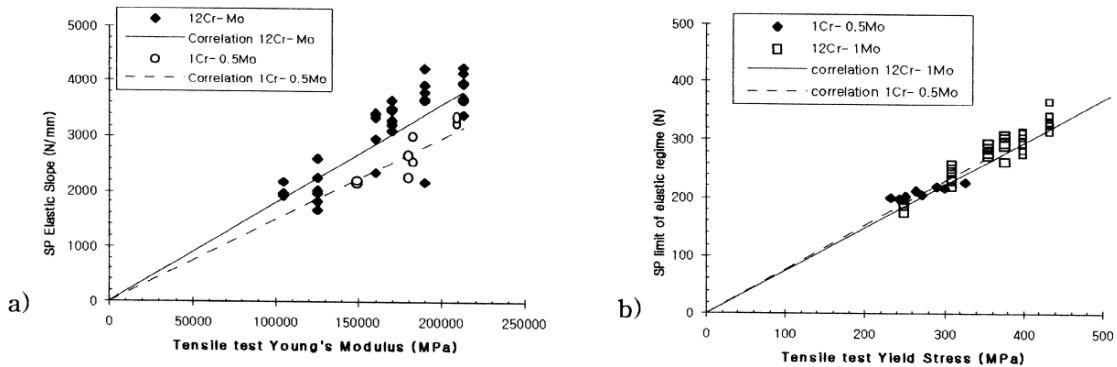


Figura 21. Correlación de (a) el módulo de elasticidad y (b) el límite elástico [54]

Aunque fuera del propósito de esta tesis, en 1999 se publicó uno de los primeros trabajos sobre el uso del SPT para el estudio del *creep* y su correlación con los ensayos estándar a alta temperatura [55].

2.4 Avances de 2000 a 2010

Con la llegada del nuevo siglo, la comunidad científica incrementó su interés en el ensayo miniatura de punzonado. Reflejo de ello fue el aumento exponencial en el número de trabajos que se publicaron durante estos años. Es por ello que, a partir de estas fechas, el estado del arte reflejado en este manuscrito se ha limitado a las aplicaciones contenidas en los objetivos de la tesis.

Durante los primeros años, las investigaciones siguieron pecando de una falta de consenso en las dimensiones de los componentes del ensayo. Pueden encontrarse publicaciones en las que se utilizaban las probetas tipo TEM ([56],[57]) y otros trabajos que se decantaban por probetas de diámetro 10 mm y espesores de 0.5 mm [58]. Pero sí que hay que aclarar que la variabilidad dimensional quedó limitada a estas dos opciones.

El trabajo que llevó a cabo el equipo de Kurtz en 1997 sobre la correlación del módulo de elasticidad de polietilenos con el SPT, vio continuidad en investigaciones posteriores de Edidin y del propio Kurtz ([59] a [62]). Evaluaron el módulo de elasticidad de cuatro biomateriales poliméricos con la pendiente inicial de sus curvas SPT. Llevaron a cabo también simulaciones MEF con las que calcularon el coeficiente lineal de correlación de cada polímero modificando el valor del módulo de elasticidad introducido en la simulación. Con ello, detectaron que cada material generaba un coeficiente de correlación ligeramente distinto (ver Tabla 1 con los datos extraídos de la investigación de Edidin [61]) para su uso en la ecuación de correlación (2.7).

Tabla 1. Correlaciones de los biomateriales según el MEF [61]

Material	Coefficiente de correlación (A)
UHMWPE	13.7
HDPE	13.9
PTFE	13.0
Poliacetal	14.6

$$E = Ak \quad (2.7)$$

donde:

k es el valor de pendiente inicial de la curva SPT,
 A el coeficiente de correlación,
 E el módulo de elasticidad.

Estas investigaciones no ahondaron en la comprensión de la dispersión detectada en el coeficiente de correlación A obtenido para cada biomaterial por MEF.

Ruan *et al.* establecieron una ecuación de correlación para el acero martensítico EUROFER97 con el ensayo SPT [63]. Hicieron uso de la metodología de Mao para la deducción del límite elástico y utilizaron la carga máxima del ensayo SPT como parámetro que correlacionar con la resistencia a la tracción del material. Hicieron ensayos de tracción y SPT del mencionado material para distintas temperaturas, y ello les permitió obtener una gama de propiedades mecánicas con las que llevar a cabo la regresión de la correlación (ver ecuaciones (2.8) y (2.9)). Sus resultados, al igual que el de anteriores investigadores, mostraron un elevado nivel de dispersión en la correlación (ver Figura 22).

$$\sigma_y = 413 \frac{P_y}{t^2} + 149 \quad (2.8)$$

$$\sigma_u = 77 \frac{P_m}{t^2} + 218 \quad (2.9)$$

donde P_y y P_m están en KN.

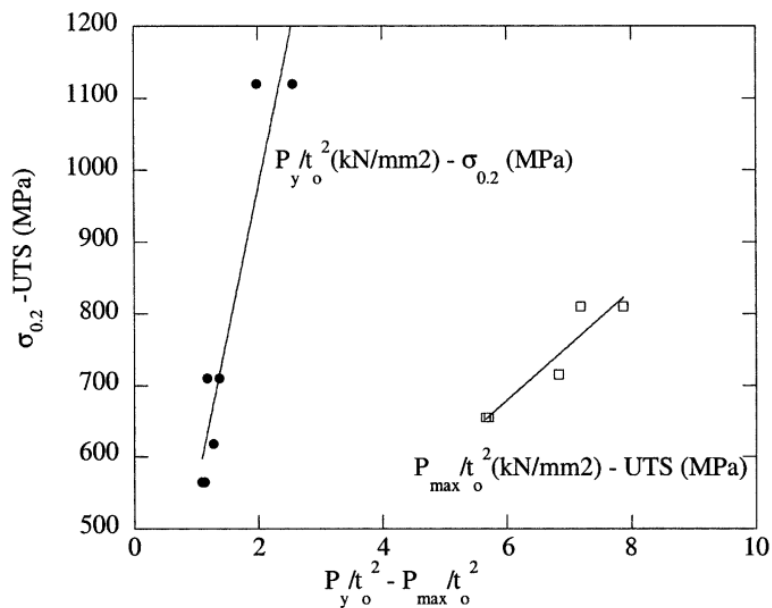


Figura 22. Correlación del límite elástico y la resistencia a la tracción [63]

Tremendamente novedosa fue la contribución en 2003 publicada por un equipo liderado por Abendroth [64]. Su investigación se basó en el desarrollo de una red neuronal que, aprendiendo de distintas curvas SPT experimentales, era capaz de calcular los coeficientes de un modelo de daño GTN para simular el comportamiento a fractura del material. Por tanto, Abendroth *et al.* fueron los primeros en embarcarse en la caracterización de las propiedades de fractura dúctil de un material en base al ensayo SPT. Este estudio encontró una continuidad en 2006 con una nueva publicación de Abendroth *et al.* [65] en la que hicieron uso de la red neuronal para predecir las constantes del modelo de daño GTN de un material comparando un ensayo SPT experimental con una simulación MEF del mismo ensayo. Una vez caracterizado el daño dúctil a través de este modelo, se verificó su idoneidad con un ensayo a fractura de una probeta a flexión entallada y se validó esta metodología para la obtención de las propiedades a fractura dúctil.

Ju *et al.* modificaron la geometría de la probeta SPT con la introducción de una fisura pasante en su zona central (de 1.0 x 0.5 mm; ver Figura 23). Con ello identificaron un método alternativo para obtener, a través del ensayo SPT, la tenacidad a fractura del material [66].

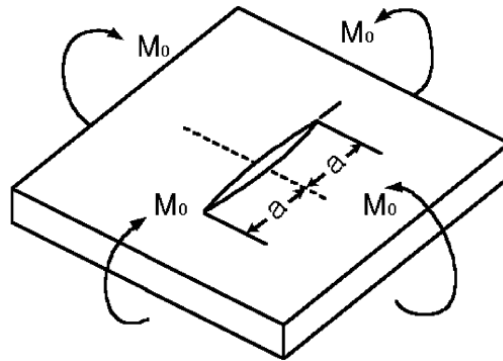


Figura 23. Fisura pasante en la probeta SPT del equipo de Ju [66]

Es interesante la publicación de Jia *et al.* en la que evaluaron tres aceros con ensayos de tracción y SPT [67]. Midieron el desplazamiento con un sensor LVDT apoyado sobre la cara de la probeta opuesta a la de apoyo del punzón, pero utilizaron la misma ecuación de correlación que dedujo Mao en su trabajo de 1987 (2.4). Estos autores observaron que el uso de esta ecuación no resultaba válido para sus resultados y necesitaron alterar el valor de la constante de correlación a lo mostrado en la ecuación (2.10).

$$\sigma_y = 400 \frac{P_y}{t^2} \quad (2.10)$$

La diferencia principal entre sus ensayos SPT y los realizados por Mao, era que éste último midió el desplazamiento en el cabezal superior que empujaba el punzón. En cambio, Jia *et al.* midieron en la superficie opuesta con un LVDT. Los desplazamientos generados por el apoyo de las piezas del punzón en el cabezal de la máquina de ensayo eran eliminados al utilizar el LVDT. Con ello, la medición de desplazamientos que llevaron a cabo ambos equipos de ensayo no podía ser similar y, por ende, las ecuaciones de correlación no fueron iguales.

Es interesante destacar que durante estos años se siguió investigando en todo tipo de materiales y procesos. Se publicaron trabajos relacionados con biomateriales ([68],[69]), o incluso de evaluación de procesos de degradación electroquímica [70], en los que el SPT jugó un papel destacado.

Finarelli *et al.* [71] fueron de los primeros investigadores en indicar que la variabilidad de coeficientes de correlación para la obtención del límite elástico que habían deducido numerosos autores (de 360 a 410 para cargas en KN) se debía principalmente a las distintas geometrías y montajes utilizados, y no tanto a las propiedades mecánicas del material. Es interesante indicar que la dispersión de sus resultados alcanzó niveles del 17%, sin que los autores ofrecieran una clara explicación a unos valores tan elevados.

Con la evolución y expansión de los programas MEF comerciales, numerosos equipos de investigación hicieron uso de estas herramientas para trabajar sobre el ensayo SPT. En concreto, Husain *et al.* publicaron un interesante trabajo sobre ingeniería

inversa con MEF para la obtención de las propiedades mecánicas del material a través del ensayo SPT [72].

Con respecto al uso del MEF en el estudio del ensayo SPT, el trabajo de Campitelli *et al.* [73] supuso una contribución muy importante. Se analizó por MEF el comportamiento de la probeta SPT a lo largo del ensayo. Los autores mostraron que la conocida como zona I de la curva SPT, que había recibido hasta aquel momento el nombre de zona elástica, tenía un comportamiento de indentación plástica. También observaron que de las dos tangentes utilizadas para la obtención de la carga de fluencia P_y , la obtenida de la zona III de la curva sufría cambios de pendiente al variar el nivel de endurecimiento por deformación del material. Aun así, esos cambios en la pendiente de esa tangente no generaban cambios significativos en la carga P_y , por lo que los autores dedujeron que la carga P_y era únicamente dependiente con el límite elástico del material. También es importante aclarar que este estudio se llevó a cabo a través del uso del MEF para solo dos materiales, sin comprobar si el resultado obtenido se ajustaba para otros materiales con límites elásticos más elevados o más bajos.

Con respecto al uso de la carga máxima P_m del ensayo SPT en su correlación con la resistencia a la tracción del material, esta investigación insistió en una deducción publicada ya por otros autores: el inicio de las grietas y, por tanto, del daño en el material, se producía en desplazamientos del punzón anteriores al de la carga máxima P_m del ensayo. Ello llevó a estos autores a concluir que la carga P_m no era el mejor parámetro para correlacionar la resistencia a la tracción del material.

El método de ingeniería inversa con ayuda del MEF fue también utilizado por Isselin *et al.* [74] en 2006 para la obtención de propiedades mecánicas del material con el ensayo SPT. La novedad presentada por este equipo de investigación fue que en lugar de predecir el valor de resistencia a la tracción, se utilizó un modelo de endurecimiento de Hollomon para hallar el correspondiente coeficiente de endurecimiento n del material. Con ello se buscaba obtener una curva esfuerzo-deformación de tipo exponencial que fuera equivalente en su comportamiento a la del material real ensayado. Este concepto es el que posteriormente ha sido utilizado en la presente tesis doctoral para desarrollar una nueva metodología para la obtención de la resistencia a la tracción del material a través del ensayo SPT.

Es interesante el texto de Autillo *et al.* que se publicó en el primer volumen de los Anales de Mecánica de la Fractura del año 2006 [75]. Se trataba de una puesta a punto del ensayo SPT en la Escuela Superior de Ingeniería de Gijón, pero hicieron un interesante resumen de las metodologías de correlación existentes hasta aquel momento para la obtención del límite elástico y la resistencia a la tracción. Aunque sin hacer referencia al trabajo de Okada *et al.* de 1991 en el que apareció por vez primera el método del offset $t/10$, esta publicación de Autillo *et al.* presentó de nuevo dicho método de correlación junto con el estudio de otro método alternativo. Se trataba de una derivación del offset $t/10$ pero modificando el offset a $t/100$.

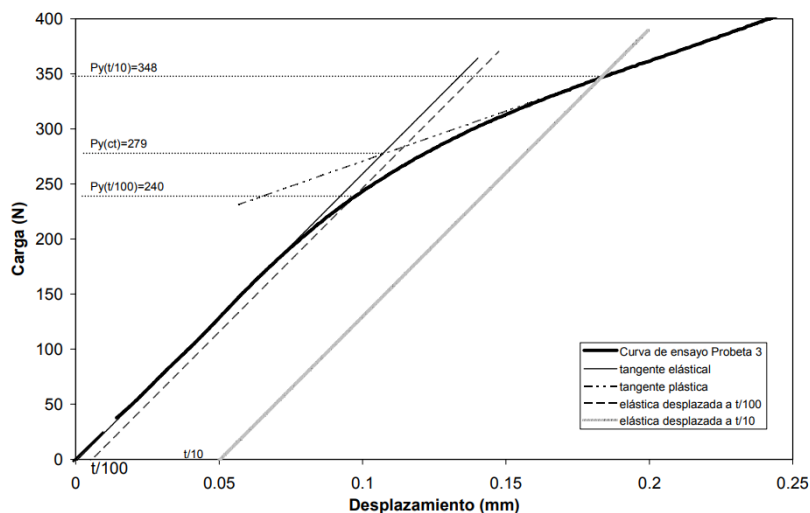


Figura 24. Aplicación de los métodos de cálculo de la carga P_y (métodos de Mao, $t/10$ y $t/100$ [75])

Llevaron a cabo ensayos experimentales y simulaciones MEF de diversos materiales para discernir qué método mostraba el mayor nivel de precisión para el cálculo del límite elástico. Las simulaciones MEF indicaron que el método más preciso era el de Mao o “de las dos tangentes”, mientras que los ensayos experimentales concluyeron que el mejor método era el del offset $t/10$.

Muy novedosa fue la aplicación que hicieron Egan *et al.* ([76],[77]) de un interferómetro para medir el desplazamiento vertical no solo de la zona central de la probeta SPT durante el ensayo, sino de toda su superficie. Utilizaron metodologías de ingeniería inversa al igual que sus contemporáneos con simulaciones MEF y obtuvieron un sistema de caracterización mecánica para la obtención de la curva esfuerzo-deformación del material.

Finarelli, que fue uno de los primeros investigadores que expuso la variabilidad del coeficiente de correlación para la obtención del límite elástico a través del ensayo SPT, donde estableció una variabilidad entre 0.36 y 0.41, fue referenciado en un trabajo de Serre [78] en el que en base a esa idea de variabilidad del coeficiente de correlación lineal, estableció para sus ensayos en acero martensítico T91 un factor de correlación de 0.33 sin profundizar en el motivo por el que ese coeficiente aumentaba aún más dicha dispersión.

En diciembre de 2006 se publicó un manual de recomendaciones para el ensayo SPT en el que varias instituciones llevaban trabajando desde el año 2004 bajo el patrocinio del CEN. Este documento CWA 15627 buscaba servir de código de buenas prácticas para la selección de las condiciones del ensayo mecánico *Small Punch Test*, con el fin de ir fijando una metodología que ofreciera unos resultados robustos, reproducibles y precisos. En diciembre de 2007 se publicó una revisión de ese documento que es el que ha llegado sin más variaciones hasta la actualidad [79]. Se introdujeron también recomendaciones en relación al utillaje del ensayo, como que la matriz inferior tuviera

un chaflán de 0.2 mm y 45° en lugar del radio de 0.5 mm que algunos investigadores habían ido utilizando en sus publicaciones.

Con respecto al método de obtención de la carga de fluencia P_y , el manual de recomendaciones estableció una función $f(u)$ bilineal en la que debía minimizarse el error con respecto a la curva SPT experimental. La proyección vertical sobre la curva experimental del punto de cruce A de esas dos rectas establecía el valor de la carga de fluencia P_y del ensayo. Las ecuaciones de más abajo muestran la mencionada función bilineal y la ecuación de error que debía minimizarse. El sentido de esta nueva metodología no se basaba en que reflejara un mayor nivel de precisión, sino en su univocidad al compararse con el resto de métodos de obtención de P_y .

$$f(u) = \begin{cases} \frac{f_A}{u_A} u & \text{si } 0 \leq u \leq u_A \\ \frac{f_B - f_A}{u_B - u_A} (u - u_A) + f_A & \text{si } u_A \leq u \leq u_B \end{cases} \quad (2.11)$$

$$err = \int_0^{u_B} [F(u) - f(u)]^2 du \quad (2.12)$$

donde,

$F(u)$ es la nube de puntos experimental obtenida de la curva SPT,

u el valor de desplazamiento experimental del punzón,

u_A el desplazamiento en el que se cruzan las rectas. El valor de carga experimental correspondiente a este valor de desplazamiento del punzón en la curva SPT es la carga de fluencia P_y obtenida a través de este método,

u_B el desplazamiento máximo hasta el que se evalúa la minimización del error. El manual recomendaba que fuera igual al espesor de la probeta,

f_A y f_B los valores de carga de los puntos A y B .

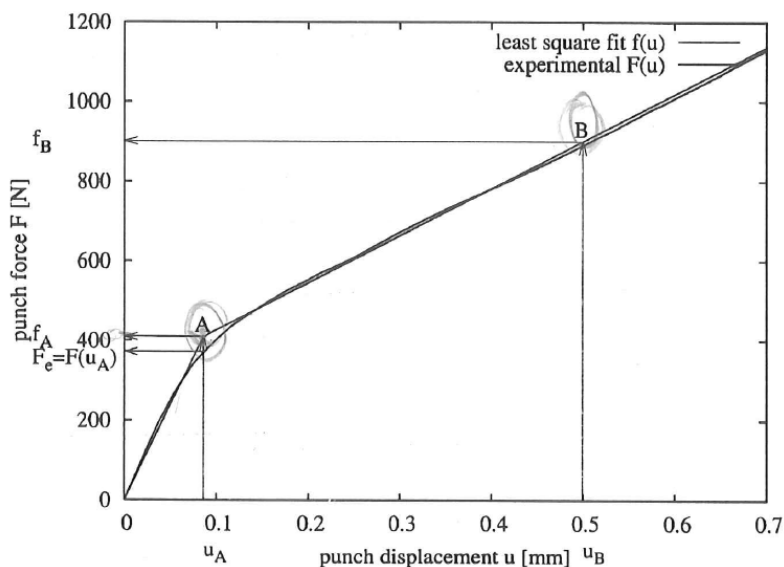


Figura 25. Método del CEN para la obtención de la carga de fluencia P_y [79]

En 2008 Chang publicó un interesante artículo [80] en el que llevaron a cabo un trabajo semejante al que Abendroth *et al.* llevaron a cabo en 2006. Haciendo uso de simulaciones MEF obtuvieron, a través de la curva carga-desplazamiento de un ensayo SPT experimental, las constantes de un modelo de daño GTN para dos aceros. Con estas constantes llevaron a cabo una simulación MEF de una probeta CT de fractura que compararon con un ensayo experimental de esa misma geometría de probeta. Las curvas *J-R* obtenidas mostraron una similitud prometedora entre las simulaciones y los ensayos como para considerar a este método de obtención de la integral *J* una alternativa viable para caracterizar la tenacidad del material a través del ensayo SPT.

Con respecto al trabajo realizado por Ju *et al.* en 2003 relativo a la prefisuración de una probeta SPT para la obtención de la tenacidad del material, hay que esperar hasta 2009 para descubrir avances en ese campo de la mano de Tanaka *et al.* [81]. En su trabajo lograron obtener buenas correlaciones de los resultados extraídos a través del SPT con la tenacidad obtenida por ensayos CT convencionales.

En 2009 Rodríguez *et al.* publicaron un artículo sobre la caracterización de la zona afectada térmicamente de una soldadura a través de los ensayos SPT [82]. Se trataba del mismo equipo de investigación que trabajó en los métodos de correlación “offset *t/10*” y “offset *t/100*” del límite elástico en 2006. En esta ocasión se centraron en el uso del método “offset *t/10*” originalmente ideado por Okada *et al.* en 1991. De este trabajo obtuvieron las siguientes ecuaciones de correlación para el límite elástico y la resistencia a la tracción:

$$\sigma_y = 0.38 \frac{P_{y,t/10}}{t^2} \quad (2.13)$$

$$\sigma_u = 0.077 \frac{P_m}{t^2} + 218 \quad (2.14)$$

Es importante aclarar que las ecuaciones (2.13) y (2.14) se escribieron para valores de carga introducidos en Newtons, cuando hasta esa fecha, la mayoría de autores solían representar estas ecuaciones con los coeficientes de correlación adaptados para cargas en KN.

Un trabajo de Lacalle *et al.* publicado en los Anales de la Fractura de 2009 presentó un nuevo método para la caracterización del límite elástico a través del ensayo SPT [83]. La novedad radicaba en la obtención de la carga de fluencia P_y como el punto de inflexión localizado en la zona I de la curva SPT.

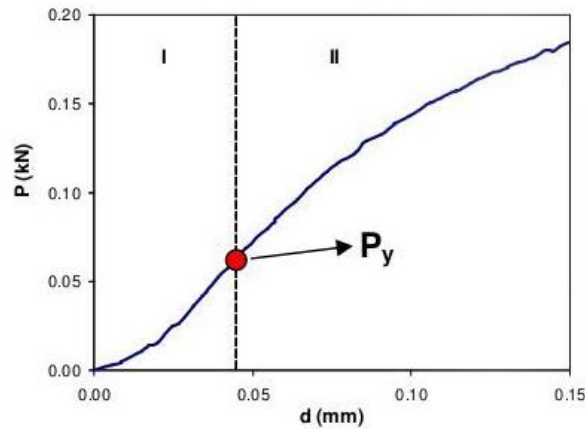


Figura 26. Punto de inflexión entre las zonas I y II de la curva SPT [83]

2.5 Avances de 2010 a 2018

En 2010 Turba *et al.* publicaron una investigación en la que prefisuraron una probeta SPT con una entalla circunferencial. Ello les permitió alcanzar estados de deformación plana en la punta de la entalla y con ello idear un método con el que obtener la tenacidad a fractura K_{IC} del material [84].

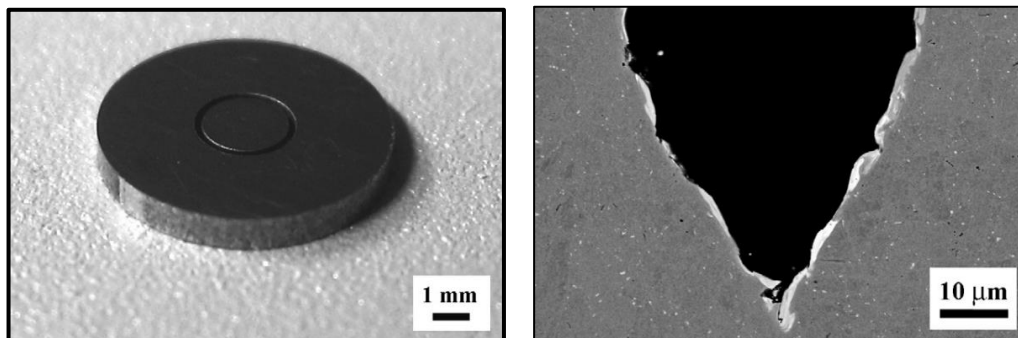


Figura 27. Entalla circunferencial en la probeta SPT para la obtención de la tenacidad a fractura del material [84]

Otros autores presentaron entallas de geometrías alternativas, como la publicada por Alegre *et al.* [85] de recorrido lineal en lugar del circunferencial evaluado por Turba, aunque en esta geometría de fisura presentada por Alegre *et al.* no se verificó si mostraba valores de triaxialidad más adecuados para la deducción de la tenacidad a fractura del material.

Estos mismos autores desarrollaron una metodología que combinaba los procedimientos de integridad estructural (FAD) con la probeta SPT pre-fisurada que publicaron en su trabajo anterior [86]. Detectaron que para valores de profundidad de fisura de entre un 30 y un 40% del espesor de la probeta se obtenían valores de tenacidad a fractura equivalente a los obtenidos para un ensayo CT. Los ensayos experimentales se reducían a un único acero, aspecto que limitaba la certeza de aplicabilidad del método para otros materiales, aunque abrió un interesante campo de estudio.

En 2012 Cuesta y Alegre publicaron una investigación en relación a la aplicación del ensayo SPT para caracterizar distintas zonas de chapa estampada de aluminio [87]. De su investigación es interesante destacar que obtuvieron múltiples coeficientes de correlación para la obtención del límite elástico en función de si incluían los ensayos SPT de los aluminios sin deformación en frío en la regresión lineal o si sumaban a éstos los aluminios con deformación en frío.

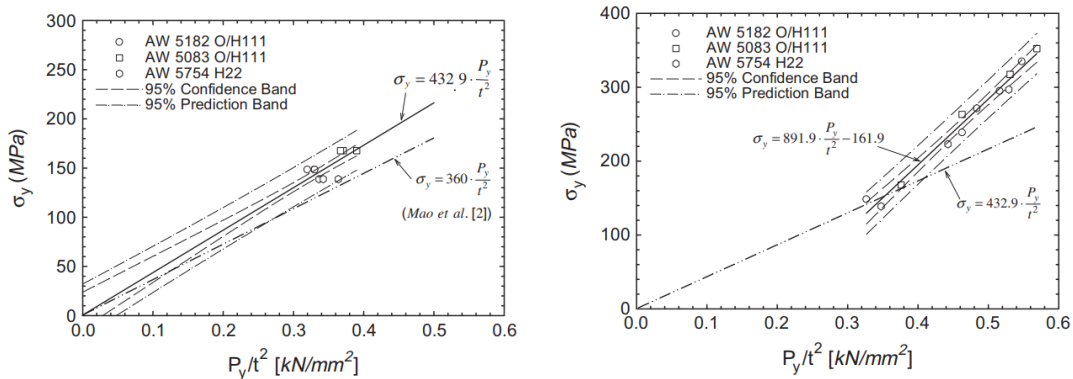


Figura 28. Correlación de aluminios para la obtención del límite elástico [87]

En 2012 Hurst y Matocha presentaron en la *International Conference on Small Sample Test Techniques* una nueva técnica de correlación para la obtención de la resistencia a la tracción del material [88]. Como se refleja en la siguiente ecuación, introdujeron el valor del desplazamiento u_m del punzón al que se llegaba a la carga máxima P_m del ensayo. Esta nueva ecuación mostró niveles de dispersión de la regresión lineal significativamente más bajos.

$$\sigma_u = \beta_1 \frac{P_m}{t \cdot u_m} + \beta_2 \quad (2.15)$$

En 2014 García *et al.* publicaron un interesante compendio de ensayos SPT aplicados a una amplia gama de aceros [89]. En su artículo resumieron todas las metodologías que hasta ese momento se habían aplicado para la determinación de propiedades mecánicas a través del ensayo SPT. El método de Mao o “de las dos tangentes”, el método del offset $t/10$, del offset $t/100$, o el método del manual de recomendaciones del CEN (método CEN) para la caracterización del límite elástico fueron comparados entre sí. Aunque la conclusión con respecto a todas las metodologías existentes fue que el método offset $t/10$ era el que mejor precisión mostraba, los niveles de desviación de las regresiones que presentaron García *et al.* fueron muy elevadas. Un resultado similar se observó en las correlaciones de la resistencia a la tracción del material en las tres variantes de regresión que se evaluaron.

Las ecuaciones de correlación que obtuvieron para el cálculo del límite elástico fueron:

$$\sigma_y = 0.442 \frac{P_{y_Mao}}{t^2} \quad (2.16)$$

$$\sigma_y = 0.476 \frac{P_{y_GEN}}{t^2} \quad (2.17)$$

$$\sigma_y = 0.346 \frac{P_{y_t/10}}{t^2} \quad (2.18)$$

Para la obtención de la resistencia a la tracción, presentaron las siguientes ecuaciones según las metodologías que hasta el momento habían surgido con respecto a la obtención de la resistencia a la tracción del material.

$$\sigma_u = 0.065 \frac{P_m}{t^2} + 268.81 \quad (2.19)$$

$$\sigma_u = 0.129 \frac{P_m}{t} + 286.7 \quad (2.20)$$

$$\sigma_u = 0.277 \frac{P_m}{u_m \cdot t} \quad (2.21)$$

Como continuidad a sus trabajos de 2012, Cuesta *et al.* publicaron un trabajo sobre la influencia de la deformación en frío en la caracterización mecánica de aluminios con el ensayo SPT [90]. En este caso, utilizaron chapas de 6061 T4 que mostraron correlaciones del límite elástico con distintos coeficientes en función de si deformaban previamente en frío el material a tracción o a compresión.

La ecuación (2.22) muestra la correlación que obtuvieron de los aluminios deformados previamente en frío a tracción y, la ecuación (2.23), refleja la correlación que hallaron de los aluminios deformados previamente en frío a compresión:

$$\sigma_y = 0.700 \frac{P_y}{t^2} - 107.9 \quad (2.22)$$

$$\sigma_y = 0.418 \frac{P_y}{t^2} - 6.2 \quad (2.23)$$

De nuevo las ecuaciones de correlación cambiaban en función del material, del tipo de tratamiento o del tipo de trabajo en frío. Ello genera dudas sobre la independencia de los coeficientes de correlación con las propiedades mecánicas de estos materiales.

Singh *et al.* presentaron un nuevo método de correlación para la obtención del límite elástico [91]. Observaron que existía una correlación lineal entre el área bajo la curva SPT hasta el valor de carga de fluencia P_y y el límite elástico del material. También detectaron un comportamiento de correlación lineal entre el área bajo la curva SPT hasta el valor de carga máxima P_m y la resistencia a la tracción del material. Estos métodos mostraron niveles de dispersión de resultados parecidos a los obtenidos por las metodologías ya existentes.

En 2015, Kumar *et al.* [92] presentaron un método alternativo para la evaluación de la resistencia a la tracción del material a través del ensayo SPT. Tomaron valores de carga del punzón para determinados desplazamientos (0.2, 0.4 y 0.48 mm) y los representaron junto a sus correspondientes resistencias a la tracción. Observaron que la dispersión de la linealidad disminuía para el caso de la carga en desplazamientos de 0.48 mm. Al comparar dicha dispersión con la obtenida de la regresión realizada con la carga P_m de rotura, la mejora era aún más clara. Analizaron por MEF el motivo por el que dicho desplazamiento podía ofrecer mejores resultados y se percataron de que esos valores de desplazamiento coincidían con el inicio del estrangulamiento de la sección de la probeta SPT. Teniendo en cuenta que el valor de la resistencia a la tracción en un ensayo de tracción correspondía con el inicio de la estricción de la sección de la probeta de tracción, les pareció plausible que el valor de carga $P_{0.48}$ fuera más preciso que el valor P_m de la curva SPT.

Uno de los artículos más interesantes de los últimos años en relación a la esencia del ensayo SPT fue el publicado por Janca *et al.* en 2016 [93]. En él se repasaron todos los métodos de correlación existentes hasta la fecha.

En relación con el límite elástico recopiló un total de seis metodologías para la obtención de lo que en ese artículo se denominó F_e (equivalente a la carga de fluencia P_y en el resto de la literatura):

- Método de Mao o de las dos tangentes (F_{e_Mao}).
- Método CEN o de las dos secantes (F_{e_CWA}).
- Método del offset $t/10$ ($F_{e_h0/10}$).
- Método del offset $t/100$ ($F_{e_h0/100}$).
- Método del offset 0.1 mm ($F_{e_0.1mm}$).
- Método del punto de inflexión (F_{e_inf}).

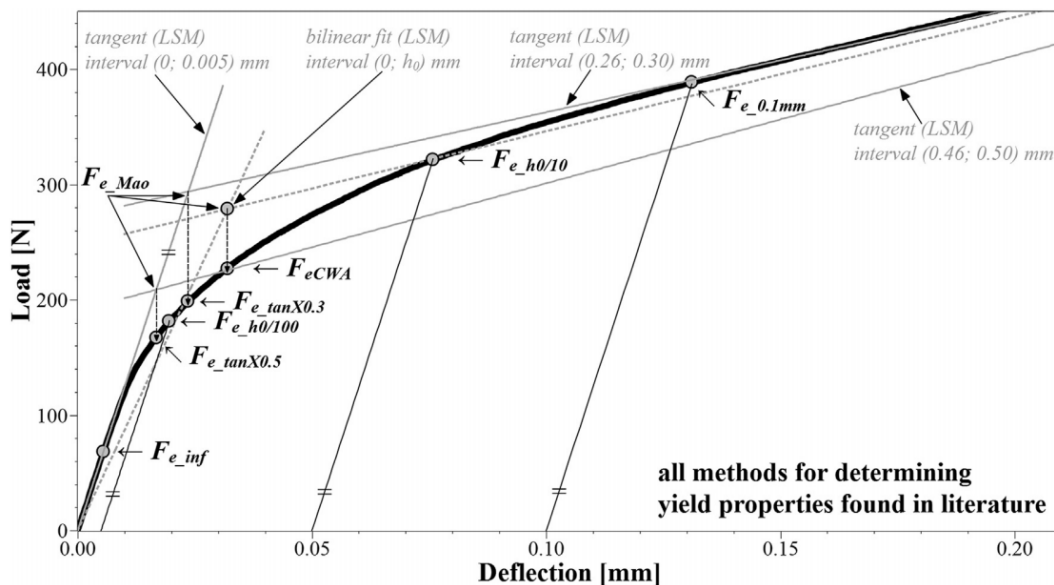


Figura 29. Métodos existentes para la caracterización del límite elástico [93]

Los autores se lamentaron de la gran variedad de métodos de correlación y de la tendencia de los investigadores a no indicar en sus publicaciones qué método específico utilizaban en sus trabajos, o si usaban el desplazamiento del punzón o la indicación de un LVDT para trazar las curvas SPT.

Señalaron también una realidad que ya se ha ido observando en la presente revisión del estado del arte contenida en esta tesis doctoral: las correlaciones calibradas para un material concreto ofrecían resultados precisos, pero al compararse dicha correlación con otro material distinto, se observaba generalmente un aumento significativo del error.

Con respecto a la resistencia a la tracción del material, aclaraba un concepto importante para la caracterización a través de la carga máxima P_m del ensayo SPT: la resistencia a la tracción del material está relacionado con el máximo esfuerzo ingenieril que se alcanza en un ensayo de tracción. La probeta de tracción, en el caso de materiales dúctiles, no rompe hasta valores de elongación mucho más elevados que el que corresponde con ese valor de resistencia a la tracción.

El estudio indicaba que el trazado de la curva SPT que queda comúnmente por detrás de las cargas de fluencia P_y obtenidas por los anteriores métodos mostraba niveles de deformación plástica bastante elevados. Por tanto, no tenía sentido físico el uso de esas localizaciones de la curva para la deducción del límite elástico, ya que buena parte de la probeta se encontraba endurecida por encima de ese límite.

Los autores idearon y presentaron un método alternativo para la obtención del límite elástico a través del ensayo SPT. Midieron el área bajo la curva SPT (A) y su complementario (A_c) sobre la curva y los relacionaron linealmente con la ecuación (2.24). Para distintos valores del coeficiente i de dicha ecuación, se obtenían distintos valores de carga de fluencia F_e . Este valor de carga F_e se comparó con el límite elástico y mostró una relación lineal con baja dispersión para el caso de $i = 1.5$. Los investigadores bautizaron este método como el “criterio energético”, al hacerse uso de áreas de la curva SPT.

$$A = i \cdot A_c \quad (2.24)$$

Con respecto a la resistencia a la tracción, se presentaron dos nuevas metodologías. La primera, localizaba el punto de la zona III de la curva SPT con mínima pendiente. El valor de carga F_{infl} de dicho punto se correlacionaba linealmente con la resistencia a la tracción a través de la siguiente ecuación:

$$R_m = a \left(\frac{F_{infl}}{h_0 u_{infl}} \right) + b \quad (2.25)$$

donde:

R_m , resistencia a la tracción,

a , b , constantes de correlación,
 F_{infi} , carga de inflexión,
 h_0 , espesor de la probeta,
 u_{infi} , desplazamiento del punzón.

El segundo método que idearon se basaba en el uso del punto de la zona III de la curva SPT que mostraba la curvatura máxima (esto es, el máximo valor de la segunda derivada de la curva). El valor de la carga F_{flow} asignada a dicho punto se correlacionó linealmente con la resistencia a la tracción a través de una ecuación semejante a la utilizada para F_{infi} y mostró unos niveles de desviación tan bajos como los logrados a través de F_{infi} .

Moreno *et al.* publicaron en 2016 un artículo que se centró en la importancia del sistema de medición del desplazamiento [94]. Esta medida se había venido obteniendo por dos métodos: a través de una galga extensométrica que medía el desplazamiento relativo del cabezal superior con respecto al inferior durante el ensayo; o a través de un sensor LVDT apoyado en la cara inferior de la probeta. Los autores destacaron la importancia de indicar qué método se utilizaba para obtener los desplazamientos, ya que la curva SPT podía alterar significativamente su forma. Además, la medición con extensómetro requería de un ensayo de calibración que restara la contribución al desplazamiento de los contactos establecidos entre las distintas piezas que componían la configuración del punzón. Hay que tener en cuenta que esta configuración de montaje no estaba ni está actualmente fijada por normativa, y ello hace que cada laboratorio establezca distintas geometrías de montaje para estos componentes.

Es interesante destacar que estos autores ahondaron también en la ausencia de sentido físico de los parámetros que se venían usando hasta aquel momento para correlacionar el límite elástico y la resistencia a la tracción del material a través del ensayo SPT.

Moreno publicó también otro interesante artículo en el que propuso una derivación del método de Mao para la determinación del límite elástico [95]. En él, el punto de Mao era proyectado verticalmente sobre la curva SPT al igual que se establecía en el manual de recomendaciones del CEN para el método de las dos secantes. Los resultados ofrecieron una ligera mejora en el nivel de dispersión del método de Mao.

Es importante destacar la investigación de Altstadt *et al.* que publicaron en febrero de 2018, durante el desarrollo final de la presente tesis [96]. En este trabajo se presentó otro método alternativo para el cálculo de la resistencia a la tracción del material. Llevaron a cabo un estudio MEF en base a una familia de materiales hipotéticos del que detectaron la existencia de lo que denominaron “pseudo-intersecciones” de las curvas SPT. La Figura 30 muestra una representación de esta localización. Con ello establecieron la existencia de un valor de desplazamiento de punzón de 0.645 mm cuyo valor de carga equivalente F_i de la curva SPT podía ser correlacionado con la

resistencia a la tracción del material con un nivel de dispersión más bajo que el obtenido con otras metodologías.

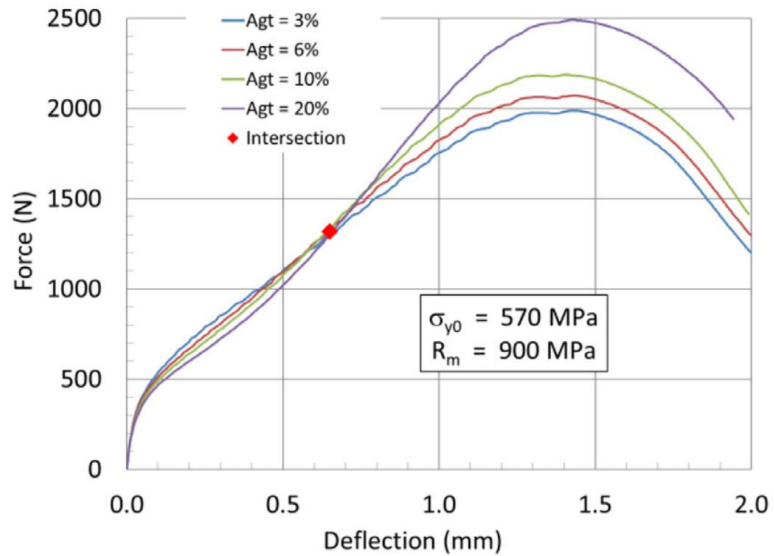


Figura 30. Obtención del punto de pseudo-intersección con simulaciones MEF del ensayo SPT [96]

Es interesante aclarar que este método era similar al que desarrolló Kumar et al. en 2015 pero elaborando una investigación más sistemática que llevó a modificar el valor óptimo de desplazamiento de los 0.48 mm de Kumar a los 0.645 mm de Altstadt.

3 Estudio del módulo de elasticidad

3.1 Metodología y materiales

Como ya se vio en el anterior capítulo del estado del arte del SPT, la curva carga-desplazamiento que se registra durante el ensayo refleja cinco zonas de comportamiento [5]:

Zona I: flexión elástica de la probeta.

Zona II: transición entre la flexión elástica y la flexión plástica.

Zona III: endurecimiento plástico.

Zona IV: pérdida de rigidez al iniciarse el daño.

Zona V: crecimiento de una grieta de contorno circular alrededor del centro de la probeta hasta la pérdida total de capacidad resistente.

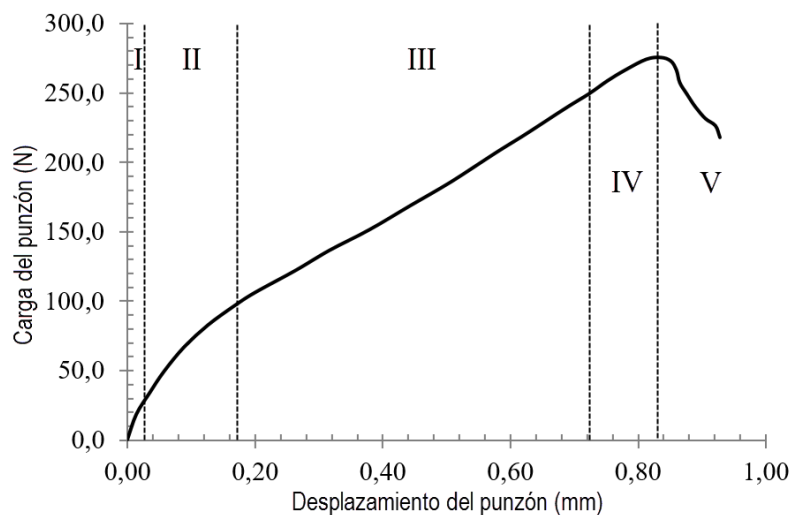


Figura 31. Zonas principales de comportamiento en la curva SPT

De esta curva SPT se extraen datos que son correlacionados con las distintas propiedades mecánicas del material ensayado. Estudios como el de García *et al.* [89] mostraron que la correlación llevada a cabo para una amplia familia de materiales tendía a ofrecer un nivel de dispersión bastante elevado. En concreto, el estudio de García *et al.* [89] mostraba niveles de desviación de hasta el 20% en alguno de los

materiales evaluados. Esto es lo que ha motivado el presente trabajo de profundización en la comprensión del comportamiento de la probeta durante el ensayo con el fin de averiguar qué información de la curva SPT es más adecuada para correlacionarse con cada una de las propiedades mecánicas en estudio.

El origen de ese nivel de desviación podría deberse a:

- a) Leves alteraciones geométricas de la probeta. Este tipo de ensayo miniatura requiere de un alto nivel de precisión en las tolerancias del espesor (de 0.495 mm a 0.505 mm).
- b) Desviaciones en el montaje de la probeta y del utillaje propio del ensayo (matrices superior e inferior y punzón). Holguras iniciales, presiones de contacto no homogéneas ni uniformes entre las distintas partes, etc.
- c) Existencia de una dependencia de los datos extraídos de la curva SPT con más de una propiedad mecánica del material ensayado. Este problema podría solventarse con la búsqueda de información alternativa extraída de la curva SPT cuya dependencia con las propiedades mecánicas fuera muy elevada con aquella con la que busca ser correlacionada y mucho más leve con el resto de propiedades mecánicas.

Los puntos (a) y (b) listados anteriormente, podrían resolverse ensayando una serie de probetas SPT obtenidas del mismo material y comprobando que la repetitividad es lo suficientemente buena como para que no se genere dispersión significativa de los resultados. Éste no es más que un ejercicio de calibración y puesta a punto de la máquina de ensayo que se vaya a utilizar y, una vez resuelto, el origen de las desviaciones quedaría reducido al punto (c) antes comentado.

Pocos han sido los investigadores que han abordado la posibilidad de hacer uso del ensayo SPT para obtener el módulo de elasticidad de los materiales, más allá de los publicados por Fleury [54] y Kurtz [53]. Un trabajo de Cuesta *et al.* [97] indicaba dicha opción en base a lo que señalaba como pendiente inicial de la curva SPT ($Slope_{ini}$) en la zona I.

La zona I de la curva SPT ha sido siempre interpretada como la zona elástica del ensayo. Ese fue el motivo principal para considerarla apta para extraer un dato que se correlacionara con el módulo de elasticidad del material a través de la siguiente ecuación:

$$E = \lambda \cdot \frac{Slope_{ini}}{t} \quad (3.1)$$

El comportamiento real de esta zona I fue analizada por algunos investigadores [54] y se comprobó que mostraba una combinación de dos modos de deformación: una

indentación plástica del punzón en la probeta y una deformación elástica a flexión debido a la deflexión del disco. Por lo tanto, la pendiente de esta zona I elástica de la curva SPT podría, en realidad, deberse a una combinación de dos rigideces: una rigidez elástica producida por la deflexión de la probeta y otra rigidez plástica surgida de la indentación del punzón en el disco. Esta combinación resultaría en una menor rigidez al compararse únicamente con la componente de flexión elástica y en una menor pendiente en la curva SPT. Es por ello, que la pendiente de esta zona “elástica” inicial debería ser dependiente de las propiedades plásticas del material y, en consecuencia, dos materiales con idénticos módulos de elasticidad E y diferentes límite elástico σ_y , resistencia a la tracción σ_u y deformación relativa a esa resistencia a la tracción ϵ_u deberían mostrar una zona I “elástica” con distintas pendientes $Slope_{ini}$.

Por lo tanto, la pendiente $Slope_{ini}$ no sería un buen parámetro del SPT para ser correlacionado con el módulo de elasticidad E , debido a su dependencia con las propiedades elásticas y plásticas del material a ensayar. Ésta podría ser la razón por la que los factores de correlación entre el módulo de elasticidad E y la pendiente $Slope_{ini}$ no coincida entre distintas familias de materiales.

Existen estudios publicados en los que se han desarrollado estudios MEF de detalle para evaluar el comportamiento de las probetas SPT a los distintos desplazamientos del punzón en los que se obtenían los valores de carga de punzón utilizados para la correlación con propiedades mecánicas de los materiales ([73],[98]). Dichos estudios dejaron claro el carácter arbitrario de las distintas definiciones y criterios de alguna de estas correlaciones [94].

En el estudio desarrollado en la presente tesis, y con el fin de obtener un método mejorado de correlación del módulo de elasticidad, se analizó el nivel de dispersión que generaba el uso de la pendiente $Slope_{ini}$ de la curva SPT en su correlación con la mencionada propiedad mecánica. Además, se llevó a cabo una búsqueda de otros parámetros de la curva SPT obtenidos de instantes del ensayo en los que el comportamiento de la probeta fuera lo más cercano a un comportamiento puramente elástico. Con esas premisas, se llevaron a cabo los siguientes trabajos:

a) Realización de simulaciones numéricas del ensayo SPT con el software de elementos finitos Abaqus de ocho materiales hipotéticos (M1 a M8). Se incluyeron en las zonas II y III de la curva SPT de estas simulaciones, ciclos de descarga/carga (ciclos DC) como puede observarse en el ejemplo de la Figura 32. Durante estos ciclos DC no se deberían generar plastificaciones significativas y, en consecuencia, la pendiente de dichos ciclos DC ($Slope_{UL}$) representaría un comportamiento puramente elástico. A este estudio MEF se incluyó un análisis de la influencia del coeficiente de

Poisson en el valor de la pendiente $Slope_{UL}$ con el fin de verificar la baja dependencia de la pendiente $Slope_{UL}$ con esta propiedad elástica.

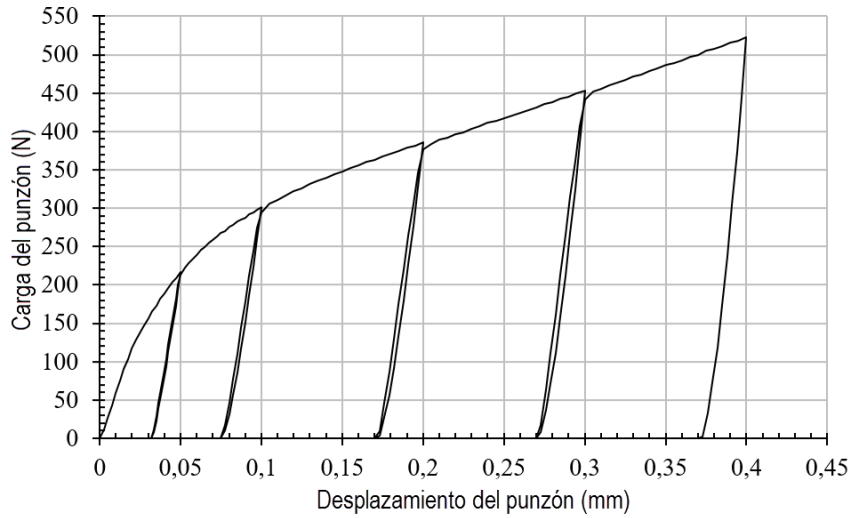


Figura 32. Simulación MEF del ensayo SPT con ciclos DC

b) Un estudio teórico con ecuaciones analíticas de mecánica de contactos y flexión de placas para evaluar las dependencias del parámetro $Slope_{UL}$ con las propiedades elásticas del material.

c) Las pendientes $Slope_{ini}$ y $Slope_{UL}$ obtenidas de los ocho materiales hipotéticos estudiados se correlacionaron con los módulos de elasticidad E introducidos en cada modelo MEF y se midieron y compararon las desviaciones de ambas correlaciones.

En las simulaciones MEF, la geometría utilizada, siguiendo la nomenclatura indicada en la Figura 33, fue:

$$t = 0.5 \text{ mm}$$

$$R_d = 2.0 \text{ mm}$$

$$R_p = 1.25 \text{ mm}$$

$$r = 0.5 \text{ mm}$$

Las propiedades mecánicas de los materiales hipotéticos M1 a M8 se muestran en la Tabla 2. Se seleccionaron tres valores de coeficiente de Poisson ($\nu = \{0.25, 0.30 \text{ y } 0.35\}$) para el estudio de su influencia en las correlaciones. El endurecimiento por deformación de todos los materiales se estableció con un modelo de endurecimiento isótropo-cinemático y se siguió la ley de Ramberg-Osgood (ver ecuaciones (3.2) y (3.3) [99]):

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \varepsilon_{offset} \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^n \quad (3.2)$$

$$n = \frac{\ln\left(\frac{\varepsilon_m - \sigma_m/E}{\varepsilon_{offset}}\right)}{\ln\left(\frac{\sigma_m}{\sigma_y}\right)} \quad (3.3)$$

donde $\varepsilon_{offset} = 0.002$ es el offset de deformación relativa utilizado para calcular el límite elástico.

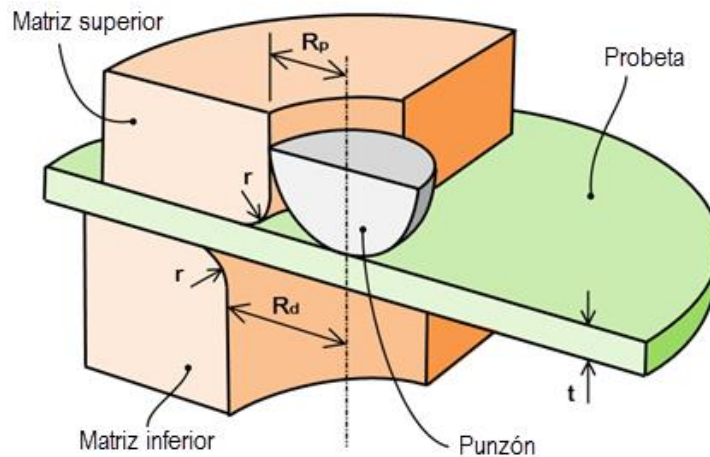


Figura 33. Geometría del ensayo SPT

Tabla 2. Propiedades mecánicas de los materiales hipotéticos y experimentales

Material	E (MPa)	ν	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	ε_u (mm/mm)	n^*
M1	50000	0.30	100	200	0.20	6.61
M2	50000	0.30	200	300	0.10	9.50
M3	100000	0.30	200	350	0.25	8.60
M4	100000	0.30	350	450	0.20	18.23
M5	200000	0.30	400	650	0.20	9.45
M6	200000	0.30	1000	1300	0.15	16.29
M7	400000	0.30	2000	2500	0.20	20.50
M8	400000	0.30	2500	2600	0.10	98.03
F1110	216430	0.30	550.6	615.6	0.086	-
F1140	204910	0.30	745.25	922.67	0.0572	-
Al 6061 T6	65617	0.33	186.74	272.21	0.1794	-
Mg AZ31	42889	0.35	137.72	262.44	0.1623	-
15-5 PH H900	194926	0.30	1215	1310	0.1615	-
Cu C18070	128234	0.34	564.4	577.4	0.0119	-

(*) Coeficiente de Ramberg-Osgood

Tras este estudio numérico, se llevaron a cabo una serie de ensayos experimentales (ensayos estándar de tracción uniaxial de acuerdo a ASTM E8M y ensayos SPT) para

verificar los resultados previamente obtenidos con los análisis teóricos y numéricos. Se ensayaron dos aceros al carbono (F1110 y F1140), una aleación de aluminio 6061 T6, un acero inoxidable endurecido por precipitación 15-5PH H900, una aleación de magnesio AZ31 y una aleación de cobre C18070. Para cada tipo de material se obtuvieron de la misma materia prima, probetas de tracción y SPT. También se lanzó una simulación MEF de un ensayo SPT para uno de los materiales experimentales con el fin de demostrar la fiabilidad y precisión del modelo numérico. En este estudio MEF el comportamiento del material se simuló con una representación tabulada de la curva esfuerzo-deformación obtenida del ensayo de tracción. Las propiedades mecánicas obtenidas de dichos ensayos de tracción para los seis materiales experimentales considerados se muestran en la Tabla 2.

Con respecto al ensayo SPT, el registro del desplazamiento se realizó con un extensómetro sujeto a los cabezales de la máquina de ensayo. La rigidez y deformaciones de los distintos componentes del montaje del conjunto del punzón fueron eliminadas del registro del extensómetro con un ensayo de calibración.

Para la consecución de este procedimiento de calibración, se sustituyó la matriz inferior por un cilindro de carburo de tungsteno con la misma altura y diámetro exterior que la mencionada matriz. Con esta configuración de máquina, se llevó a cabo un ensayo hasta un nivel máximo de carga. Dicho nivel de carga se eligió como un valor que no se superaría en los ensayos SPT posteriores. Tras alcanzar este máximo se procedió a la descarga. De esta segunda curva elástica de descarga se dedujo, a través de una regresión polinómica de quinto grado, la curva de calibración de la máquina de ensayo SPT. Al restar la mencionada curva de calibración a las curvas carga-desplazamiento de los posteriores ensayos SPT, se obtenía el desplazamiento de la cara superior de la probeta.

3.2 Análisis numérico

3.2.1 Introducción

El trabajo de investigación con elementos finitos que se llevó a cabo para la obtención de un método de correlación del módulo de elasticidad, límite elástico y resistencia a la tracción tuvo en común el modelo MEF utilizado para la simulación del ensayo SPT.

Para todos los modelos se hizo uso de la plataforma de cálculo *Abaqus*. En concreto, el ensayo SPT se simuló con un cálculo implícito y un modelo axil-simétrico. El punzón y las dos matrices superior e inferior se simplificaron como cuerpos rígidos analíticos. El tamaño global de la malla de la probeta fue de 0.025 mm y se utilizaron elementos cuadriláteros de integración reducida y control de *hourglass* (CAX4R). Los contactos entre los diferentes componentes se simularon con un coeficiente de fricción de $\mu =$

0.18 (valor típico para un contacto acero-acero sin lubricación). Las propiedades mecánicas utilizadas en las simulaciones fueron las indicadas en las correspondientes tablas de material de cada estudio.

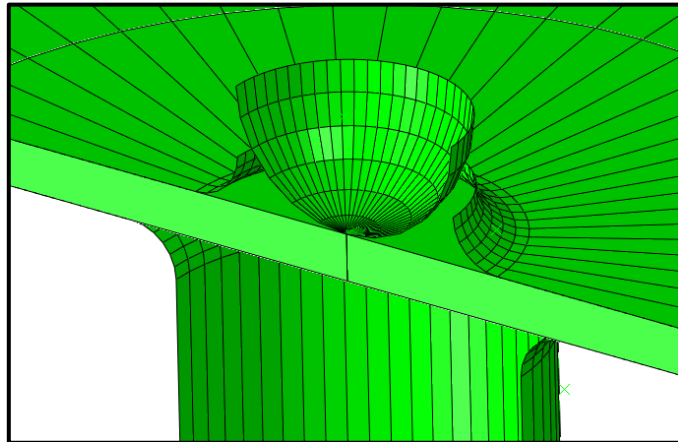


Figura 34. Modelo MEF del ensayo SPT

3.2.2 Estudio de la pendiente $Slope_{ini}$

La Figura 35 muestra el comportamiento de la probeta en la simulación MEF del material M5 (ver Tabla 2) para diferentes desplazamientos del punzón en las zonas I y II de la curva SPT. Las áreas grises de las distintas imágenes representan las regiones en las que se supera el límite elástico del material.

Se observa en estas figuras que durante los primeros instantes de ensayo, se genera una pequeña región plastificada justo bajo la esfera del punzón en la cara superior del disco. Esta región va extendiéndose poco a poco hasta alcanzar la cara inferior de la probeta y, tras esto, se propaga radialmente hasta alcanzar el perímetro exterior de sujeción con las matrices. El desplazamiento durante el transcurso de la zona I de la curva SPT coincide con la suma de la flexión elástica del disco y la indentación plástica local que se genera bajo el punzón.

Cuando la indentación plástica alcanza la cara inferior de la probeta e inicia su expansión hacia los diámetros exteriores, la pendiente de la curva SPT comienza a cambiar (punto 3 de la Figura 35). Tras este punto 3, una nueva rigidez entra en juego: la flexión plástica de la probeta. El porcentaje de desplazamiento del punzón debido a esta flexión plástica va incrementándose conforme avanza el punzón. En el momento en el que la flexión plástica domina el movimiento del punzón y la contribución debida a la flexión elástica es despreciable, la pendiente de la curva SPT vuelve a estabilizarse. Es en este punto en el que se alcanzan las primeras etapas de la zona III de la curva SPT.

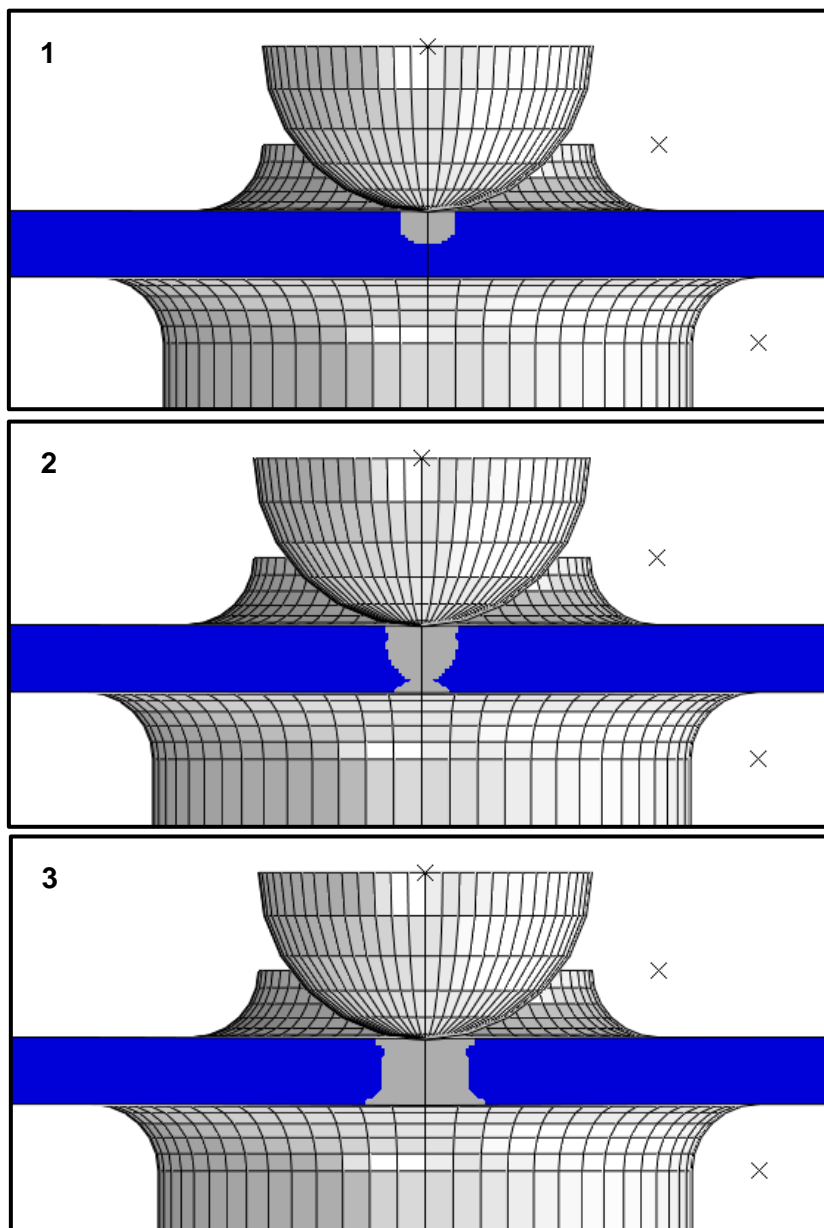
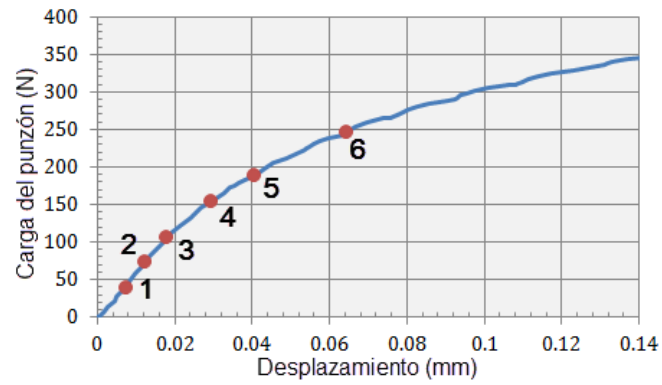


Figura 35. Proceso de plastificación en las zonas I y II de la simulación MEF del material M5

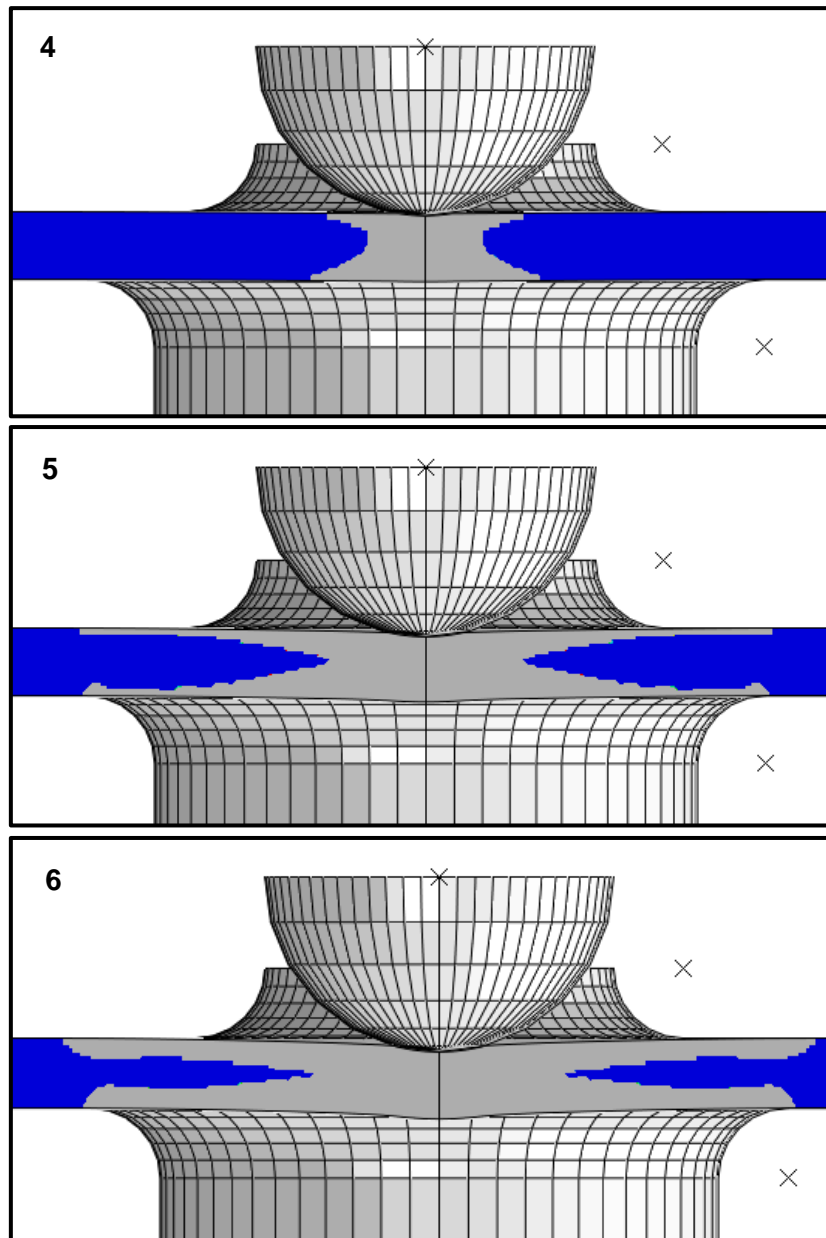


Figura 35 (cont.). Proceso de plastificación en las zonas I y II de la simulación MEF del material M5

Tras este estudio de detalle de las zonas I y II de la curva SPT, la zona I muestra claramente una rigidez que está controlada por una combinación de flexión elástica e indentación plástica. Es por ello, que la pendiente $Slope_{ini}$ de la curva SPT, que sería la representación de la rigidez del disco, no parecería a priori ser la mejor opción para obtener el módulo de elasticidad E de un material.

3.2.3 Estudio de los materiales hipotéticos

En esta simulación MEF se modelaron ocho materiales hipotéticos M1 a M8 cuyas propiedades mecánicas fueron establecidas en la Tabla 2 y se hizo uso del mismo modelo MEF utilizado en la sección previa. Las gráficas de la Figura 36 representan las curvas carga-desplazamiento SPT de los ocho materiales hipotéticos con ciclos de

descarga-carga (ciclos DC) insertados durante el avance del punzón. Se incluyeron cuatro ciclos DC iniciados en distintos desplazamientos de punzón: 0.05, 0.10, 0.20 y 0.30 mm. El último ciclo, para un desplazamiento de 0.40 mm, tan solo incluyó el paso de descarga.

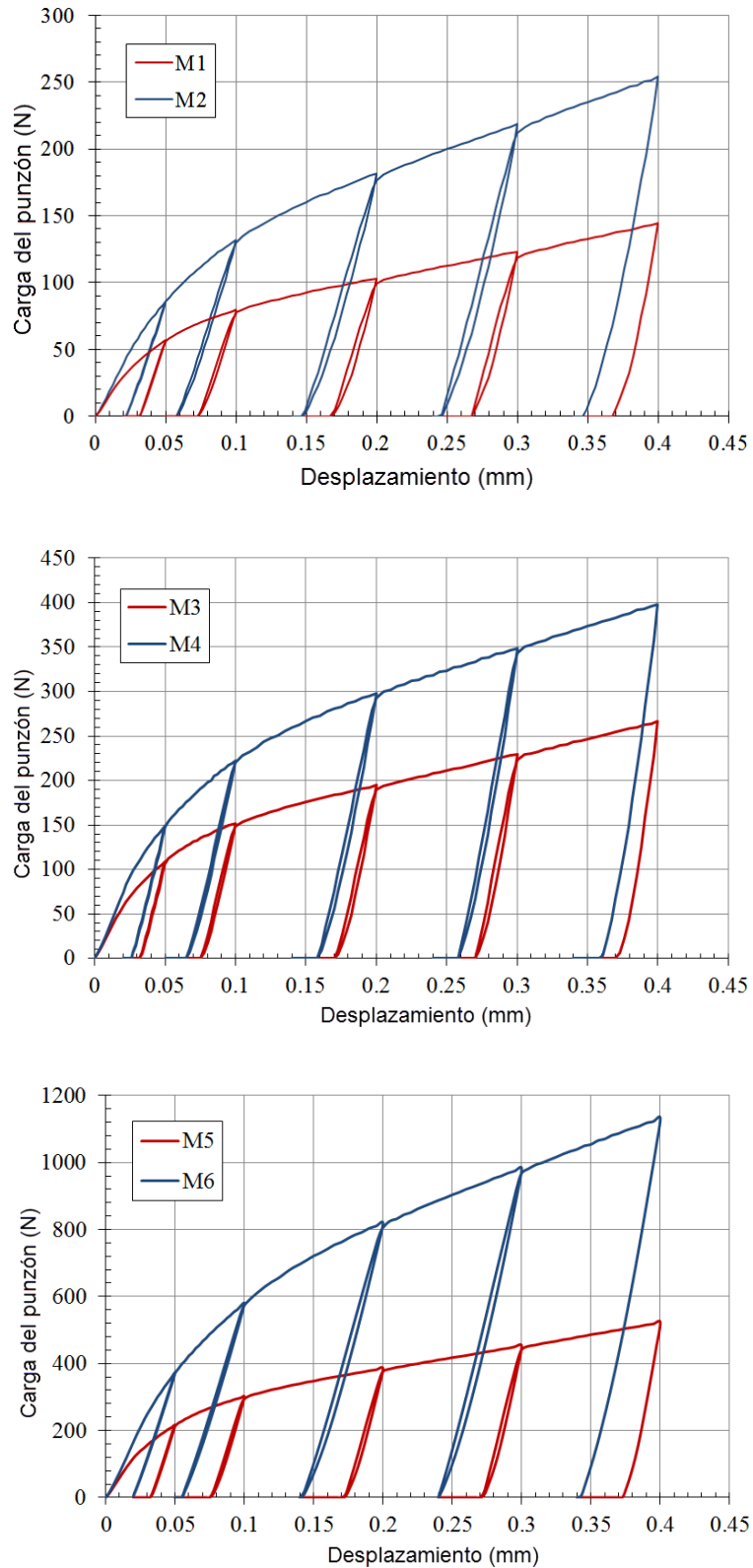


Figura 36. Curvas SPT de los materiales hipotéticos con ciclos DC

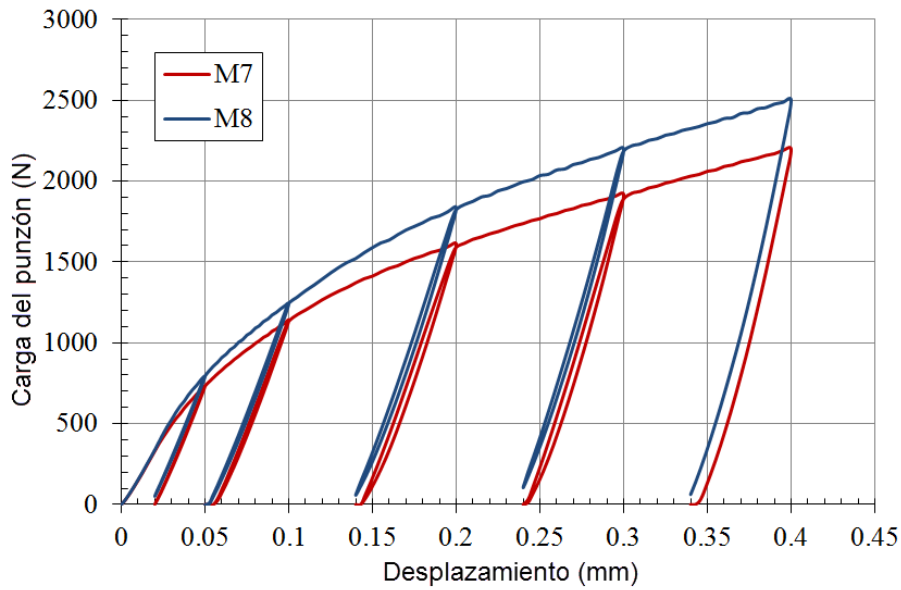


Figura 36 (cont.). Curvas SPT de los materiales hipotéticos con ciclos DC

Las curvas SPT obtenidas mostraron histéresis en los ciclos DC. Este fenómeno se debió a la plastificación generada por los esfuerzos residuales combinados con las no-linealidades de contacto entre el punzón y la cara superior de la probeta. La Figura 37 muestra una vista de detalle del ciclo DC iniciado a un desplazamiento de punzón de 0.10 mm para el material hipotético M1. Las no-linealidades se muestran más evidentes en los desplazamientos máximos y mínimos del ciclo DC.

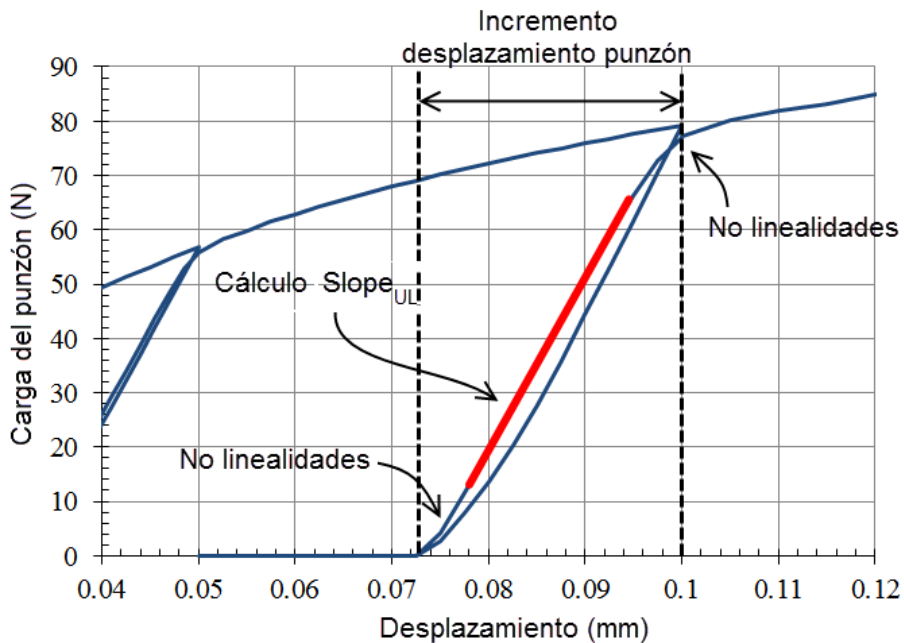


Figura 37. Detalle del ciclo DC iniciado a 0.1 mm para el material M1

La Figura 38 muestra la pendiente de la curva SPT para el ciclo DC iniciado a 0.10 mm para el material M1. La pendiente se calculó como la primera derivada de dos ecuaciones polinómicas de grado 5 ajustadas a las dos zonas del ciclo DC correspondiente. El ciclo DC se dividió en dos pasos: un paso de descarga (la curva

azul) y otro de carga (la curva roja). La Figura 38 muestra una serie de flechas incluidas en los pasos de descarga y carga del ciclo para mostrar la dirección en la que el ciclo DC acontece: el paso de descarga se inicia en el punto A hasta alcanzar el punto B1; la transición entre los pasos de descarga y carga muestra un salto desde el punto B1 hasta el B2; y el paso de carga va desde B2 hasta C donde el ciclo DC finaliza. El paso de carga mostró una zona de pendiente estable más amplia y centrada en la parte media de su recorrido que el paso de descarga. Es por ello que la pendiente $Slope_{UL}$ se calculó siguiendo los siguientes criterios:

1. El incremento de desplazamiento del punzón (mostrado en la Figura 37) es la diferencia entre los desplazamientos máximo y mínimo del ciclo DC. El valor del mínimo desplazamiento es aquel en el que se alcanza la menor carga del ciclo DC.
2. $Slope_{UL}$ es la pendiente de la regresión lineal del paso de carga (línea gruesa de color negro de la Figura 38) obtenida entre el 20% y el 80% del incremento de desplazamiento del punzón. La Figura 37 y la Figura 38 muestran un ejemplo de cálculo de la regresión lineal para el ciclo DC iniciado en 0.1 mm para el material M1.

Aunque la Figura 37 y la Figura 38 tan solo representan el comportamiento del material M1, todos los materiales hipotéticos mostraron un comportamiento similar en los ciclos DC.

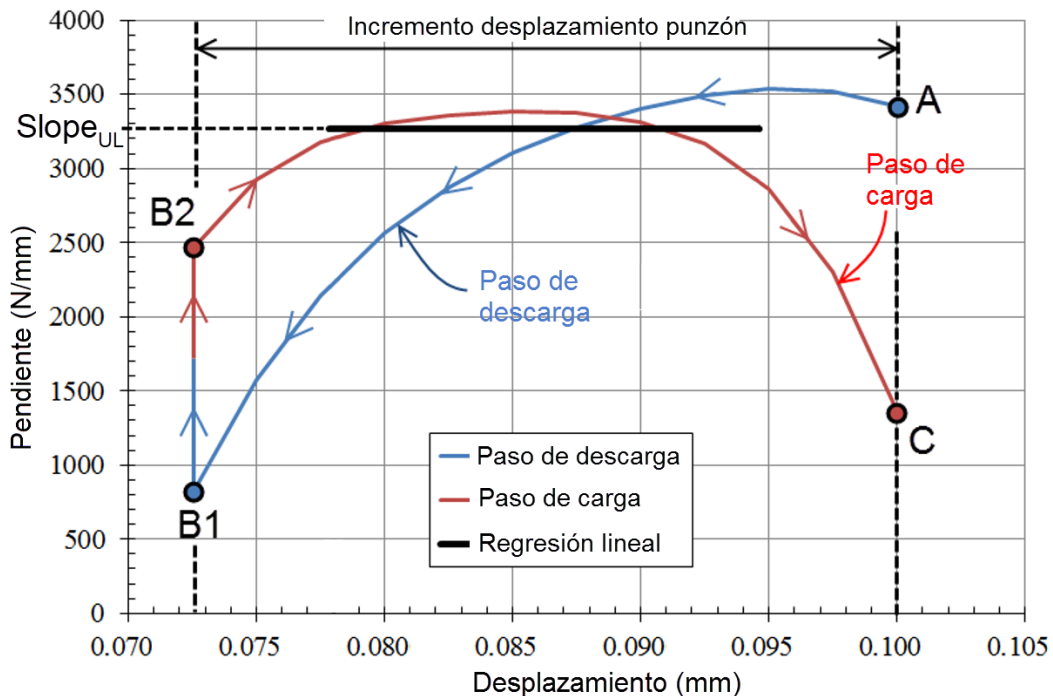


Figura 38. Pendiente del ciclo DC para el material M1

También se extrajo el valor de la pendiente $Slope_{ini}$ de la zona I de la curva SPT. Aunque la literatura suele describir a la zona I del ensayo como una zona lineal, la

realidad es que tiene un comportamiento levemente no-lineal. Se produce un incremento de la pendiente hasta alcanzar un valor máximo a partir del cual va disminuyendo. Para la obtención de la pendiente $Slope_{ini}$, se decidió tomar el valor de la máxima pendiente de la zona I de la curva SPT. Para ello, se realizó una regresión polinómica de quinto grado de los valores de la curva SPT entre los desplazamientos de punzón entre 0.00 mm y 0.05 mm. El máximo valor obtenido de la derivada de dicha ecuación fue tomado como el valor $Slope_{ini}$ de la curva SPT. Este procedimiento se aplicó a todos los materiales hipotéticos. La Tabla 3 muestra los valores obtenidos de $Slope_{ini}$ y $Slope_{UL}$.

Tabla 3. Pendientes de las simulaciones SPT para los materiales hipotéticos

	Posición de descarga (mm)	$Slope_{UL}$ (N/mm)				$Slope_{ini}$ (N/mm)
		0.05	0.1	0.2	0.3	N/A
Materiales hipotéticos	M1	3148.4	3264.1	3615.4	4136.5	1614.4
	M2	3148.2	3326.8	3641.5	4152.1	2164.1
	M3	6434.3	6663.4	7228.4	8364.4	3220.4
	M4	6388.3	6858.1	7612.1	8790.1	3983.7
	M5	12883	13428	14690	16823	6481.4
	M6	12474	13378	14882	17054	9184.3
	M7	25193	26984	29932	34500	18299.9
	M8	24993	26992	30279	35102	19277.3

Los materiales hipotéticos se clasificaron en parejas con el mismo módulo de elasticidad: (M1, M2), (M3, M4), (M5, M6) y (M7, M8). Estas parejas mostraron una pendiente $Slope_{UL}$ similar y un valor $Slope_{ini}$ distinto, por lo que la correlación del módulo de elasticidad con $Slope_{UL}$ debería reflejar una mayor precisión de resultados. Este aspecto se demuestra en la Figura 39 que representa la relación entre el módulo de elasticidad utilizado en las simulaciones y los valores de pendiente obtenidos. Pero hay que puntualizar que el factor de correlación entre $Slope_{UL}$ y el módulo de elasticidad depende del valor de desplazamiento en el que fue iniciado el ciclo de descarga/carga. La causa de esta dependencia se analiza en una sección posterior de este documento.

Con el fin de estandarizar este método de correlación del módulo de elasticidad, se decidió fijar el valor de desplazamiento del punzón en el que se debía iniciar el ciclo DC en 0.10 mm. Con ello, se obtuvo un factor de correlación de $\lambda_{UL,0.1} = 14.84 \text{ mm}^{-1}$ (ver Figura 39). Aunque fijar este valor de inicio del ciclo DC no garantiza la misma distribución de esfuerzos y deformación bajo el punzón en el instante inicial del ciclo DC, se verificó que la pendiente del ciclo DC iniciado en 0.10 mm muestra una buena correlación lineal con el módulo de elasticidad sin desviaciones significativas ($R^2 = 0.9999$).

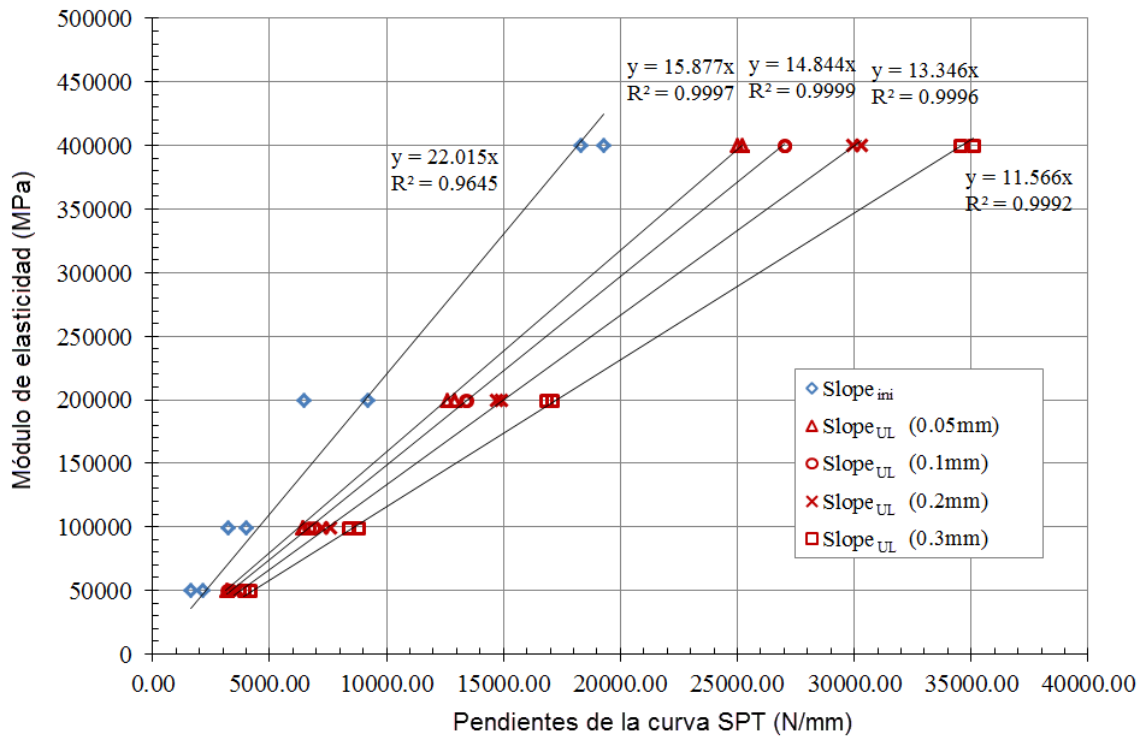


Figura 39. Correlación del módulo de elasticidad con $Slope_{ini}$ y $Slope_{UL}$

3.2.4 Estudio de la influencia del coeficiente de Poisson

Los materiales hipotéticos analizados en el capítulo previo tenían todos los mismos coeficientes de Poisson. Esta propiedad elástica es un coeficiente que debería afectar al comportamiento de la curva SPT y, por tanto, al valor de la pendiente. Es por ello que se llevaron a cabo estudios MEF para demostrar que dicha influencia no afectaba significativamente a la pendiente $Slope_{UL_{0.1}}$ y a su correlación con el módulo de elasticidad. Este estudio se centró en aleaciones metálicas que tuvieran interés para estructuras con requisitos mecánicos importantes. Se decidió revisar los materiales contenidos en dos códigos, el elaborado por ASME para el estudio de vasijas a presión y el publicado por MMPDS para el sector aeronáutico ([100],[102]), para delimitar un rango de coeficientes de Poisson. Dicho rango {0.25, 0.30, 0.35} representó a todos los materiales metálicos contenidos en ambos códigos.

La Figura 40 muestra el módulo de elasticidad frente a $Slope_{UL_{0.1}}$ para los materiales hipotéticos M1 a M8 y los valores de coeficientes de Poisson elegidos. El valor del coeficiente de correlación obtenido fue de $\lambda_{UL_{0.1}}^{FEM} = 14.828 \text{ mm}^{-1}$. La Tabla 4 presenta los valores de $Slope_{UL_{0.1}}$ para los materiales hipotéticos y los módulos de elasticidad obtenidos del uso de la ecuación de correlación (3.4).

$$E = \lambda_{UL_{0.1}}^{FEM} \cdot Slope_{UL_{0.1}} \quad (3.4)$$

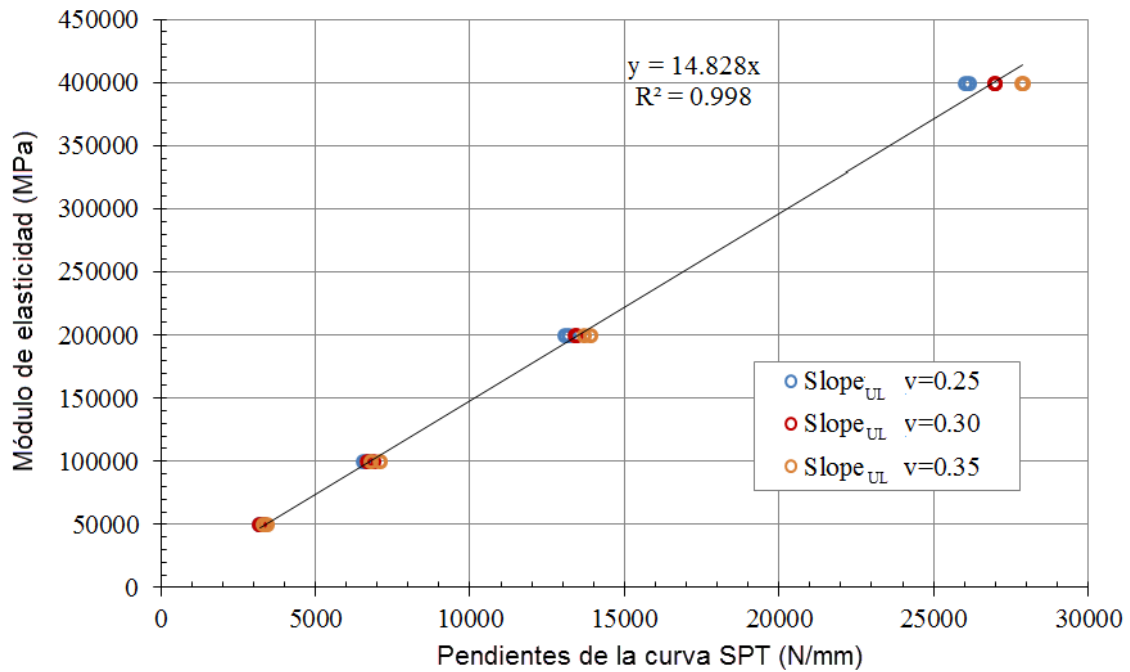


Figura 40. Módulo de elasticidad frente a $Slope_{UL}$ para los distintos coeficientes de Poisson

Tabla 4. Influencia del coeficiente de Poisson en el módulo de elasticidad calculado

	$Slope_{UL}$ (N/mm)			Módulo de elasticidad calculado (MPa)		
	$v = 0.25$	$v = 0.30$	$v = 0.35$	$v = 0.25$	$v = 0.30$	$v = 0.35$
M1	3230.8	3264.1	3377.9	47906.3	48400.1	50087.5
M2	3248.0	3326.8	3424.6	48161.3	49329.8	50780.0
M3	6555.0	6663.4	6809.7	97197.5	98804.9	100974.2
M4	6701.5	6858.1	7065.6	99369.8	101691.9	104768.7
M5	13172.0	13428.0	13687.0	195314.4	199110.4	202950.8
M6	13046.0	13378.0	13885.0	193446.1	198369.0	205886.8
M7	26156.0	26984.0	27845.0	387841.2	400118.8	412885.7
M8	26012.0	26992.0	27888.0	385705.9	400237.4	413523.3

La Tabla 5 muestra un resumen de las desviaciones entre el módulo de elasticidad calculado y el valor introducido en las simulaciones MEF. La máxima desviación obtenida fue del 4.77%. Ello refleja que la influencia del coeficiente de Poisson en $Slope_{UL}$ es muy baja y que este método de correlación del módulo de elasticidad sería fiable para una amplia gama de materiales estructurales.

Tabla 5. Desviación del módulo de elasticidad calculado con respecto al introducido en las simulaciones MEF

	Desviación del módulo de elasticidad (%)		
	$\nu = 0.25$	$\nu = 0.30$	$\nu = 0.35$
M1	4.19	3.20	-0.18
M2	3.68	1.34	-1.56
M3	2.80	1.20	-0.97
M4	0.63	-1.69	-4.77
M5	2.34	0.44	-1.48
M6	3.28	0.82	-2.94
M7	3.04	-0.03	-3.22
M8	3.57	-0.06	-3.38

3.2.5 Estudio analítico

El ensayo miniatura de punzonado es un ensayo mecánico que combina indentación y flexión de placas. Los ciclos DC estudiados previamente mostraron un comportamiento elástico que podría estudiarse como una placa circular empotrada en el diámetro exterior y punzonada por una carga puntual en su zona central. La representación analítica de la flexión elástica de una placa con las condiciones de contorno comentadas es la incluida en la ecuación (3.5) [103]:

$$P = \frac{4\pi E t^3}{3a^2(1-\nu^2)} \delta \quad (3.5)$$

donde:

a , radio de la placa,

P , carga puntual,

E , módulo de elasticidad,

t , espesor de la placa,

ν , coeficiente de Poisson,

δ , desplazamiento vertical del centro de la placa.

La flexión teórica para el caso del material hipotético M1 debería ser:

$$P_{M1} = \frac{4\pi E_{M1} t^3}{3a^2(1-\nu^2)} \delta_{M1} = 4600.7 \cdot \delta_{M1} \quad (3.6)$$

En la Tabla 3, la pendiente $Slope_{UL}$ mostró valores entre 3148.4 N/mm y 4136.5 N/mm dependiendo del valor de desplazamiento de punzón en el que se iniciaba el ciclo DC, así que una comparación directa entre el resultado de la ecuación teórica y los resultados MEF para el material M1 mostraría un nivel de desviación bastante elevado (de 11.2% a 46.1%).

Un estudio de profundidad del comportamiento de la probeta SPT durante el ensayo refleja las siguientes diferencias con el caso idealizado de una placa empotrada:

- Durante el ciclo DC, la carga se encuentra más concentrada en el radio exterior del círculo de contacto entre la superficie del punzón y la placa que en el centro de éste (ver Figura 41).
- La formulación de la teoría de placas no considera las deflexiones debido a los esfuerzos de cortadura.
- La desindentación elástica no se considera en las ecuaciones de flexión de placas.

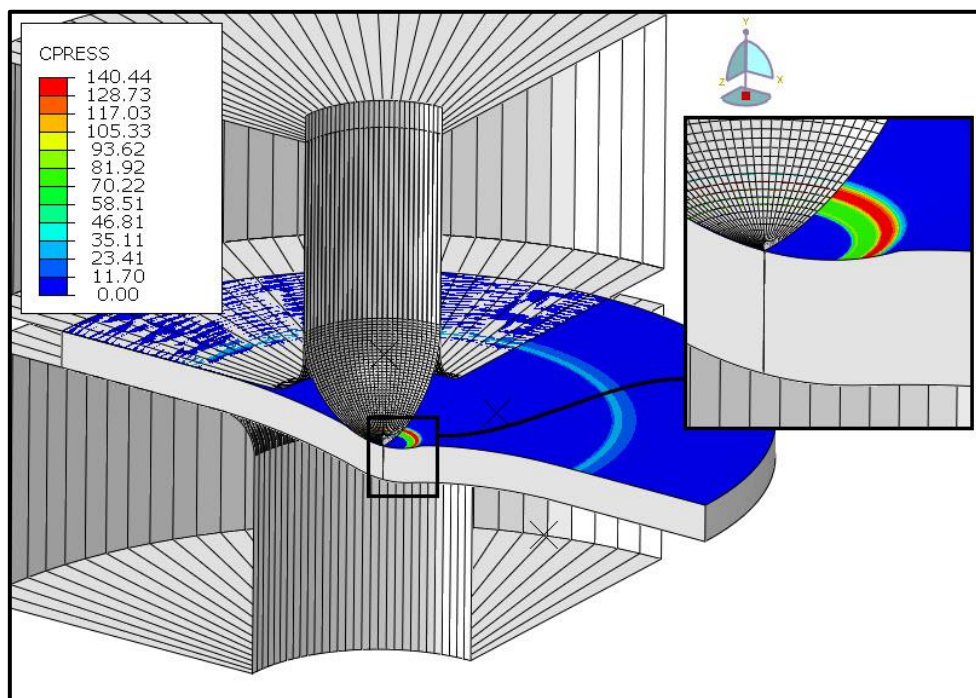


Figura 41. Presión de contacto (MPa) entre el punzón y la probeta en las simulaciones MEF

La ecuación (3.7) [104] considera el modelo analítico de una placa circular empotrada en su diámetro exterior y sometida a una carga uniformemente distribuida a lo largo de un anillo concéntrico (ver el modelo teórico en la Figura 42).

$$\delta_{bending} = \frac{P}{8\pi D} \left[b^2 \ln\left(\frac{b}{a}\right) + \frac{a^2 - b^2}{2} \right] \quad (3.7)$$

donde P es la carga del punzón, a el radio exterior, b el radio de la superficie de contacto entre el punzón y la placa, y D la rigidez a flexión (ver ecuación (3.8)).

$$D = \frac{Et^3}{12(1 - \nu^2)} \quad (3.8)$$

donde E es el módulo de elasticidad, t es el espesor de la placa y ν es el coeficiente de Poisson.

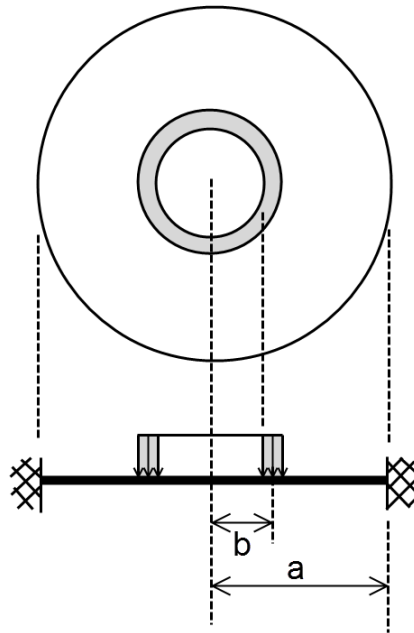


Figura 42. Placa circular empotrada sometida a una carga anular concéntrica uniformemente distribuida

La deflexión debido a los esfuerzos de cortadura para el modelo teórico mostrado en la Figura 42 fueron analizados ya por Timoshenko *et al.* [103], ofreciendo la siguiente ecuación de comportamiento:

$$\delta_{shear} = \frac{Pt^2}{8\pi D(1-\nu)} \ln\left(\frac{a}{b}\right) \quad (3.9)$$

Finalmente, la indentación elástica, que se recupera cuando se retira la carga del punzón, puede estimarse con la siguiente ecuación [105]:

$$\delta_{indentation}^2 = \frac{27\pi P\sigma_u(1-\nu^2)^2}{16E^2} \quad (3.10)$$

donde:

σ_u es la resistencia a la tracción del material.

Hay que puntualizar que la ecuación (3.10) que se usa en la referencia [105] utiliza el valor del límite elástico σ_y en lugar de la resistencia a la tracción σ_u , pero dicha ecuación está basada en un modelo de material elástico-perfectamente-plástico. Hay que tener en cuenta que el alto nivel de deformación plástica alcanzado durante el ensayo SPT en la zona de indentación hace prever que el nivel de esfuerzos Von Mises alcanzado se encontrará más cerca del esfuerzo σ_u que del σ_y .

Por lo tanto, la deflexión total elástica obtenida durante el ciclo DC sería igual a la suma de las tres ecuaciones anteriores (3.7), (3.9) y (3.10):

$$\delta_{total} = \frac{P}{8\pi D} \left[b^2 \ln\left(\frac{b}{a}\right) + \frac{a^2 - b^2}{2} \right] + \frac{Pt^2}{8\pi D(1-\nu)} \ln\left(\frac{a}{b}\right) + \frac{1-\nu^2}{E} \sqrt{\frac{27\pi P \sigma_u}{16}} \quad (3.11)$$

Donde b y P fueron obtenidos de las simulaciones MEF para los distintos desplazamientos de punzón en los que se iniciaron los ciclos DC (ver Tabla 6).

Tabla 6. Radio de la superficie de contacto entre punzón y placa (b) y carga de punzón (P) obtenidas de las simulaciones MEF del SPT para los materiales hipotéticos

	Posición de descarga (mm)	b (mm)				P (N)			
		0.05	0.10	0.20	0.30	0.05	0.10	0.20	0.30
Materiales hipotéticos	M1	0.240	0.310	0.410	0.490	56.90	83.56	103.10	123.23
	M2	0.217	0.301	0.420	0.519	85.99	131.86	181.34	218.32
	M3	0.247	0.321	0.430	0.508	109.26	151.77	194.67	229.67
	M4	0.237	0.331	0.450	0.538	149.58	222.69	298.26	348.77
	M5	0.247	0.331	0.449	0.527	218.71	305.57	397.82	469.19
	M6	0.217	0.302	0.430	0.529	372.81	579.49	820.86	982.96
	M7	0.217	0.312	0.440	0.529	735.61	1139.66	1612.29	1918.26
	M8	0.208	0.312	0.451	0.549	794.35	1243.12	1837.33	2199.96

Si se representan los valores de resistencia a la tracción del material σ_u frente a la carga del punzón P_i para cada uno de los desplazamientos de punzón donde se inician los ciclos DC de los materiales hipotéticos M1 a M8 (ver Figura 43), las cargas P_i mostraron una dependencia lineal con la resistencia a la tracción del material σ_u con suficiente precisión como para considerar la siguiente relación (3.12):

$$\sigma_u^{Mj} = k_i P_i^{Mj} \quad i \in \{0.05; 0.10; 0.20; 0.30\} \wedge j \in (1,8) \quad (3.12)$$

donde k_i es un factor dependiente principalmente del valor de desplazamiento del punzón en el que se iniciaba el ciclo DC y menos dependiente de las propiedades mecánicas del material. Por lo tanto, si el desplazamiento del punzón en el que se inicia el ciclo DC se fijara para todos los ensayos, el valor k_i podría considerarse como un valor constante.

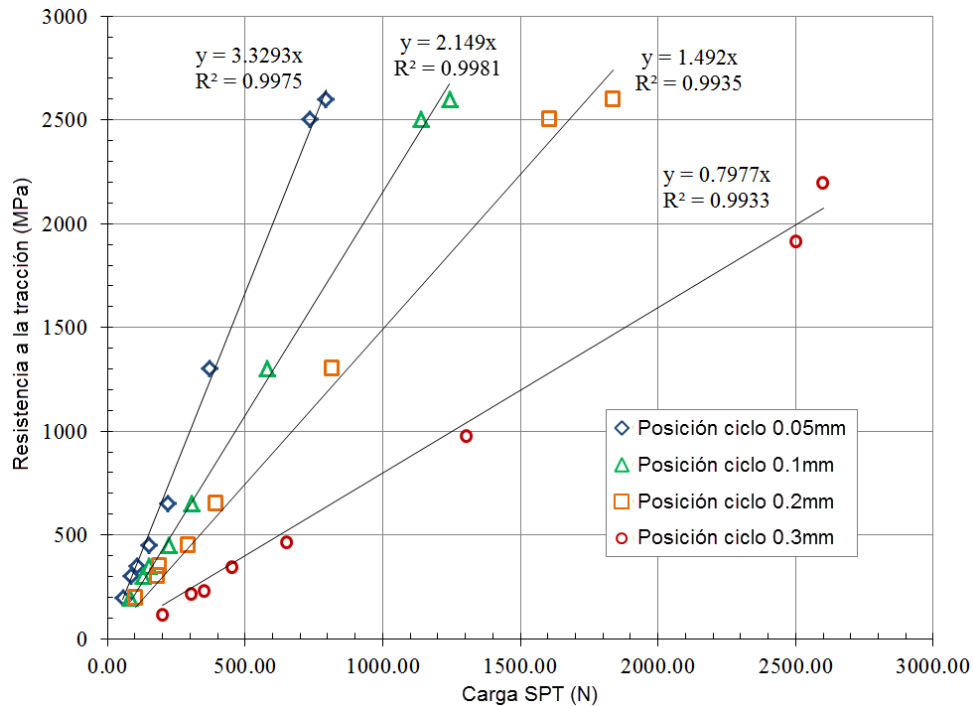


Figura 43. Resistencia a la tracción σ_u del material frente a la carga del punzón P alcanzada para distintos desplazamientos iniciales de ciclo DC

La Figura 44 muestra que el radio b de la superficie de contacto no cambia significativamente para los ocho materiales hipotéticos y para un mismo desplazamiento de punzón. Por lo tanto, y como ya se vio para el factor k_i , b es poco dependiente de las propiedades del material y muy dependiente del valor de desplazamiento del punzón en el que se inicia el ciclo DC.

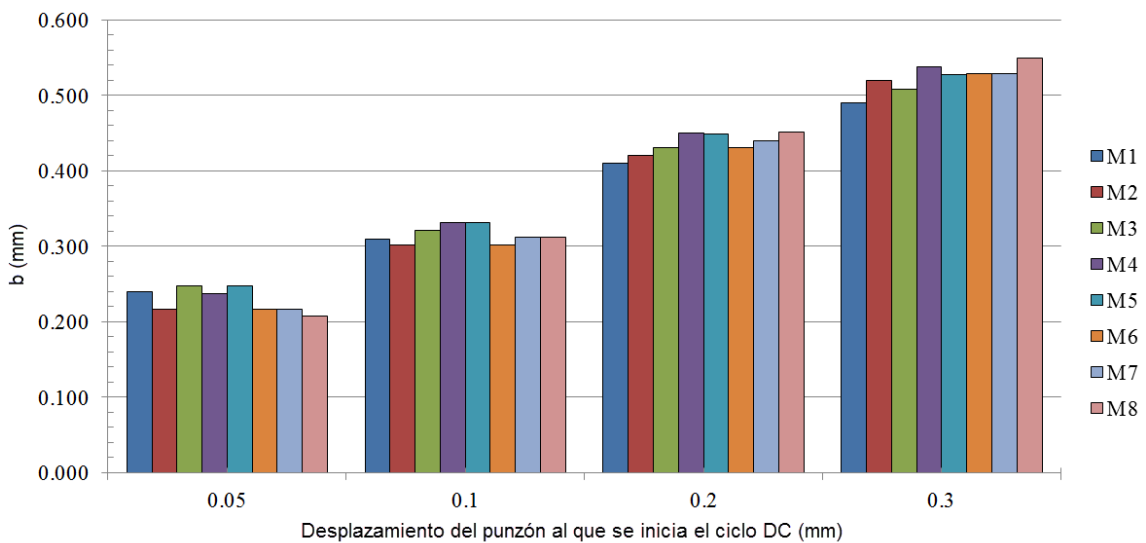


Figura 44. Radio b de la superficie de contacto frente a los desplazamientos iniciales de punzón para cada material hipotético

En conclusión, puede decirse que existen dos razones para el incremento de la pendiente $Slope_{UL}$ con el incremento del desplazamiento del punzón en el que se inicia el ciclo DC. En primer lugar, el radio b de la superficie de contacto aumenta con el incremento de desplazamiento del punzón en el que se inicia el ciclo DC y, en consecuencia, $Slope_{UL}$ se incrementa. Y en segundo lugar, la indentación elástica, que se recupera cuando la carga del punzón se retira, incrementa la rigidez global (y en consecuencia $Slope_{UL}$) cuando el factor k_i se reduce con el aumento de desplazamiento inicial del punzón. Por tanto, si el desplazamiento del punzón en el que se inicia el ciclo DC se fija para todos los ensayos, k_i y b podrían considerarse como constantes.

Combinando las ecuaciones (3.8), (3.11) y (3.12), el valor teórico de $Slope_{UL}$ sería:

$$Slope_{UL} = \frac{P_i^{Mj}}{\delta_{total}} = \frac{E}{1-\nu^2} \left[\frac{3}{2\pi t^3} \left(b_i^2 \ln\left(\frac{b_i}{a}\right) + \frac{a^2 - b_i^2}{2} \right) + \frac{3}{2\pi t(1-\nu)} \ln\left(\frac{a}{b_i}\right) + \frac{3}{4} \sqrt{3\pi k_i} \right]^{-1} \quad (3.13)$$

La Figura 45 muestra una comparación entre los valores de $Slope_{UL}$ obtenidos previamente por MEF y los obtenidos de la ecuación teórica (3.13). La precisión de este modelo teórico es lo suficientemente elevada como para confirmar la complejidad del comportamiento del ensayo SPT durante el ciclo DC, y para reflejar la principal causa de la variación de la pendiente $Slope_{UL}$ al cambiar el desplazamiento inicial del punzón.

La Tabla 7 resume los valores k_i y los valores medios de b_i para cada una de las posiciones de inicio del ciclo DC. En el estudio MEF previo se decidió estandarizar el desplazamiento inicial del ciclo DC en 0.10 mm, así que reemplazando b_i y k_i con los valores $b_{0.1}$ y $k_{0.1}$ de la Tabla 7 en la ecuación (3.13) y sustituyendo los parámetros geométricos ($t = 0.5$ mm; $a = 2.5$ mm), la ecuación resultante es:

$$Slope_{UL_{0.1}} = \frac{E}{1-\nu^2} \left[14.337 + \frac{1.978}{1-\nu} \right]^{-1} \quad (3.14)$$

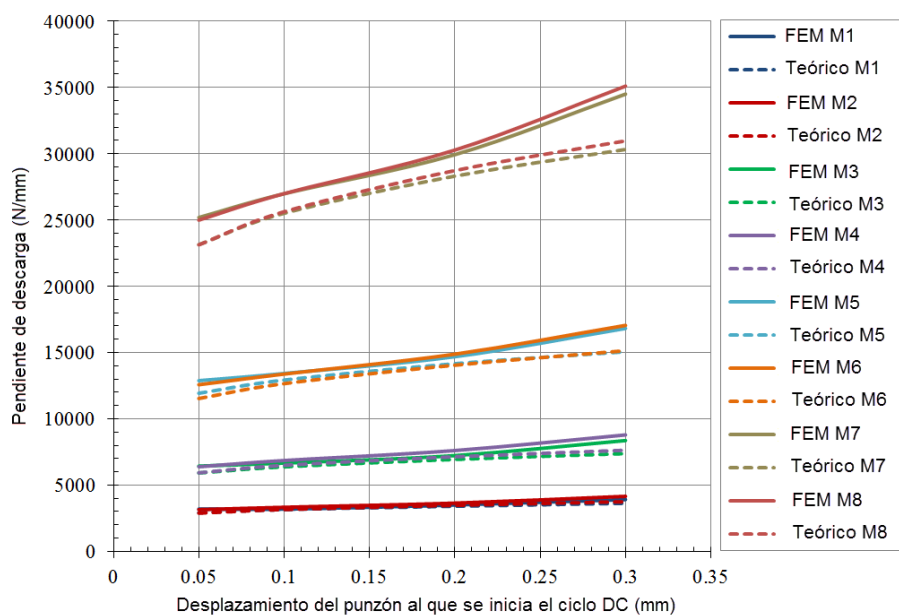


Figura 45. Pendientes $Slope_{UL}$ teóricas y obtenidas del MEF frente al desplazamiento en el que se inicia el ciclo DC

Tabla 7. Valores b_i y k_i para diferentes posiciones de inicio de ciclo DC

Posición de descarga (mm)	0.05	0.10	0.20	0.30
b_{media} (mm)	0.229	0.315	0.435	0.524
k (mm ⁻²)	3.329	2.149	1.492	1.249

3.3 Ensayos experimentales

Para la validación experimental del sistema de correlación propuesto para el módulo de elasticidad, se eligieron seis aleaciones:

- Aleación de aluminio 6061 T6.
- Aleación de magnesio AZ31.
- Aleación de cobre C18070.
- Aceros al carbono F1110 y F1140.
- Acero inoxidable endurecido por precipitación 15-5PH H900.

Las propiedades mecánicas de estas seis aleaciones fueron obtenidas de ensayos estándar de tracción y están contenidas en la Tabla 2 del apartado correspondiente del capítulo de Metodología y Materiales. Se realizó una simulación MEF del ensayo SPT del acero 15-5PH H900 con el software Abaqus para validar el modelo numérico del ensayo. El endurecimiento plástico del material se incluyó en este estudio MEF de comprobación con una aproximación tabulada de los resultados del ensayo de tracción (ver Figura 46). También se tuvo en cuenta el efecto Bauschinger con el modelo de endurecimiento isótropo-cinemático que incluye el propio programa MEF.

Los ensayos SPT experimentales se realizaron incluyendo cuatro ciclos DC a valores de desplazamiento del punzón de 0.1, 0.2, 0.3 y 0.4 mm. La Figura 47 representa una comparativa entre las curvas SPT de la simulación MEF y la prueba experimental para el acero inoxidable 15-5PH H900. Se verificó que la curva SPT obtenida por MEF se ajustaba de forma precisa a los resultados experimentales. Por tanto, el modelo MEF del ensayo SPT quedó validado. La Figura 48 y la Figura 49 muestran los ensayos experimentales SPT del resto de materiales.

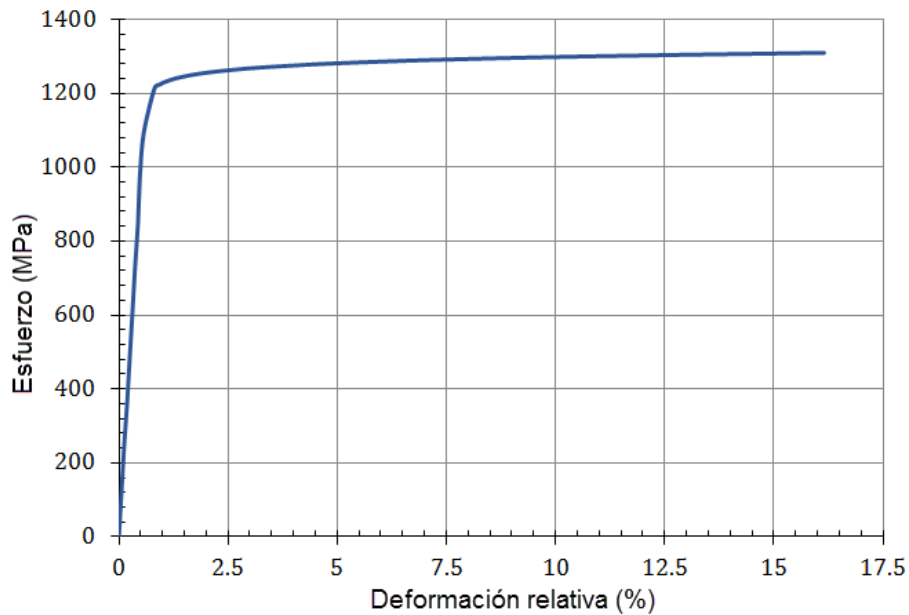


Figura 46. Curva esfuerzo real vs. deformación relativa real del ensayo de tracción del acero 15-5PH H900

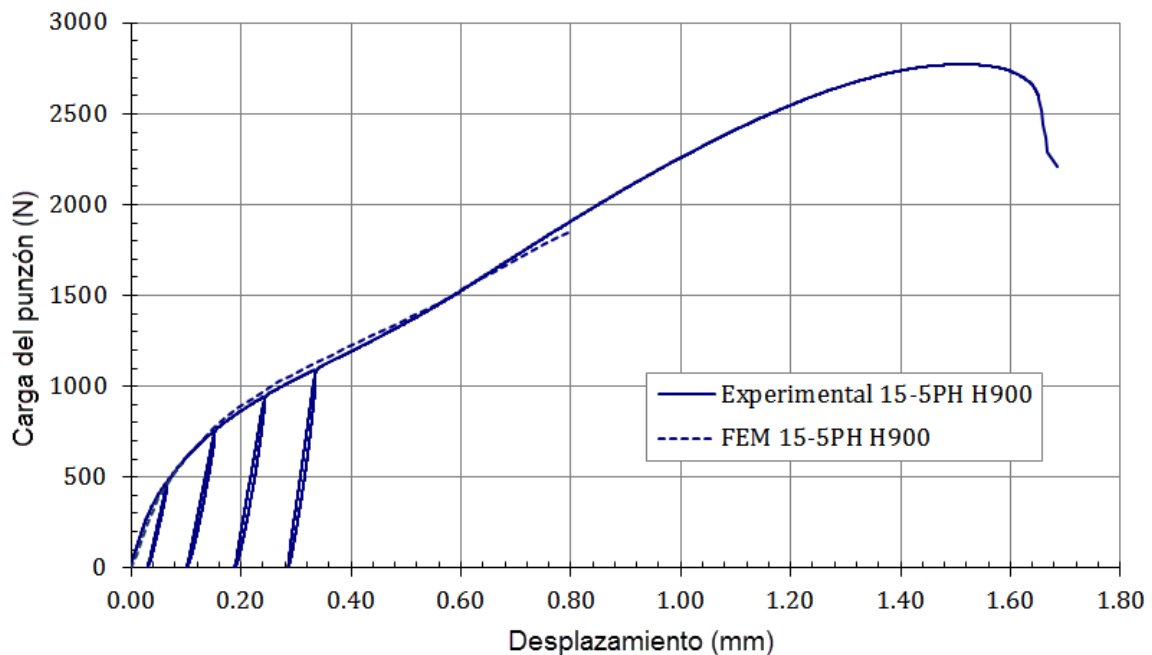


Figura 47. SPT del acero 15-5 PH H900 (ensayo experimental y simulación MEF)

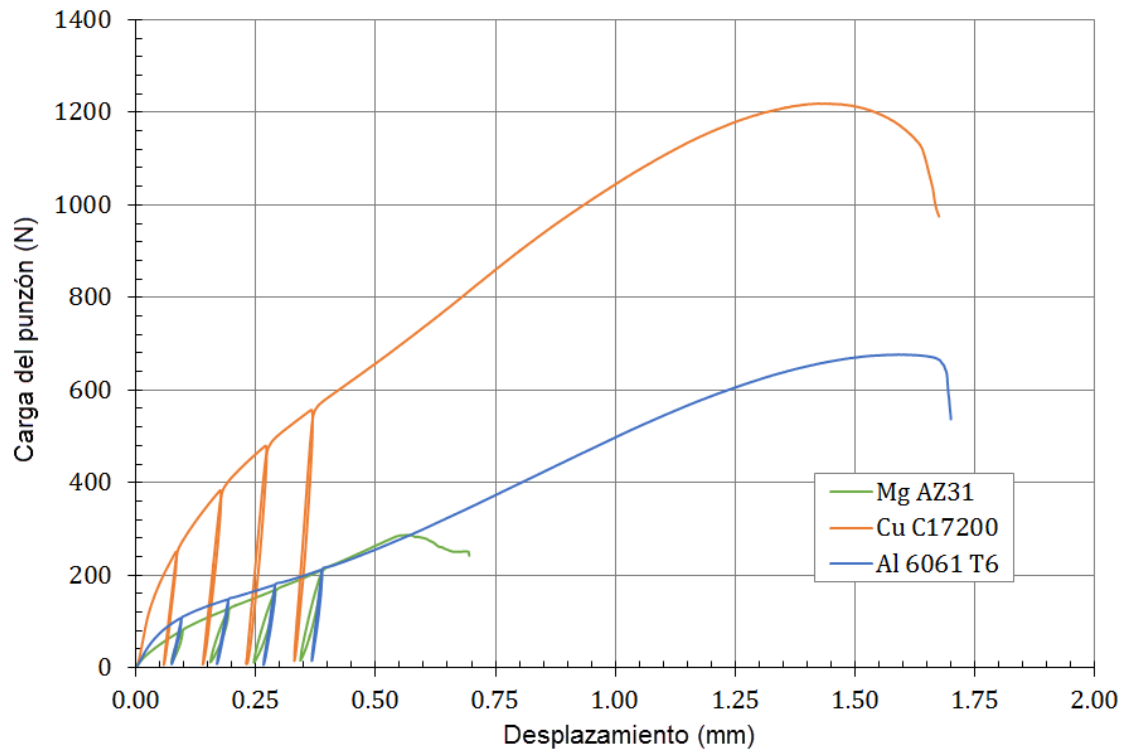


Figura 48. SPTs de las aleaciones 6061 T6, C18070 y AZ31

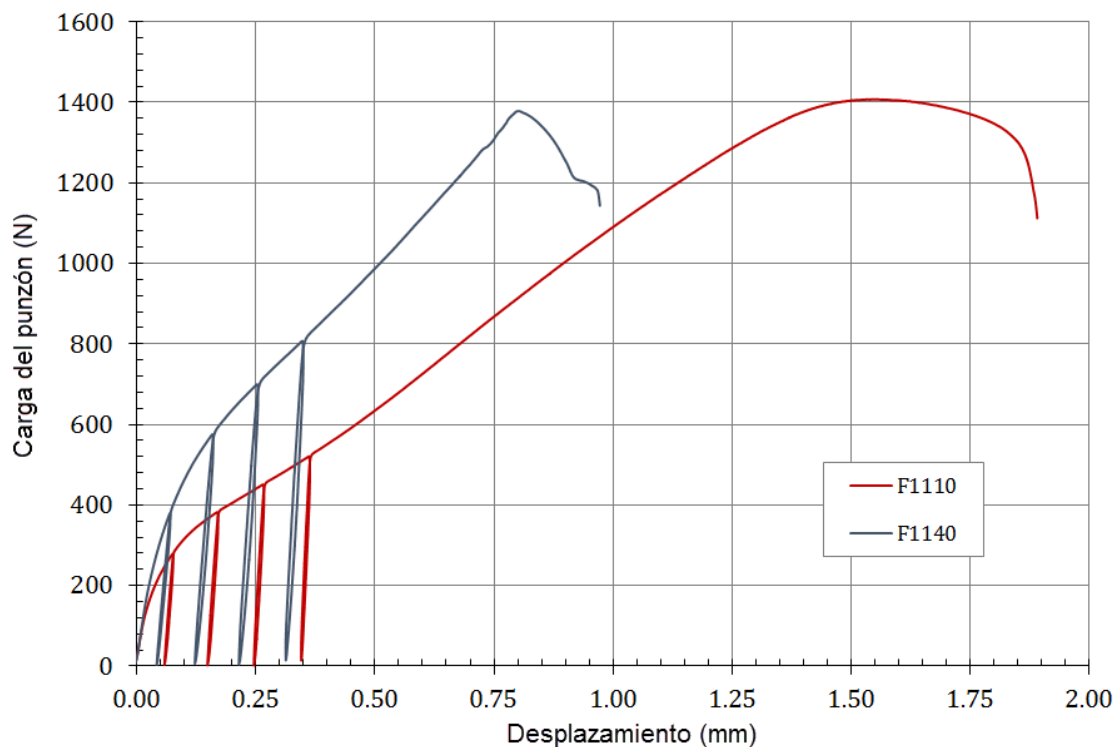


Figura 49. SPTs de las aleaciones F1110 y F1140

La metodología para obtener la pendiente de cada ciclo DC fue el mismo que se explicó y utilizó en el previo estudio MEF. La Tabla 8 incluye las pendientes obtenidas de todos los ciclos DC iniciados en desplazamientos de punzón de aproximadamente 0.1 mm para los ensayos experimentales. La Figura 50 representa gráficamente los

datos de pendiente reflejados en la Tabla 8 en la relación: módulos de elasticidad obtenidos de los ensayos de tracción frente a las pendientes SPT. La regresión lineal de estos datos mostró un factor de correlación experimental de $\lambda_{UL_{0.1}} = 14.326 \text{ mm}^{-1}$, cercano al factor de correlación obtenido de los estudios MEF previos ($\lambda_{MEF_{UL_{0.1}}} = 14.828 \text{ mm}^{-1}$; desviación del 3.6%).

La leve desviación entre el factor de correlación según el estudio MEF y la serie de ensayos experimentales, se debe a las simplificaciones propias del modelo numérico (las matrices y punzón fueron consideradas como sólidos rígidos, no se tuvieron en cuenta posibles leves diferencias geométricas debidas a las tolerancias de fabricación de todos los componentes, etc.).

La Tabla 8 muestra el módulo de elasticidad obtenido de los valores $Slope_{UL}$ de las curvas SPT y haciendo uso de los dos factores de correlación calculados ($\lambda_{UL_{0.1}} = 14.326 \text{ mm}^{-1}$ y $\lambda_{MEF_{UL_{0.1}}} = 14.828 \text{ mm}^{-1}$). Las desviaciones del cálculo de los módulos de elasticidad alcanzaron valores del 9.06% para el factor de correlación λ obtenido del estudio MEF. Estas desviaciones se vieron reducidas a un máximo del 5.37% cuando se utilizó el factor de correlación λ obtenido de los ensayos experimentales ($\lambda_{UL_{0.1}} = 14.326 \text{ mm}^{-1}$).

Tabla 8. Pendientes de los ciclos DC experimentales y módulos de elasticidad calculados

Material	$Slope_{UL_{cycle}}$ (N/mm)	$E_{tensile\ test}$ (MPa)	E_{calc_exp} (MPa)	Desviación (%)	E_{calc_FEM} (MPa)	Desviación (%)
F1110	15072.0	216430	215921.5	-0.23	223487.6	3.26
F1140	14633.0	204910	209632.4	2.30	216978.1	5.89
Al 6061 T6	4530.7	66295	64906.8	-2.09	67181.2	1.34
Mg AZ31	3154.5	42889	45191.4	5.37	46774.9	9.06
15-5PH H900	13346.0	194926	191194.8	-1.91	197894.5	1.52
Cu C18070	8854.3	128324	126846.7	-1.08	131973.3	2.92

$E_{tensile\ test}$: módulo de elasticidad obtenido de los ensayos de tracción.

E_{calc_exp} : módulo de elasticidad obtenido de la correlación con $\lambda = 14.326 \text{ mm}^{-1}$.

E_{calc_FEM} : módulo de elasticidad obtenido de la correlación con $\lambda = 14.828 \text{ mm}^{-1}$.

La Figura 50 muestra también la correlación lineal de las pendientes $Slope_{ini}$ de los materiales ensayados ofreciendo un factor de correlación de $\lambda_{Slope_{ini}} = 24.155 \text{ mm}^{-1}$. Las desviaciones de estos valores con respecto a su regresión lineal son mucho más elevadas que las obtenidas para la pendiente $Slope_{UL_{0.1}}$.

Se obtuvo la pendiente teórica $Slope_{Th_{UL_{0.1}}}$ de cada uno de los materiales utilizados en los ensayos experimentales haciendo uso de la ecuación (45) del modelo teórico estudiado en el capítulo del cálculo analítico correspondiente. La Tabla 9 resume los valores de pendiente teórica para los seis materiales experimentales. El valor del factor de correlación teórico fue de $\lambda_{UL_{0.1}}^{Th} = 15.574 \text{ mm}^{-1}$.

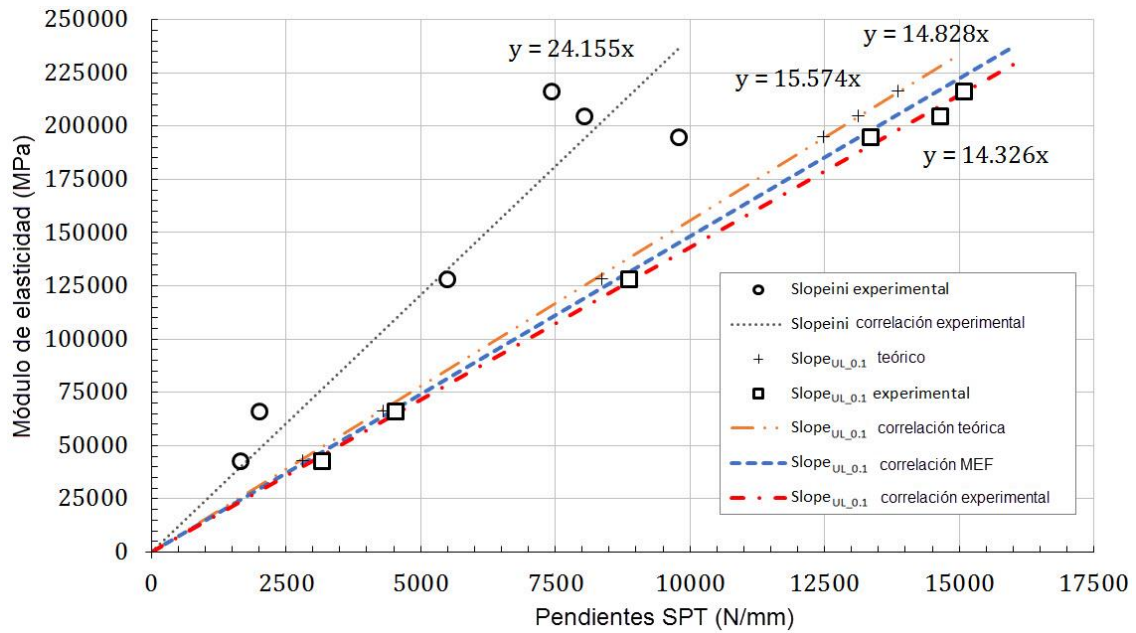


Figura 50. Correlación entre las pendientes SPT y el módulo de elasticidad de los materiales experimentales

Tabla 9. Pendientes del modelo teórico y desviación con respecto al $Slope_{UL_{0.1}}$ experimental

Material	$Slope_{UL_{0.1}}^{th}$ (N/mm)	Desviación (%)
F1110	13857.67	-8.06
F1140	13120.06	-10.34
Al 6061 T6	4303.07	-5.02
Mg AZ31	2812.21	-10.85
15-5PH H900	12480.80	-6.48
Cu C18070	8364.82	-5.53

$Slope_{UL_{0.1}}^{th}$: $Slope_{UL_{0.1}}$ obtenida con el modelo teórico

4 Estudio del límite elástico

4.1 Metodología y materiales

Actualmente existen ocho métodos para la obtención del límite elástico a través del ensayo SPT:

- Método de Mao o de las dos tangentes (P_{y_Mao}).
- Método de Mao proyectado ($P_{y_MaoProy}$).
- Método del CEN o de las dos secantes (P_{y_CEN}).
- Método del offset $t/10$ ($P_{y_t/10}$).
- Método del offset $t/100$ ($P_{y_t/100}$).
- Método del offset 0.1 mm ($P_{y_0.1mm}$).
- Método del punto de inflexión (P_{y_infl}).
- Método del criterio energético (P_{y_ene}).

Aunque a lo largo del capítulo del estado del arte de la presente tesis doctoral se han ido comentado estos métodos conforme fueron publicados por sus autores, a continuación se compila un resumen de cada uno de ellos.

Método de Mao o de las dos tangentes

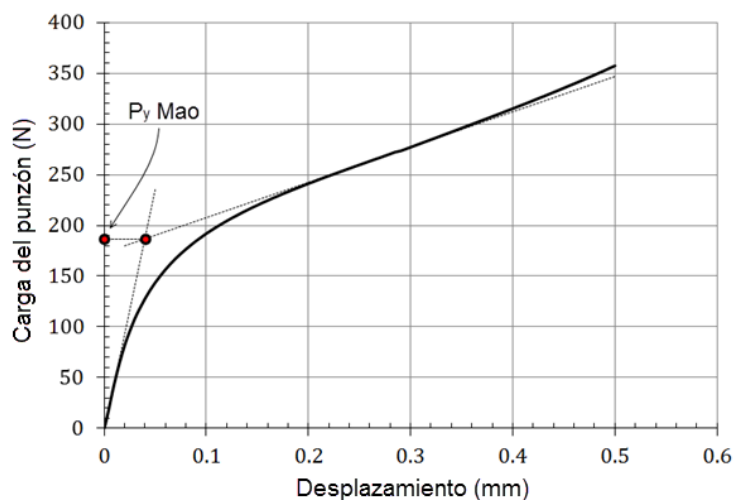


Figura 51. Cálculo de P_y con el método de Mao

Este método obtiene un valor de carga de fluencia P_y de la intersección de dos rectas: una tangente a la conocida como zona I elástica de la curva SPT y otra tangente a la zona III. La Figura 51 muestra el desarrollo del método.

Método de Mao proyectado

Se trata de una derivación del método de Mao, en el que el punto de intersección de las dos tangentes es proyectado verticalmente sobre la curva SPT.

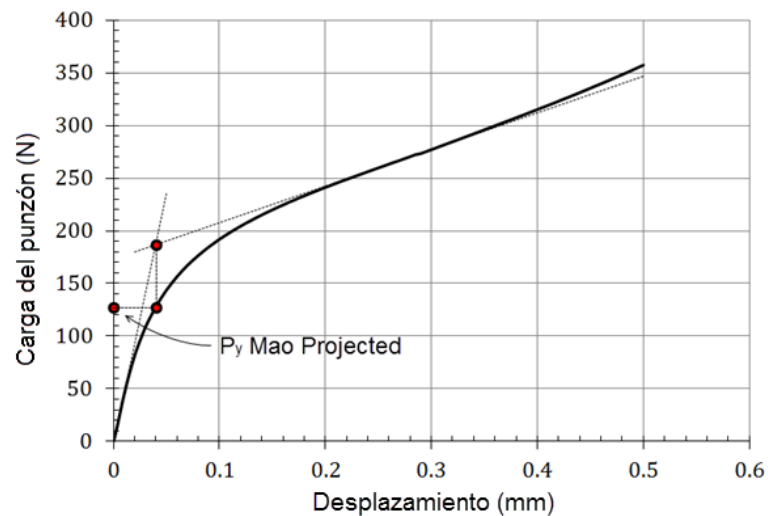


Figura 52. Cálculo de P_y con el método de Mao proyectado

Método del CEN o de las dos secantes

Desarrollado en el manual de recomendaciones del CEN, se genera una función $f(u)$ bilineal en la que debe minimizarse el error con respecto a la curva SPT experimental. La proyección vertical sobre la curva experimental del punto de cruce A de esas dos rectas establece el valor de la carga de fluencia P_y del ensayo. Las ecuaciones de más abajo muestran la función bilineal y la ecuación de error que debe minimizarse. El sentido de esta nueva metodología no se basa en que muestre un mayor nivel de precisión, sino en su univocidad al compararse con el resto de métodos de obtención de P_y .

$$f(u) = \begin{cases} \frac{f_A}{u_A} u & \text{si } 0 \leq u \leq u_A \\ \frac{f_B - f_A}{u_B - u_A} (u - u_A) + f_A & \text{si } u_A \leq u \leq u_B \end{cases} \quad (4.1)$$

$$err = \int_0^{u_B} [F(u) - f(u)]^2 du \quad (4.2)$$

donde,

$f(u)$ es la nube de puntos experimental obtenida de la curva SPT,

u el valor de desplazamiento experimental del punzón,

u_A el desplazamiento en el que se cruzan las rectas. El valor de carga experimental correspondiente a este valor de desplazamiento del punzón es la carga de fluencia P_y obtenida a través de este método.

u_B el desplazamiento máximo hasta el que se evalúa la minimización del error. El manual recomendaba que fuera igual al espesor de la probeta,

f_A y f_B los valores de carga de los puntos A y B.

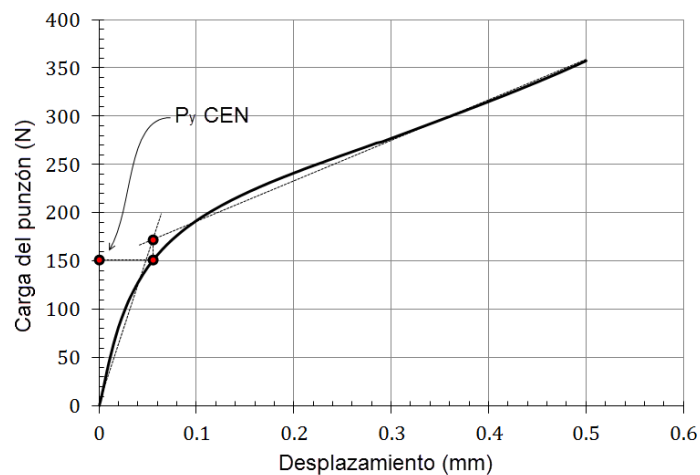


Figura 53. Cálculo de P_y con el método del CEN

Métodos del offset $t/10$, $t/100$ y 0.1 mm

Estos tres métodos son muy parecidos entre sí. El valor de la carga de fluencia P_y se obtiene de un modo similar al que se utiliza en los ensayos de tracción para la obtención del límite elástico. Se traza una recta paralela a la tangente de la zona I de la curva SPT con un offset de $t/10$, $t/100$ o 0.1 mm de desplazamiento de punzón en función de si se usa uno u otro método.

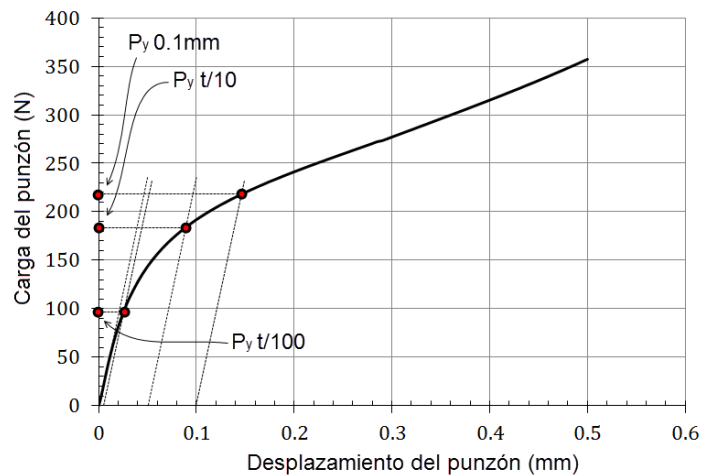


Figura 54. Cálculo de P_y con los métodos offset

Método del punto de inflexión

Este método toma el valor de la carga de fluencia P_y del punto de inflexión de la zona I de la curva SPT.

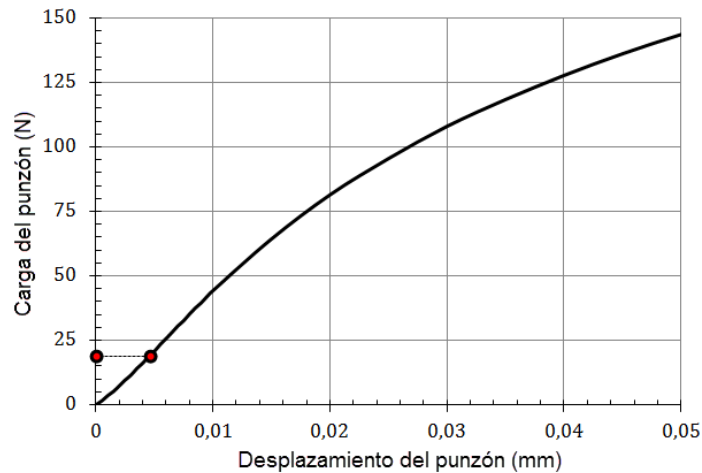


Figura 55. Cálculo de P_y con el método del punto de inflexión

Método del criterio energético

En este método se mide el área bajo la curva SPT (A) y su complementario (A_c) sobre la curva y se relacionan linealmente con la ecuación (31) hasta que se verifica la igualdad de la mencionada ecuación. El valor de carga para el que se verifica la ecuación (4.3) se asume como la carga de fluencia P_y a correlacionar con el límite elástico.

$$A = 1.5 \cdot A_c \quad (4.3)$$

No existe actualmente ningún estudio sistemático de todas estas metodologías en su conjunto pero si englobáramos la distribución de todas las cargas de fluencia P_y halladas por los seis métodos actuales que se proyectan sobre la curva SPT (ver Figura 56), se observa que se cubre una amplia selección de las zonas I y II de la curva SPT. Que toda esa amplitud de resultados pueda en mayor o menor medida ofrecer una correlación con una propiedad mecánica específica del material, implicaría la ausencia de relación biunívoca entre los datos ofrecidos por el ensayo SPT y el límite elástico del material.

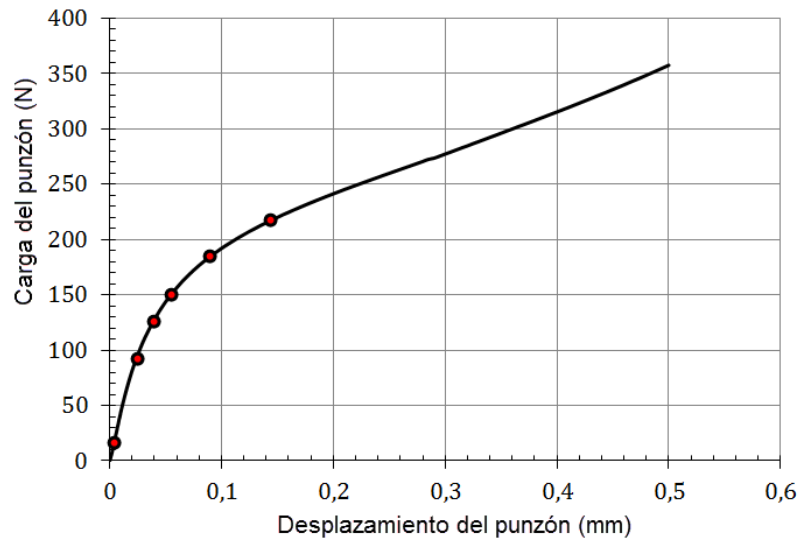


Figura 56. P_y 's calculados por los seis métodos que se proyectan sobre la curva SPT

Es por ello que en este estudio del límite elástico, se llevó a cabo la siguiente línea de investigación:

- Realización de un estudio de detalle de la dependencia de las cargas de fluencia P_y de los métodos actuales con más de una propiedad plástica con el fin de demostrar la arbitrariedad de las correlaciones actuales.
- Validar numéricamente un método alternativo con el que obtener el límite elástico a través del ensayo SPT que muestre un alto nivel de dependencia con el límite elástico, y baja dependencia con el resto de propiedades plásticas del material.
- Llevar a cabo una batería de ensayos experimentales (ensayos de tracción uniaxial y ensayos SPT) para demostrar la validez de las simulaciones MEF previamente realizadas y fijar un nuevo método de correlación para la obtención del límite elástico del material.

Las simulaciones MEF se basaron en 36 materiales hipotéticos cuyas propiedades plásticas siguieron una curva de endurecimiento del tipo Ramberg-Osgood como el establecido en el capítulo anterior del estudio del módulo de elasticidad.

Las propiedades elásticas de estos materiales hipotéticos se fijaron en $E = 200000$ MPa y $\nu = 0.3$, y el comportamiento plástico se estableció en nueve familias (M1.y a M9.y) con diferentes límites elásticos (100, 250, 400, 550, 700, 850, 1000, 1200 y 1400 MPa). A cada una de estas nueve familias se les asignó cuatro coeficientes de endurecimiento n (6.95, 8.95, 14 y 35). La Tabla 10 muestra las propiedades plásticas asignadas a cada uno de estos materiales.

Tabla 10. Propiedades mecánicas de los materiales hipotéticos

Material	σ_y (MPa)	n^*	Material	σ_y (MPa)	n^*
M1.1	100	6.95	M5.3	700	14
M1.2	100	8.95	M5.4	700	35
M1.3	100	14	M6.1	850	6.95
M1.4	100	35	M6.2	850	8.95
M2.1	250	6.95	M6.3	850	14
M2.2	250	8.95	M6.4	850	35
M2.3	250	14	M7.1	1000	6.95
M2.4	250	35	M7.2	1000	8.95
M3.1	400	6.95	M7.3	1000	14
M3.2	400	8.95	M7.4	1000	35
M3.3	400	14	M8.1	1200	6.95
M3.4	400	35	M8.2	1200	8.95
M4.1	550	6.95	M8.3	1200	14
M4.2	550	8.95	M8.4	1200	35
M4.3	550	14	M9.1	1400	6.95
M4.4	550	35	M9.2	1400	8.95
M5.1	700	6.95	M9.3	1400	14
M5.2	700	8.95	M9.4	1400	35

(*) Parámetro de Ramberg-Osgood

La geometría de matrices, punzón y probeta SPT fueron las mismas que las establecidas en el apartado anterior.

En los ensayos experimentales se utilizaron seis aceros para obtener un rango amplio de límites elásticos desde 160 MPa a 1215 MPa. La Tabla 11 muestra las propiedades mecánicas de estos materiales.

Tabla 11. Propiedades mecánicas de los materiales experimentales

Material	E (MPa)	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	ϵ_{fract} (mm/mm)
DC04 (1.0338)	203000	160	288.00	0.47
HC300LA (1.0489)	206000	322	411.00	0.31
DC01 (1.0330)	208000	229	353.00	0.35
F1110 (1.0401)	216430	550.60	615.60	0.19
F1140 (1.1191)	204910	745.00	922.67	0.10
15-5PH H900 (1.4545)	194926	1215.00	1310.00	0.16

4.2 Análisis numérico

Para el caso del estudio por elementos finitos de la correlación del límite elástico, se investigó en tres líneas:

- Comprender el comportamiento de la probeta SPT durante todas las zonas de la curva carga-deformación que se utilizan para la obtención de la carga de fluencia P_y .
- Descubrir un dato de la curva SPT cuya correlación con el límite elástico del material pueda contener en su planteamiento una lógica física del comportamiento de la probeta.
- Elaborar una batería de simulaciones MEF de una serie de materiales hipotéticos para verificar la bondad del nuevo método planteado.

4.2.1 Estudio de las cargas de fluencia P_y

La Figura 57 muestra la curva SPT obtenida de la simulación MEF del material hipotético M2.3. Las líneas punteadas representan las tangentes que se utilizan para la obtención de la carga de fluencia según el método de Mao y de Mao proyectado. La línea vertical dibujada a un valor de desplazamiento de 0.26 mm representa la zona de la curva SPT que es necesaria para obtener el valor de dicha carga de fluencia. Por tanto, la carga de fluencia de Mao es dependiente de los parámetros de la curva SPT entre 0 y 0.26 mm de desplazamiento de punzón.

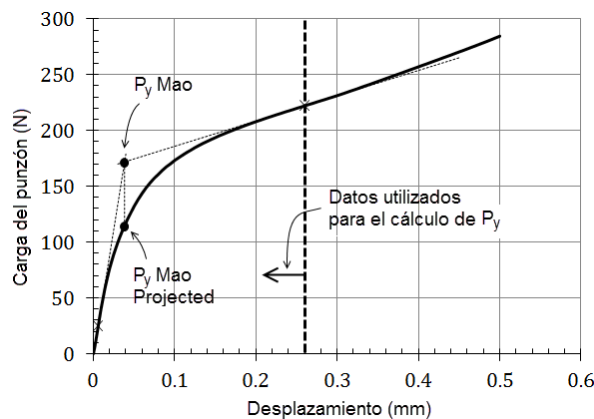


Figura 57. Curva SPT del material hipotético M2.3 y cálculo de las cargas de fluencia P_{y_Mao} y $P_{y_MaoProy}$

La Figura 58 muestra el esfuerzo Von Mises en la probeta SPT para el material hipotético M2.3. El color gris representa el área con valores de Von Mises superiores al límite elástico del material (250 MPa). Se observa con claridad que la mayor parte de la probeta se encuentra por encima del límite elástico del material en todos los desplazamientos de punzón por encima de 0.1 mm. Si en estos materiales hipotéticos el parámetro que controla el comportamiento del material para esfuerzos por encima del límite elástico, es el coeficiente de endurecimiento n , todos los desplazamientos de punzón que muestren un área dominante de comportamiento plástico en la probeta, serán dependientes del factor n . Ello significa que todos los puntos por encima de un valor de desplazamiento de 0.1 mm, son dependientes en menor o mayor grado del endurecimiento del material. En conclusión, las cargas de fluencia de Mao y Mao proyectado, que utilizan puntos de la curva SPT por encima de los 0.1 mm, serán

dependientes no solo del límite elástico, sino también del endurecimiento por deformación del material.

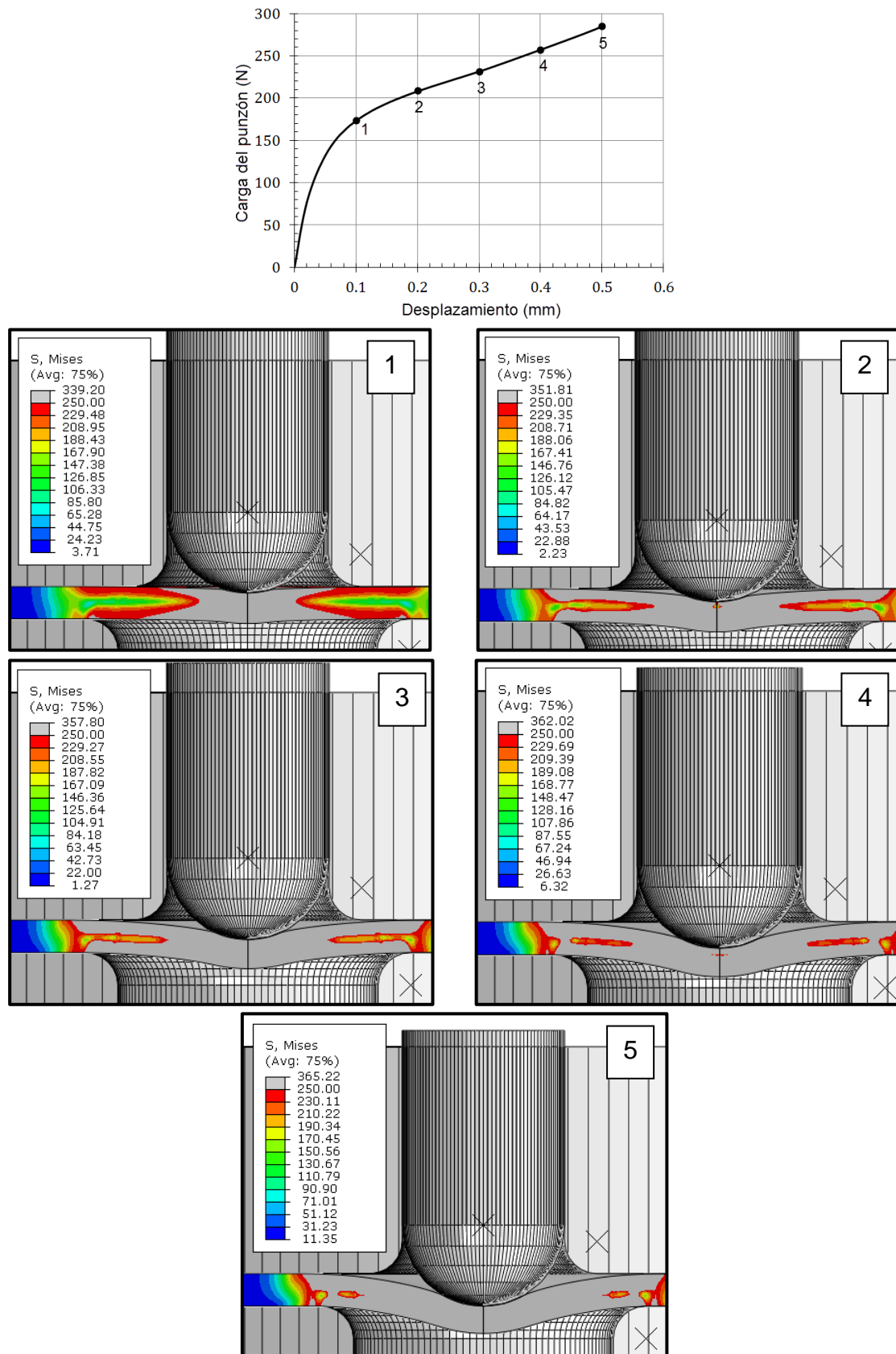


Figura 58. Esfuerzo Von Mises de la simulación MEF del SPT del material M2.3

El resto de metodologías mostraron problemas similares para el cálculo de la carga de fluencia P_y . El único método que hacía uso de un valor de desplazamiento temprano, el método del punto de inflexión, no tuvo continuidad en su desarrollo más allá del de su aparición y tampoco se desarrolló ni publicó en base a un estudio detallado del comportamiento del ensayo SPT.

Las figuras de más abajo muestran un detalle de las primeras fases de la curva SPT del material hipotético M2.3. Se representan cuatro instantes de la simulación para los valores de desplazamiento de 0.002, 0.004, 0.006 y 0.008 mm. El punto 3, con un desplazamiento de 0.006 mm, coincide con la posición en la que se produce la inflexión de la curva SPT. Es, por tanto, el punto de máxima pendiente de la zona I, conocido como $Slope_{ini}$ por la literatura.

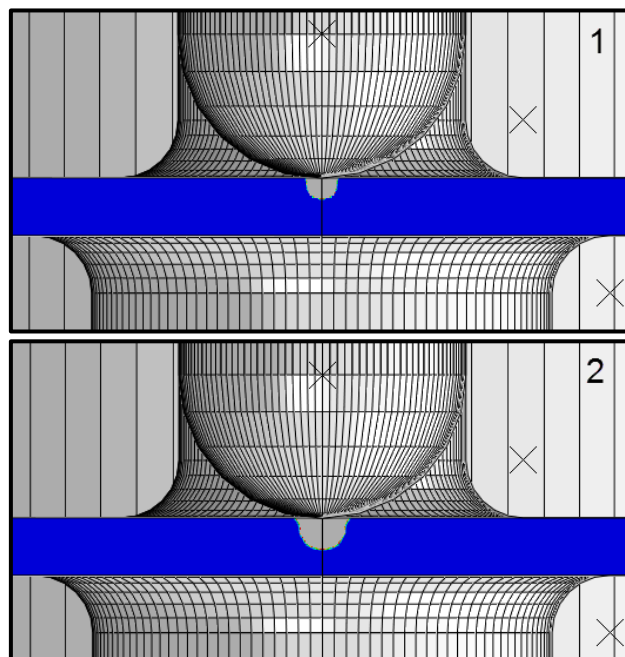
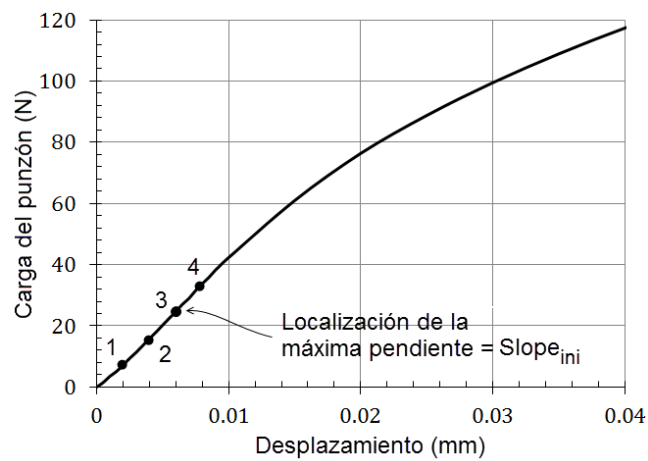


Figura 59. Simulación MEF del ensayo SPT del material M2.3 (las zonas grises indican áreas plastificadas)

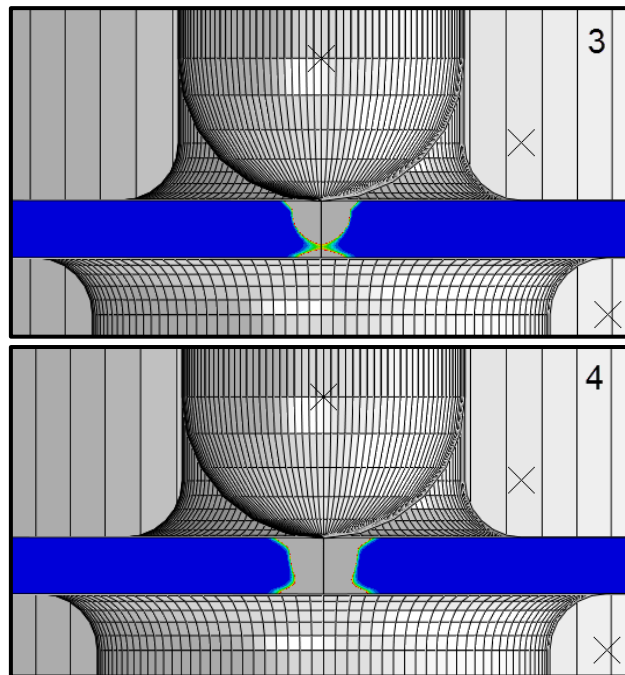


Figura 59 (cont.). Simulación MEF del ensayo SPT del material M2.3 (las zonas grises indican áreas plastificadas)

Se observa que la fluencia se inicia en la cara superior de la probeta justo bajo el punzón desde los primeros instantes del ensayo. Esta área plastificada profundiza en el espesor de la probeta con el desplazamiento del punzón y, al alcanzar el punto 3, que corresponde con el valor de la pendiente máxima de la curva ($Slope_{ini}$), es justo cuando la plastificación alcanza la cara inferior de la probeta. Se observa que mientras la plastificación queda contenida y embebida en el disco SPT, la pendiente, y en consecuencia la rigidez, va aumentando al aumentar el área de contacto de la indentación del punzón. En el momento en que esta plastificación supera el espesor y se inicia el proceso de flexión plástica de parte de la probeta, la evolución de la rigidez sufre una inflexión que se ve reflejada en la aparición del punto singular $Slope_{ini}$ en la curva SPT. Es por ello, que el valor de la pendiente $Slope_{ini}$, podría mostrar una clara dependencia con el límite elástico del material. Su dependencia con el endurecimiento n se muestra despreciable al observar la Figura 60, en la que se representa la deformación relativa plástica equivalente de la zona de contacto punzón-probeta para el valor de desplazamiento de 0.006 mm correspondiente a la pendiente $Slope_{ini}$. Se observa como la gran mayoría del material se encuentra en valores de deformación por debajo de 0.00619 mm/mm. Por tanto, el ensayo sigue mayormente controlado por el límite elástico y las propiedades elásticas del material, y la influencia del coeficiente de endurecimiento n es despreciable, y el valor de la mencionada pendiente $Slope_{ini}$ podría mostrar una buena correlación con el límite elástico del material.

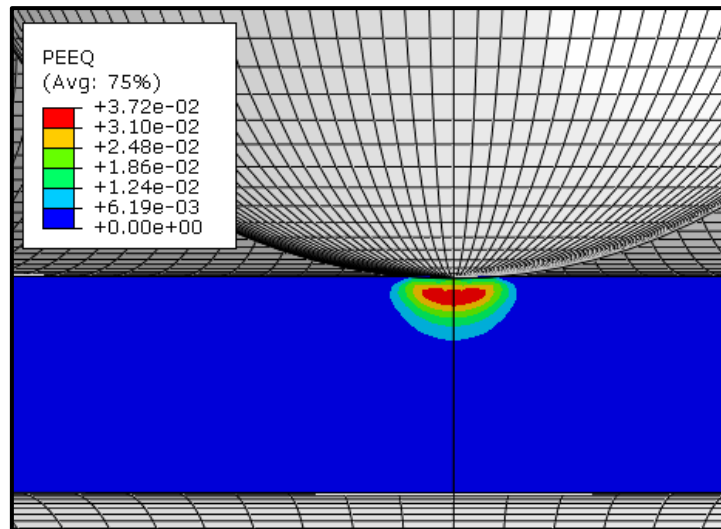


Figura 60. Deformación relativa plástica equivalente en el punto 3 del ensayo SPT del material M2.3

4.2.2 Estudio de los materiales hipotéticos

En este estudio se simularon ensayos SPT de 36 materiales hipotéticos. La Figura 61 muestra las curvas carga-desplazamiento del punzón de estas simulaciones.

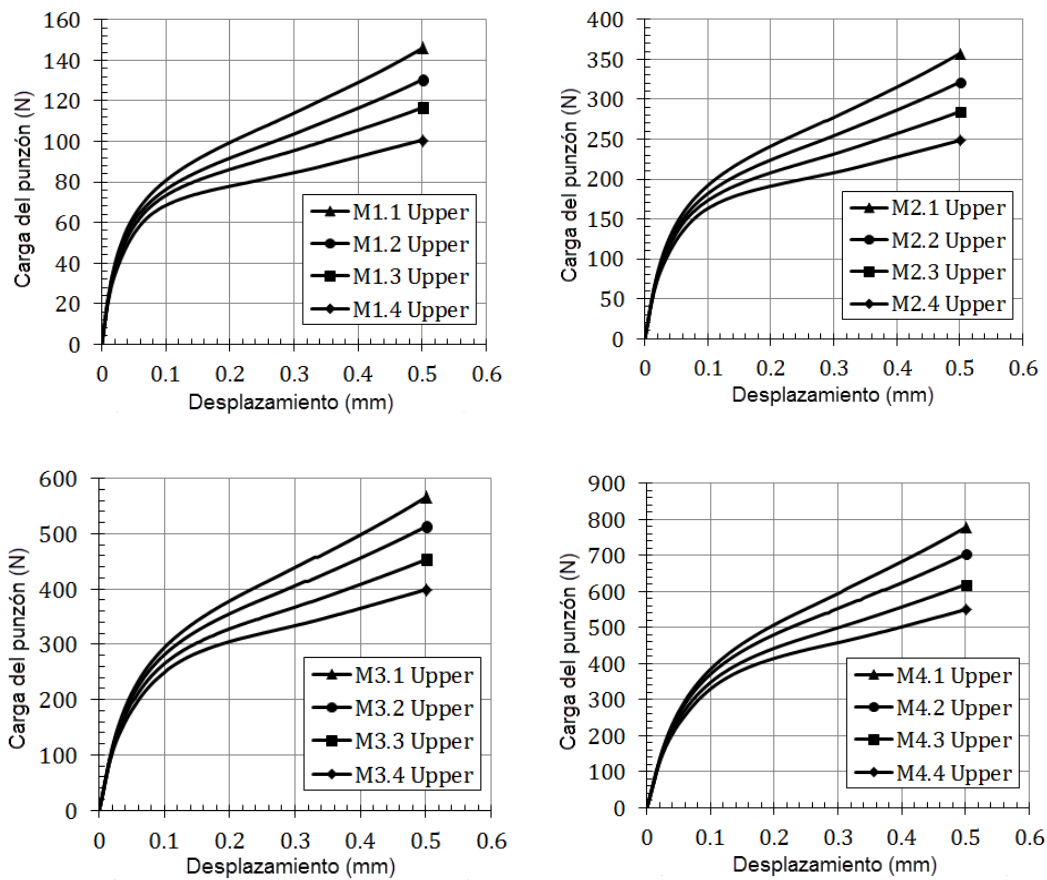


Figura 61. Curvas SPT de las simulaciones MEF de los materiales hipotéticos

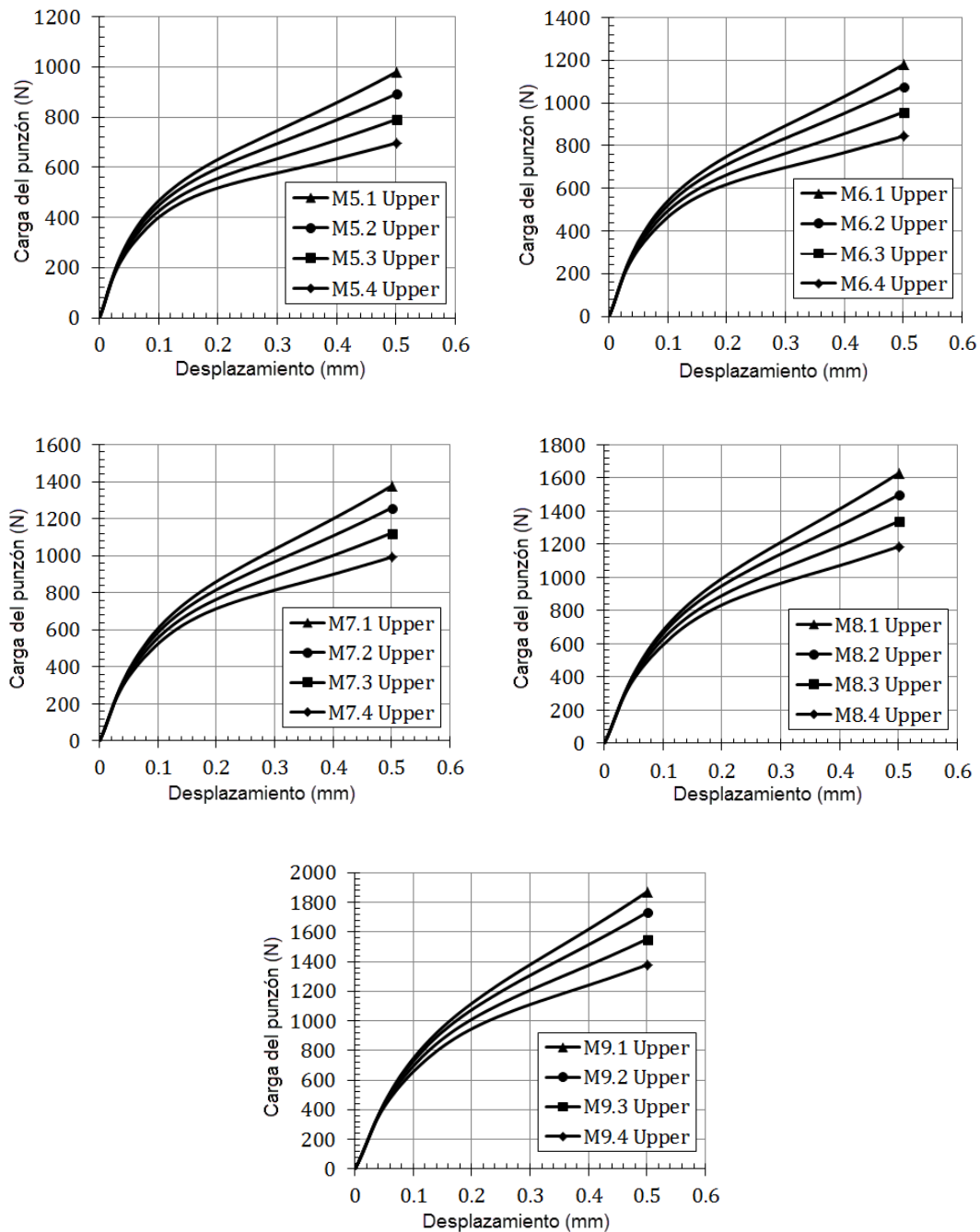


Figura 61 (Cont.). Curvas SPT de las simulaciones MEF de los materiales hipotéticos

La Figura 62 muestra la correlación de todos los materiales hipotéticos haciendo uso de los ocho métodos existentes en la literatura. Se incluye también la nueva propuesta de correlación a través de la pendiente máxima de la zona I de la curva SPT ($Slope_{ini}$).

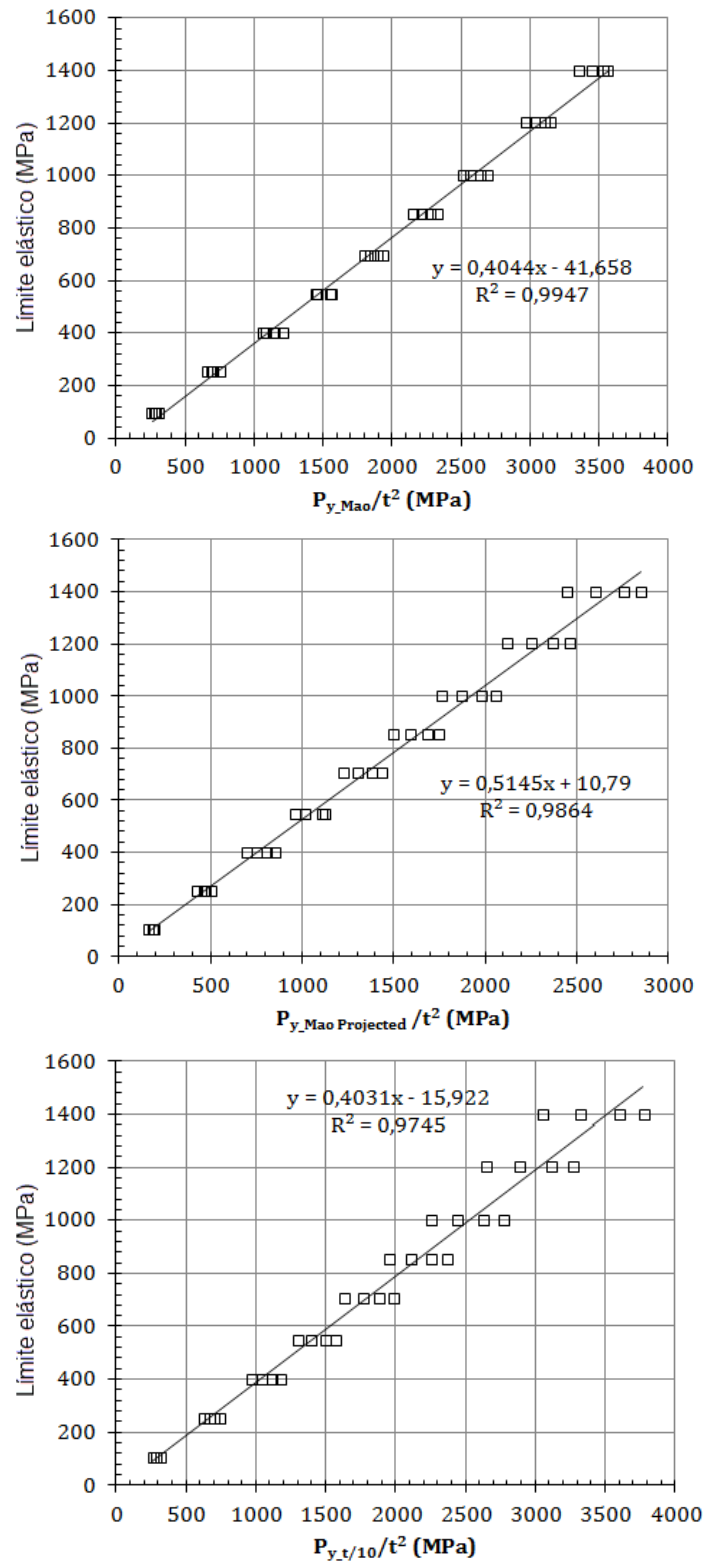


Figura 62. Correlación de los materiales hipotéticos según los métodos existentes en la literatura

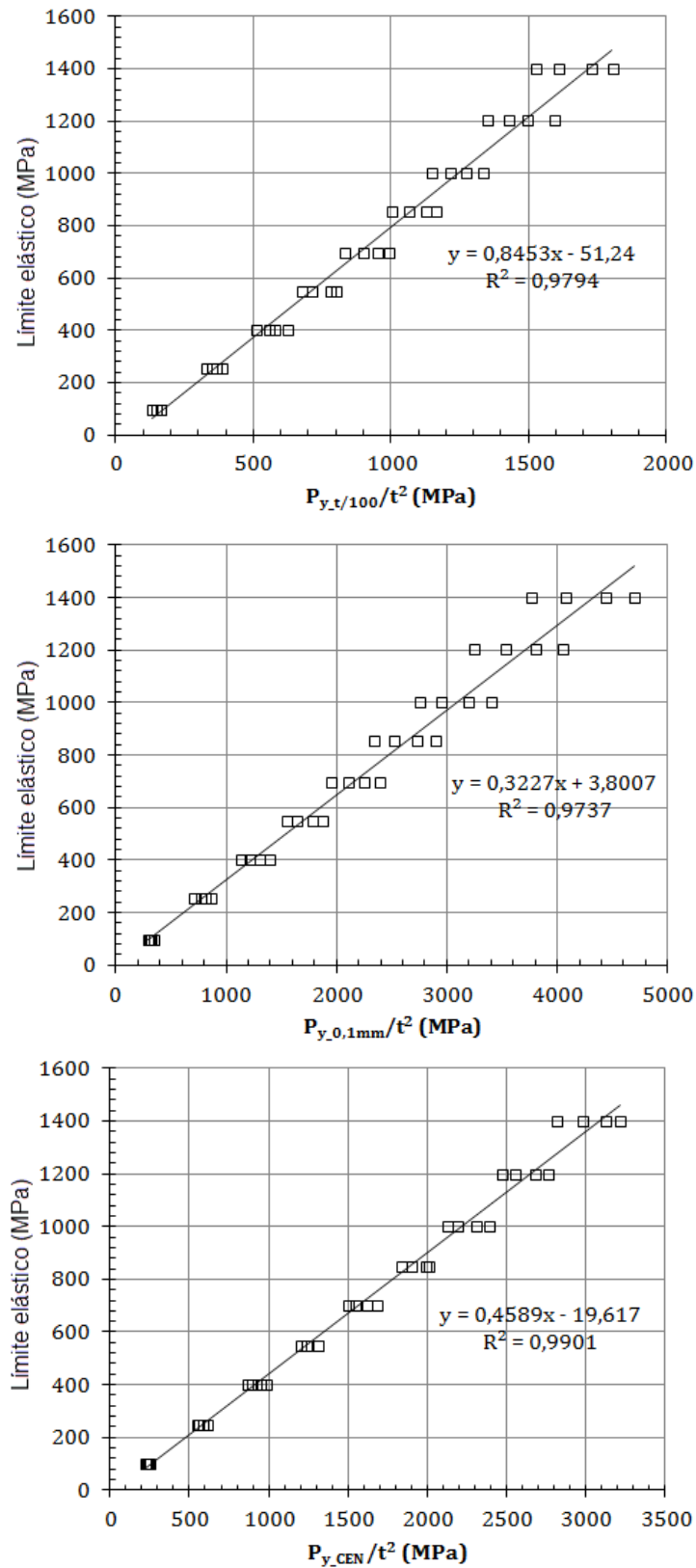


Figura 62 (Cont.). Correlación de los materiales hipotéticos según los métodos existentes en la literatura

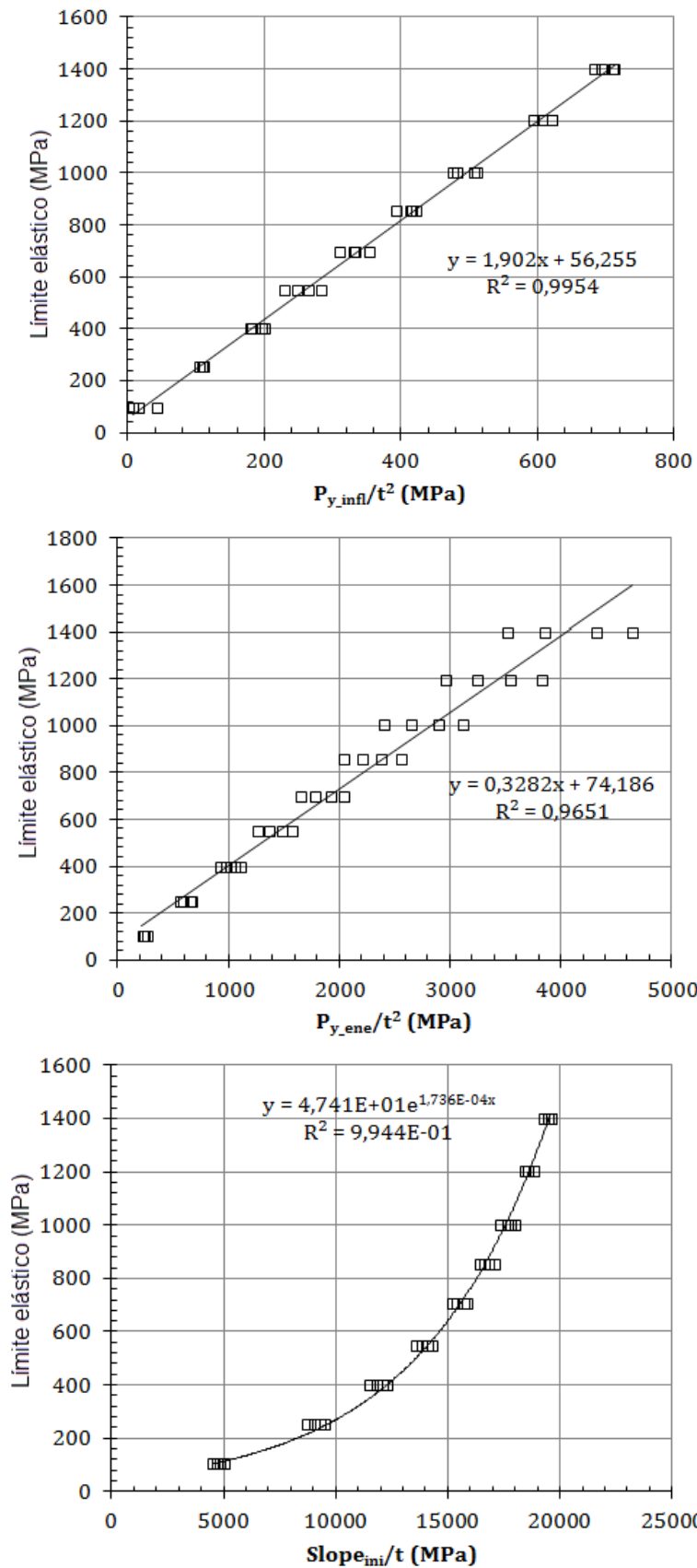


Figura 62 (Cont.). Correlación de los materiales hipotéticos según los métodos existentes en la literatura

Las ecuaciones de correlación obtenidas fueron:

$$\text{Método de Mao: } \sigma_y = 0.4044 \cdot \frac{P_y}{t^2} - 41.66 \quad (4.4)$$

$$\text{Método de Mao proyectado: } \sigma_y = 0.5145 \cdot \frac{P_y}{t^2} + 10.79 \quad (4.5)$$

$$\text{Método del offset } t/10: \sigma_y = 0.4031 \cdot \frac{P_y}{t^2} - 15.92 \quad (4.6)$$

$$\text{Método del offset } t/100: \sigma_y = 0.8453 \cdot \frac{P_y}{t^2} - 51.24 \quad (4.7)$$

$$\text{Método del offset } 0.1\text{mm: } \sigma_y = 0.3227 \cdot \frac{P_y}{t^2} + 3.80 \quad (4.8)$$

$$\text{Método del CEN: } \sigma_y = 0.4589 \cdot \frac{P_y}{t^2} - 19.62 \quad (4.9)$$

$$\text{Método del punto de inflexión: } \sigma_y = 1.9020 \cdot \frac{P_y}{t^2} + 56.25 \quad (4.10)$$

$$\text{Método del criterio energético: } \sigma_y = 0.3282 \cdot \frac{P_y}{t^2} + 74.19 \quad (4.11)$$

$$\text{Método de la pendiente máxima: } \sigma_y = 47.41 \cdot e^{1.736 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{Slope_{ini}}{t}} \quad (4.12)$$

La Figura 63 muestra las desviaciones entre el límite elástico introducido en las simulaciones MEF y el límite elástico obtenido por las anteriores ecuaciones de correlación. Se observa que el método que más precisión mostró fue el de la pendiente máxima de la zona I de la curva SPT, seguido de cerca por los métodos de Mao proyectado y el propuesto por el CEN.

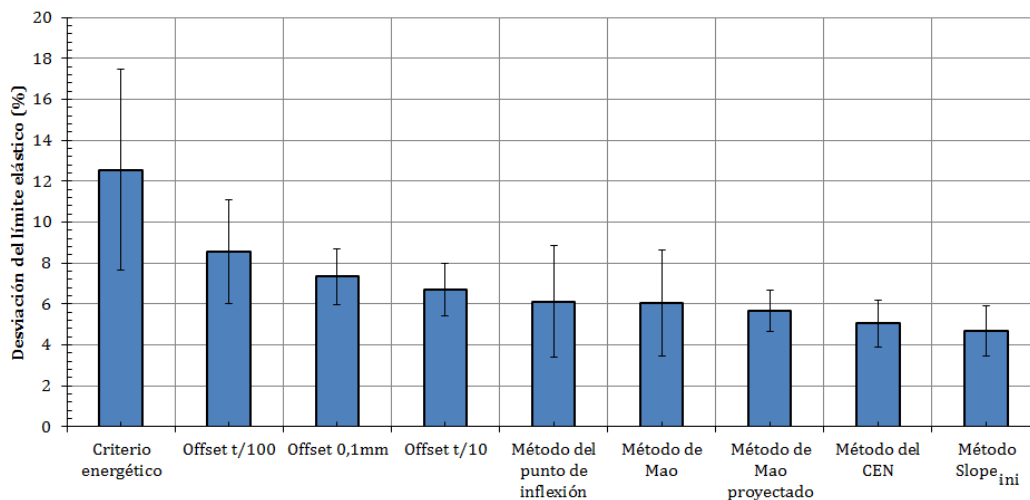


Figura 63. Desviaciones de las correlaciones del límite elástico

4.3 Ensayos experimentales

Para la validación experimental del sistema de correlación propuesto para el límite elástico, se eligieron seis aceros: DC01, DC04, HC300LA, F1110, F1140 y 15-5PH H900.

Las propiedades mecánicas de estas seis aleaciones fueron obtenidas de ensayos estándar de tracción y están contenidas en la Tabla 11 del apartado correspondiente del capítulo de Metodología y Materiales.

La Figura 64 muestra las curvas SPT obtenidas de los ensayos experimentales. La geometría y la configuración del ensayo fue la misma que se utilizó en las simulaciones MEF y los ensayos realizados para el estudio del módulo de elasticidad.

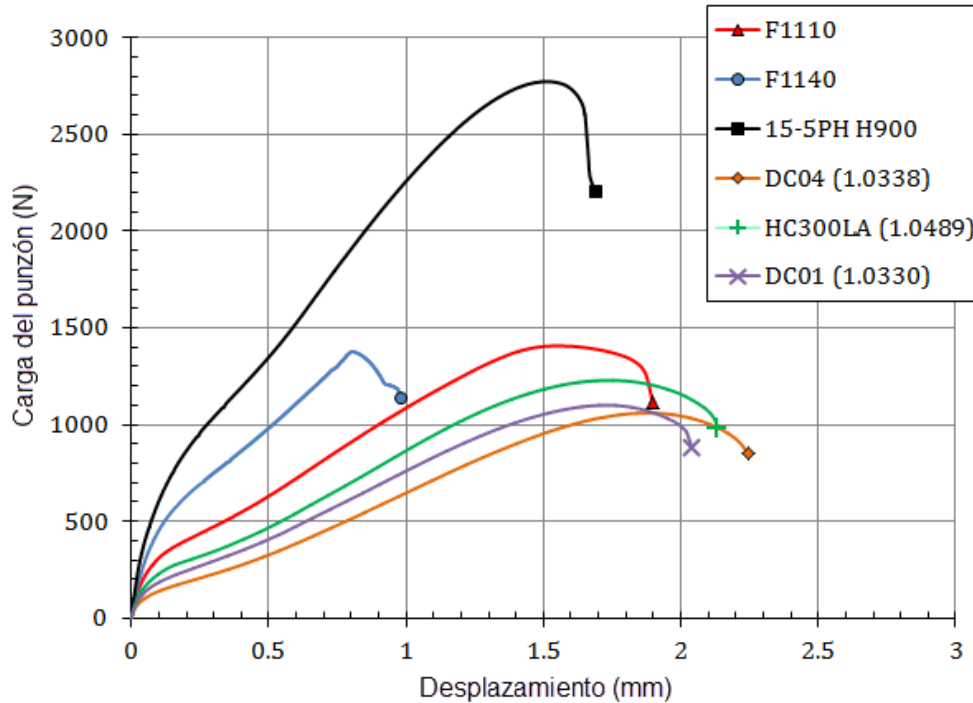


Figura 64. Curvas SPT experimentales

Las figuras de más abajo muestran las correlaciones de los límites elásticos obtenidos de los ensayos de tracción con las cargas de fluencia P_y obtenidas a través de los distintos métodos existentes y el nuevo método de la pendiente máxima de la zona I de la curva SPT.

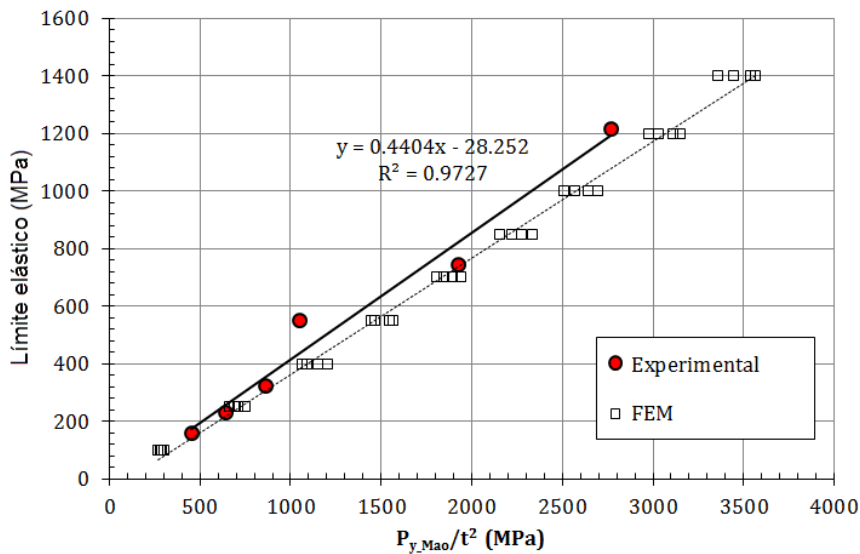


Figura 65. Correlaciones de los ensayos experimentales

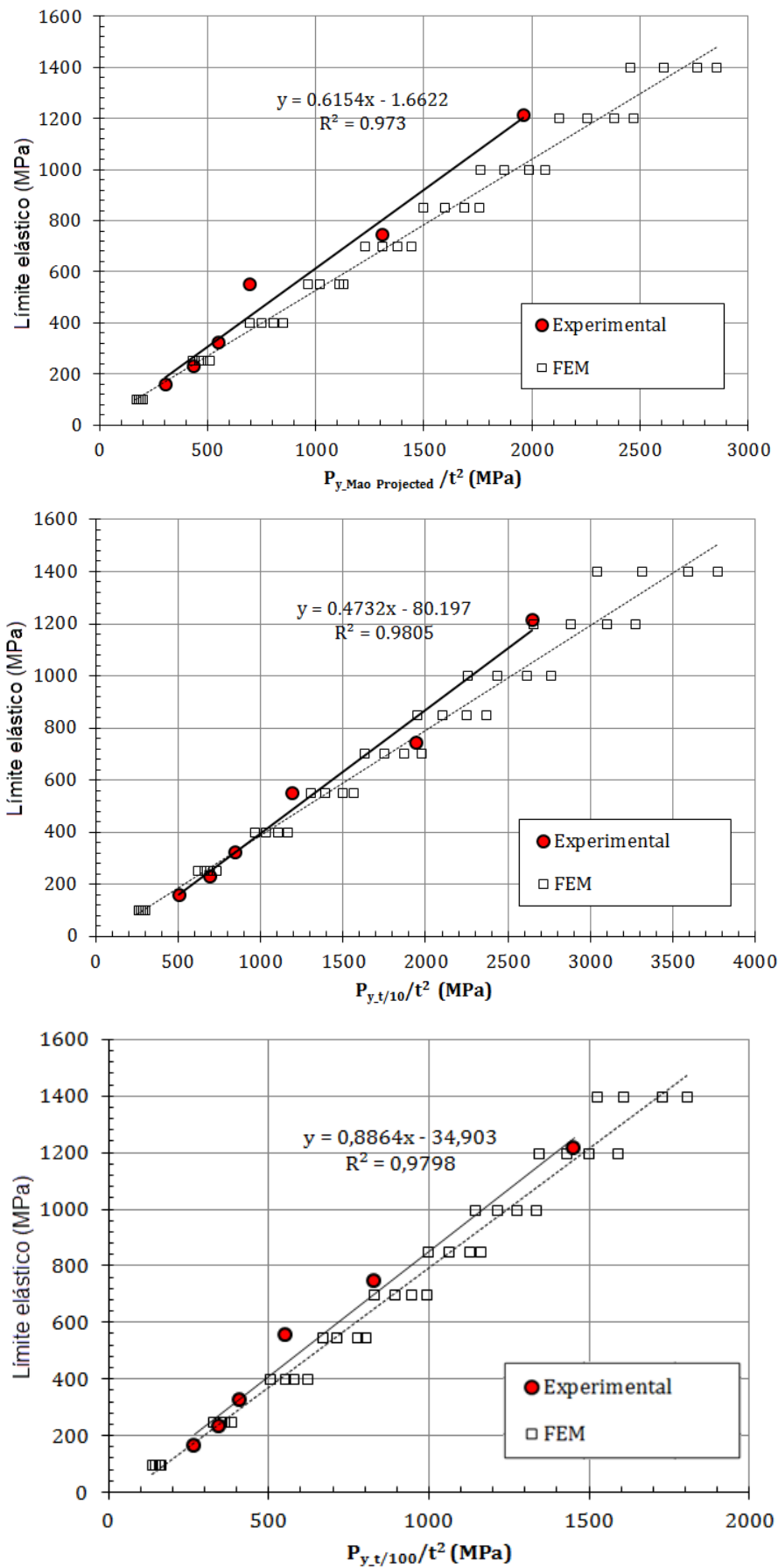


Figura 65 (cont.). Correlaciones de los ensayos experimentales

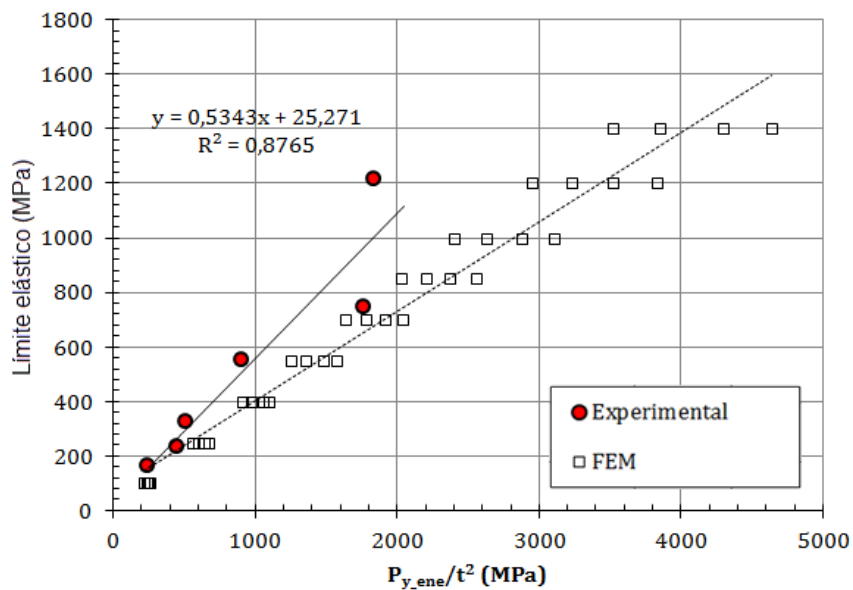
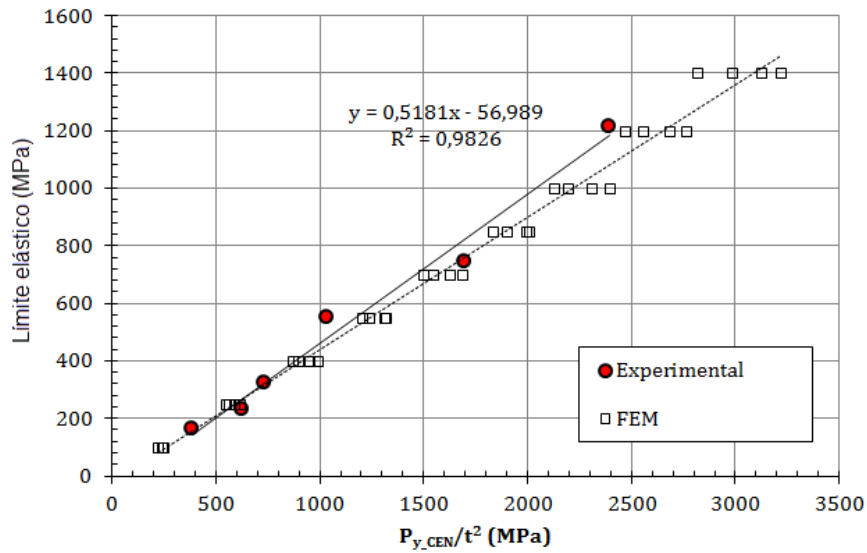
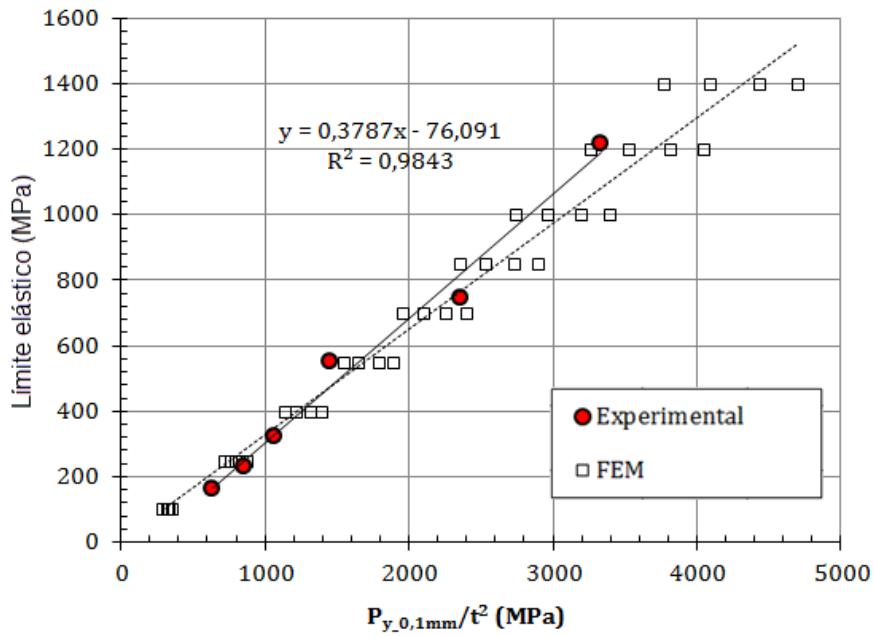


Figura 65 (cont.). Correlaciones de los ensayos experimentales

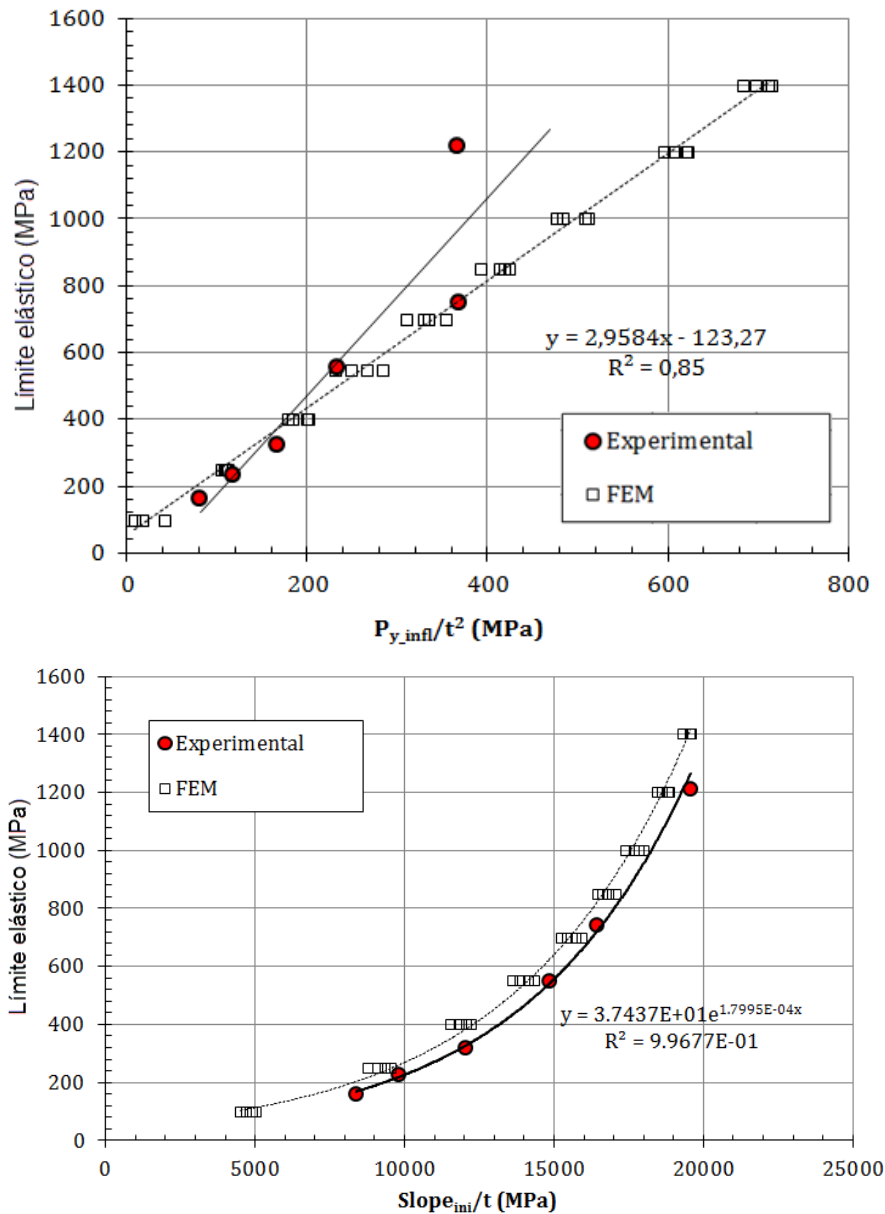


Figura 65 (cont.). Correlaciones de los ensayos experimentales

Las ecuaciones de correlación obtenidas fueron las siguientes:

$$\text{Método de Mao: } \sigma_y = 0.404 \cdot \frac{P_y}{t^2} - 28.2 \quad (4.13)$$

$$\text{Método de Mao proyectado: } \sigma_y = 0.615 \cdot \frac{P_y}{t^2} - 1.66 \quad (4.14)$$

$$\text{Método del offset } t/10: \sigma_y = 0.473 \cdot \frac{P_y}{t^2} - 80.19 \quad (4.15)$$

$$\text{Método del offset } t/100: \sigma_y = 0.886 \cdot \frac{P_y}{t^2} - 34.90 \quad (4.16)$$

$$\text{Método del offset } 0.1\text{mm: } \sigma_y = 0.379 \cdot \frac{P_y}{t^2} - 76.09 \quad (4.17)$$

$$\text{Método del CEN: } \sigma_y = 0.518 \cdot \frac{P_y}{t^2} - 56.99 \quad (4.18)$$

$$\text{Método del punto de inflexión: } \sigma_y = 2.958 \cdot \frac{P_y}{t^2} - 123.27 \quad (4.19)$$

$$\text{Método del criterio energético: } \sigma_y = 0.534 \cdot \frac{P_y}{t^2} + 25.27 \quad (4.20)$$

$$\text{Método de la pendiente máxima: } \sigma_y = 37.44 \cdot e^{1.799 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{Slope_{ini}}{t}} \quad (4.21)$$

La Figura 66 muestra el nivel de desviaciones entre el límite elástico calculado con las ecuaciones obtenidas de las distintas correlaciones y el límite elástico obtenido de los ensayos de tracción. Se observa que el método de la pendiente $Slope_{ini}$ genera menores desviaciones con una dispersión mucho menor al compararla con los resultados obtenidos a partir del resto de métodos de correlación existentes en la literatura.

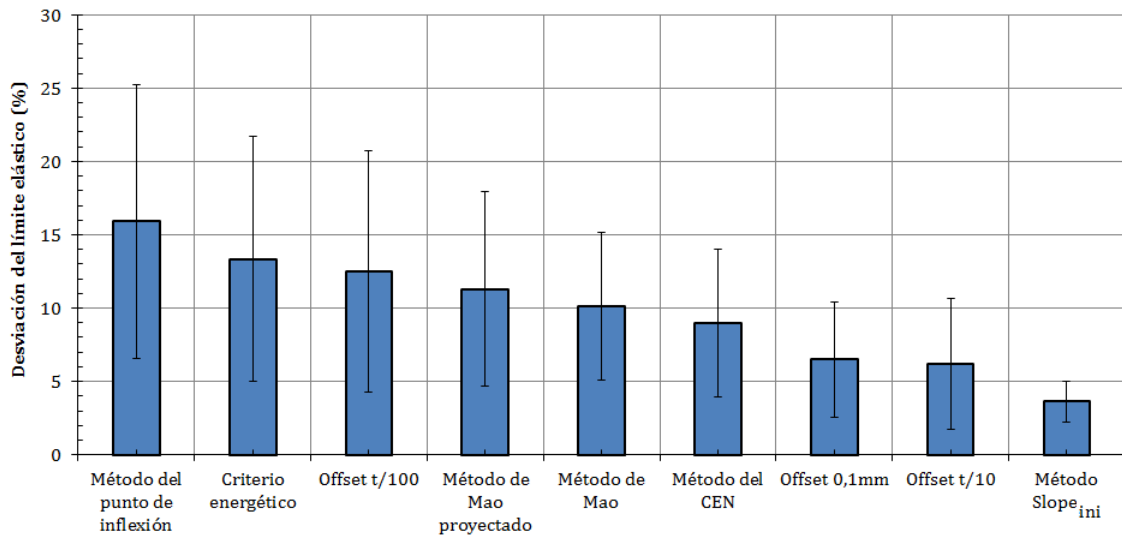


Figura 66. Desviaciones experimentales en el cálculo del límite elástico con el ensayo SPT

5 Estudio de la resistencia a la tracción

5.1 Metodología y materiales

La literatura científica ha elaborado, en relación con la obtención de la resistencia a la tracción del material a través del ensayo SPT, varios métodos de correlación. De entre todos ellos, destacan tres que han sido los más utilizados hasta la fecha:

- Método de la carga máxima P_m .
- Método de la carga máxima corregida por el desplazamiento u_m .
- Método de las pseudo-intersecciones.

Aunque estos tres métodos han sido detallados en el capítulo de estado del arte de este documento de tesis doctoral, a continuación se reúne una breve explicación de cada metodología.

Método de la carga máxima P_m

Como ya indica el propio título, este método de correlación se basa en la utilización de la carga máxima del ensayo SPT (P_m) como dato a correlacionar con la resistencia a la tracción del material.

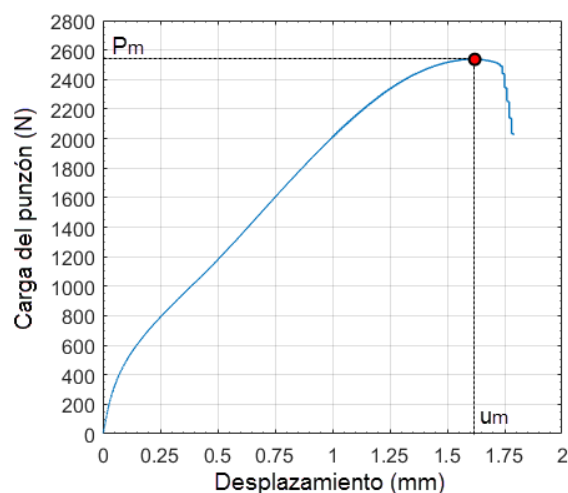


Figura 67. Datos obtenidos de la curva SPT para la obtención de la resistencia a la tracción

La correlación de la carga máxima P_m con la resistencia a la tracción es de tipo lineal, y sigue la siguiente ecuación:

$$\sigma_u = \beta_1 \cdot \frac{P_m}{t^2} + \beta_2 \quad (5.1)$$

Método de la carga máxima corregida por el desplazamiento

El anterior método de correlación ha mostrado siempre un alto nivel de dispersión de resultados. Es por ello que se desarrolló una corrección de la ecuación de correlación haciendo uso del valor del desplazamiento u_m al que se producía la carga máxima P_m (ver Figura 67) y con ello se logró reducir el nivel de dispersión. La siguiente ecuación muestra la corrección utilizada.

$$\sigma_u = \beta_1 \cdot \frac{P_m}{t \cdot u_m} + \beta_2 \quad (5.2)$$

Método de las pseudo-intersecciones

Varios han sido los autores que ha demostrado que en el ensayo SPT el daño se inicia antes de alcanzar el valor de carga máxima P_m . Teniendo en cuenta que la resistencia a la tracción se obtiene del ensayo estándar de tracción uniaxial y que este parámetro no está relacionado con ningún proceso de daño del material, queda claro que la carga máxima P_m no debería ser el parámetro elegido para obtener la resistencia a la tracción del material.

Bajo estas consideraciones, Alstadt *et al.* [96] propusieron un parámetro alternativo para obtener la resistencia a la tracción, la carga F_i . Este dato es la carga que muestra la curva SPT para un desplazamiento fijo de punzón de 0.645 mm (ver Figura 68).

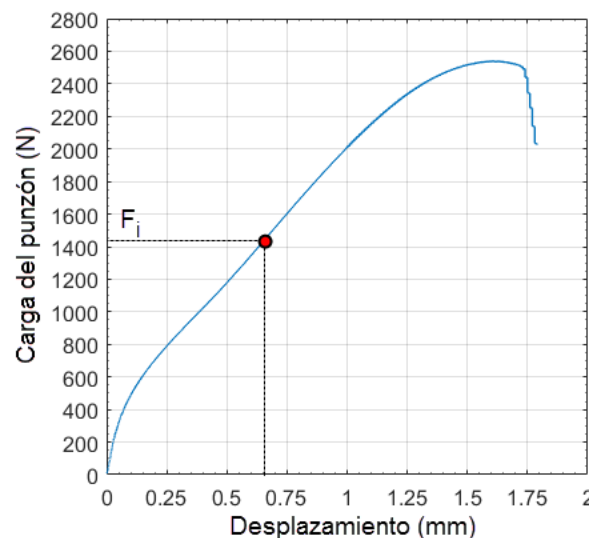


Figura 68. Método de las pseudo-intersecciones

El presente estudio para la obtención de un método alternativo de correlación de la resistencia a la tracción del material, se inició bajo las mismas premisas expuestas por Altstadt *et al.*: la información de la curva SPT anterior a la carga máxima P_m es probable que muestre más precisión en su correlación con la resistencia a la tracción. Es por ello que se llevaron a cabo los siguientes estudios:

- a) Compendio de las propiedades mecánicas de los aceros. El objetivo de esta revisión era delimitar la superficie que ocupan los aceros en una representación del endurecimiento por deformación frente al límite elástico. Con ello se estableció una selección de materiales que cubrieran dicha superficie. Para el presente estudio, el análisis se limitó a aceros con límites elásticos por debajo de 1300 MPa.
- b) Estudio del comportamiento del ensayo SPT. En una primera simulación MEF se buscó comprender el comportamiento del disco SPT durante el ensayo. Basado en este estudio, se elaboró un nuevo método de correlación con la resistencia a la tracción.
- c) Estudio numérico con materiales hipotéticos. Se llevó a cabo una batería de simulaciones con una selección de materiales hipotéticos con el fin de obtener las ecuaciones de correlación del método propuesto en el punto (b).
- d) Por último, se llevó a cabo una selección de ensayos experimentales para verificar los estudios numéricos previos y validar el nuevo método de correlación propuesto. Este estudio experimental cubrió un amplio rango de propiedades mecánicas de la superficie hallada en el punto (a) de este análisis.

Para la realización del compendio de propiedades mecánicas de los aceros, se utilizó el código ASME para vasijas de alta presión (BPVC) [100]. La Figura 69 muestra la resistencia a la tracción frente al límite elástico de los aceros contenidos en el BPVC-IIA – 2017. La figura también muestra en rojo los aceros utilizados en los ensayos experimentales. Como ya se ha indicado en el punto (d), el objetivo era cubrir ampliamente con los ensayos experimentales la superficie que ocupaban los aceros.

El objetivo inicial de este estudio se centró en la obtención de un método de correlación para obtener un coeficiente que representara el endurecimiento por deformación, en lugar de obtener directamente el valor de la resistencia a la tracción del material. Para ello se utilizó, al igual que se hizo para los estudios del módulo de elasticidad y el límite elástico, el modelo de endurecimiento de Ramberg-Osgood.

En relación con el uso de este modelo de endurecimiento, Kamaya desarrolló un método de estimación de los coeficientes del modelo de Ramberg-Osgood a través de los valores del límite elástico y la resistencia a la tracción [101]. Para un offset del límite elástico de $\varepsilon_{offset} = 0.002$, la relación que obtuvo Kamaya fue:

$$n = 3.93 \left\{ \ln \left(\frac{\sigma_u}{\sigma_y} \right) \right\}^{-0.754} \quad (5.3)$$

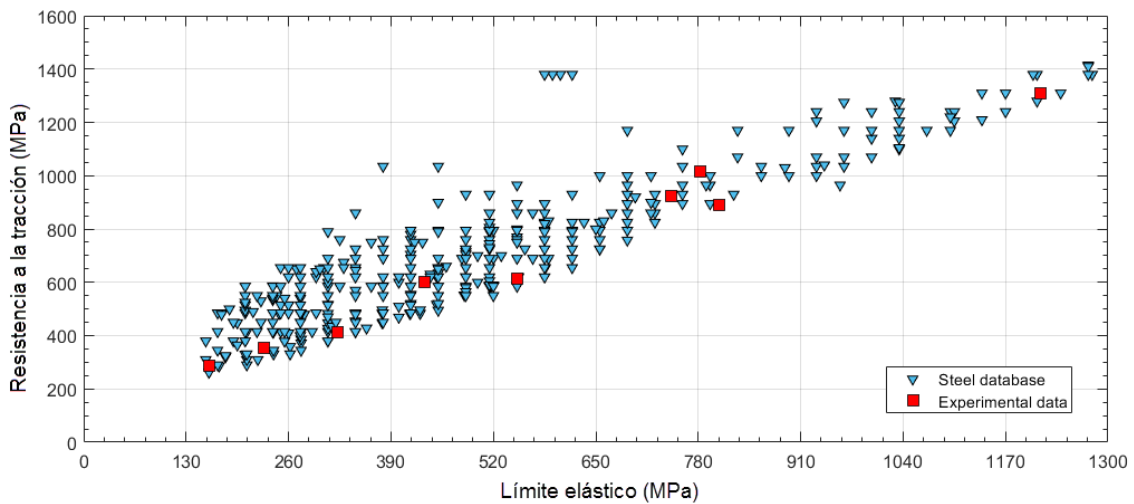


Figura 69. Base de datos de aceros obtenida del código ASME BPVC-IIA y selección de aceros experimentales

Una vez obtenido el coeficiente de endurecimiento n , la resistencia a la tracción se deduciría a través de la relación de ésta con el límite elástico y el coeficiente n vista en la ecuación anterior. La base de datos de aceros mostrada en la Figura 69 se transformó para mostrar la relación del coeficiente de endurecimiento n frente al límite elástico (ver Figura 70). En dicha figura se muestra también una línea de contorno que limita la región de comportamiento de los aceros. Se observó que el coeficiente de endurecimiento n estaba limitado a valores mínimos de $n = 3$ y $n = 4$, y valores máximos de $n = 37$. El límite inferior de n aumentaba su valor con el aumento del límite elástico, y el límite superior de n mostró un comportamiento similar.

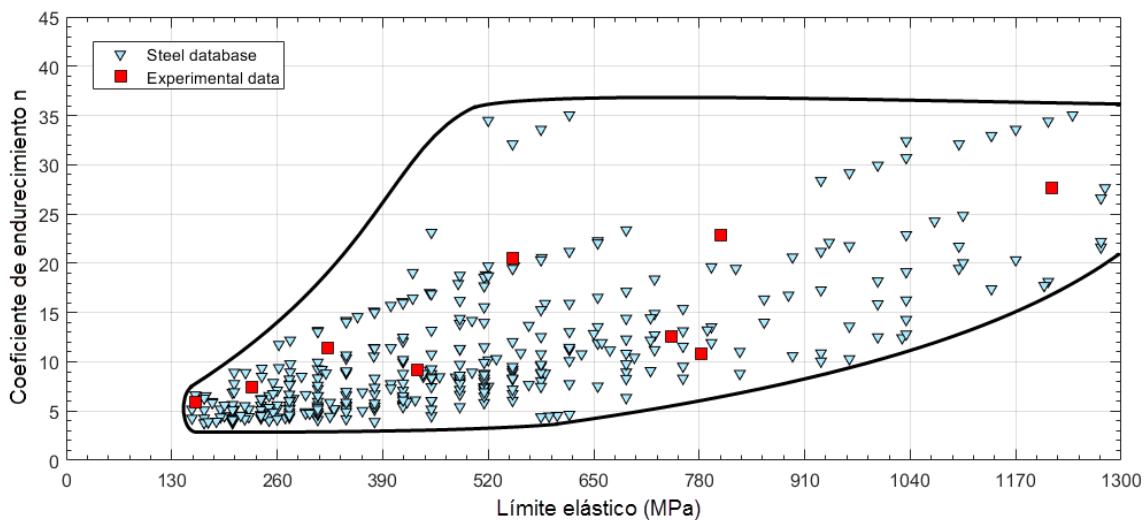


Figura 70. Base de datos de aceros obtenida del código ASME BPVC-IIA y selección de aceros experimentales

La selección de aceros para los ensayos experimentales no cubrieron los valores más altos de n debido a que estos valores corresponden con materiales con bajo

endurecimiento por deformación. Ello significa que la diferencia en la curva tensión-deformación relativa de dos materiales con valores elevados de n es despreciable.

Para el análisis MEF del comportamiento de la probeta SPT, se simuló por MEF un material con un endurecimiento por deformación de tipo lineal para facilitar la comprensión de los resultados. Las propiedades mecánicas aplicadas fueron las siguientes:

$$E = 200000 \text{ MPa}$$

$$\nu = 0.3$$

$$\sigma_y = 400 \text{ MPa}$$

$$E_p = 413 \text{ MPa}$$

donde E_p es el módulo plástico tangente.

Para el estudio MEF de los materiales hipotéticos, se analizaron 30 materiales con simulaciones del ensayo SPT. El endurecimiento por deformación se simuló con un modelo de endurecimiento isótropo con la ley de Ramberg-Osgood.

Las propiedades mecánicas asignadas a los materiales hipotéticos fueron fijadas para la parte elástica ($E = 200000 \text{ MPa}$ y $\nu = 0.3$), y para la parte plástica de la curva esfuerzo-deformación fueron las incluidas en la Tabla 12.

Tabla 12. Propiedades mecánicas de los materiales hipotéticos

Material	σ_y (MPa)	n^*	Material	σ_y (MPa)	n^*
M1.1	100	5	M3.4	750	20
M1.2	100	10	M3.5	750	25
M1.3	100	15	M3.6	750	30
M1.4	100	20	M4.1	1075	5
M1.5	100	25	M4.2	1075	10
M1.6	100	30	M4.3	1075	15
M2.1	425	5	M4.4	1075	20
M2.2	425	10	M4.5	1075	25
M2.3	425	15	M4.6	1075	30
M2.4	425	20	M5.1	1400	5
M2.5	425	25	M5.2	1400	10
M2.6	425	30	M5.3	1400	15
M3.1	750	5	M5.4	1400	20
M3.2	750	10	M5.5	1400	25
M3.3	750	15	M5.6	1400	30

(*) Parámetro de Ramberg-Osgood

Para los ensayos experimentales, se utilizaron nueve aceros cuyas propiedades mecánicas fueron obtenidas de ensayos uniaxiales de tracción según ASTM E8M (ver Tabla 13).

Tabla 13. Propiedades mecánicas de los materiales experimentales

Material	E (MPa)	σ_y (MPa)	σ_{u_eng} (MPa)	ϵ_{fract} (mm/mm)
DC04 (1.0338)	203000	160.0	288.0	0.47
HC300LA (1.0489)	206000	322.0	411.0	0.31
DC01 (1.0330)	208000	229.0	353.0	0.35
F1110 (1.0401)	216430	550.6	615.6	0.19
F1140 (1.1191)	204910	745.0	922.7	0.10
15-5PH H900 (1.4545)	194926	1215.0	1310.0	0.16
CR-700-980-DP (1.0997)	207000	782.0	1017.0	0.11
USIBOR 1500 P	209000	433.0	599.0	0.18
DOCOL 1800	200451	807.24	889.07	0.05

5.2 Análisis numérico

El análisis MEF realizado en el estudio de la resistencia a la tracción se basó en el mismo modelo MEF del ensayo SPT utilizado en estudios previos del módulo de elasticidad y el límite elástico.

Como ya se ha descrito en el capítulo correspondiente a la metodología, en este estudio se llevaron a cabo dos tipos de simulación MEF: una primera, en la que se buscó comprender el comportamiento de la probeta SPT con el fin de localizar un dato de la curva SPT que predijera de forma coherente el endurecimiento por deformación de la probeta; y una segunda batería de simulaciones, en la que se pretendía medir la fiabilidad de los métodos de correlación existentes y establecer un método de correlación alternativo con el que hallar la resistencia a la tracción del material.

5.2.1 Estudio del comportamiento del ensayo SPT

La Figura 71 muestra la curva SPT obtenida de la simulación MEF del material hipotético de endurecimiento lineal E_p descrito en el capítulo correspondiente de la metodología. En la mencionada figura se han resaltado una serie de puntos de la curva en los que se muestra el estado de la probeta SPT. El punto 6 coincide con la localización en la que se produce la pendiente mínima de la zona III de la curva SPT. Las imágenes del comportamiento de la probeta SPT en los distintos puntos seleccionados muestra un sistema de dos colores. En azul la zona que se encuentra en régimen elástico y, en rojo, la zona en régimen plástico. Se observa que el volumen de probeta bajo el régimen plástico va creciendo hasta que se alcanza el punto 6 en el que toda la probeta contenida entre las dos matrices se encuentra en el régimen plástico.

Al utilizarse un modelo de endurecimiento lineal, se garantiza la existencia de solo dos rigideces: la elástica, controlada por el módulo de elasticidad E y la plástica controlada por el módulo tangente plástico E_p . La curva SPT es una curva carga-desplazamiento que muestra, en su pendiente, la rigidez global de la probeta. Esta rigidez global surge de dos factores que la originan: la geometría del ensayo y la distribución de rigidez del material. La geometría del ensayo cambia a lo largo del propio ensayo debido a los cambios que se producen en el área de contacto entre el punzón y la cara superior de la probeta. A mayores desplazamientos de punzón, el área de contacto aumenta y la rigidez global del ensayo aumenta también. La rigidez propia del material se obtiene de la combinación de dos rigideces distintas, la rigidez elástica y la rigidez plástica. Un aumento en el volumen relativo de la probeta afectado por deformaciones plásticas genera una disminución en la rigidez debida al material y, por tanto, deriva en una disminución de la rigidez global de la probeta.

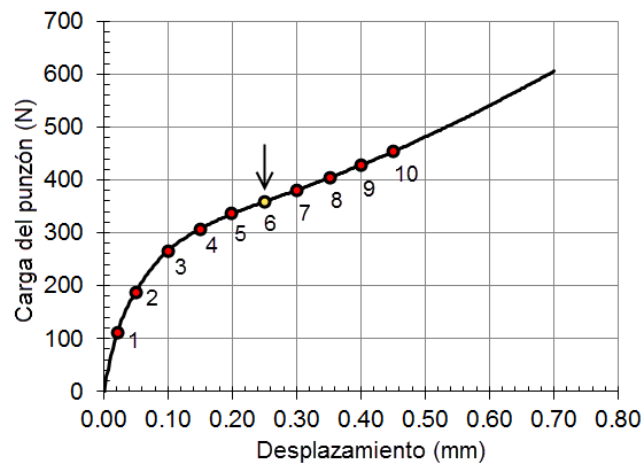


Figura 71. Curva SPT de la simulación MEF del material hipotético

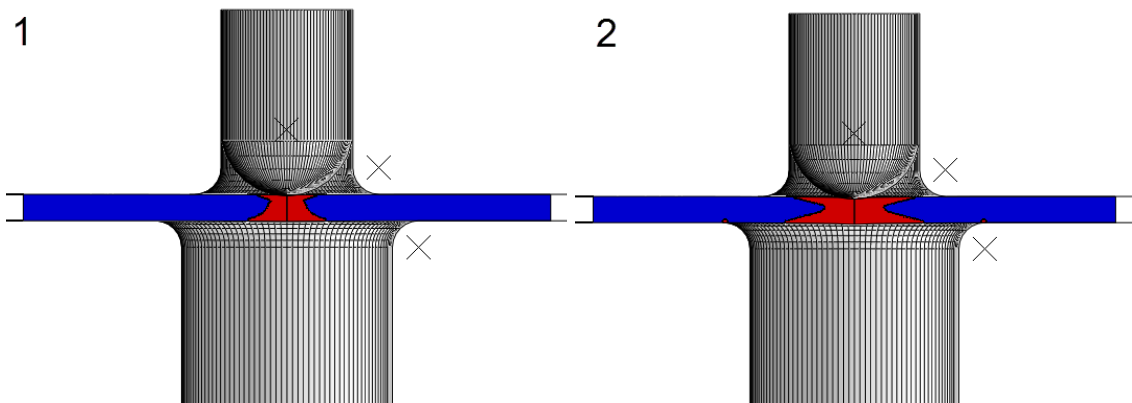


Figura 72. Zonas elásticas (azul) y plásticas (rojo) en la probeta SPT

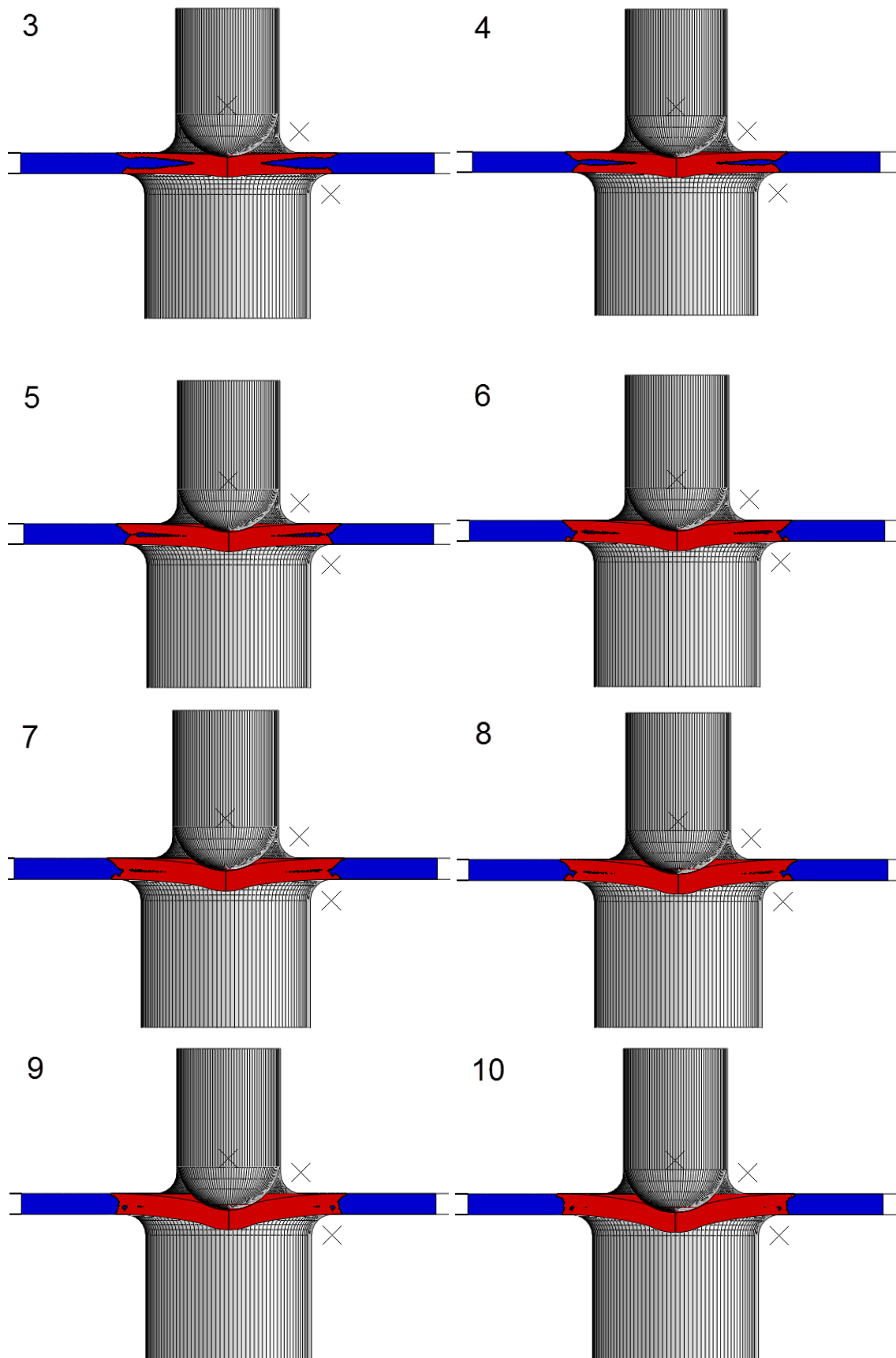


Figura 72 (Cont.). Zonas elásticas (azul) y plásticas (rojo) en la probeta SPT

Por lo tanto, hay dos causas para el cambio en la pendiente de la curva SPT en los puntos analizados en la figura anterior:

- Rigidez debida a contactos no lineales originados por cambios en la geometría de la probeta. Esta rigidez aumenta durante el ensayo.
- Rigidez inherente del material. Esta rigidez disminuye durante el ensayo debido al crecimiento del volumen relativo de la zona en régimen plástico (E_p domina sobre E). Esta disminución en la rigidez alcanza un valor mínimo cuando toda la probeta fuera de la zona empotrada entre matrices ha plastificado.

Cuando toda la probeta ha plastificado, los cambios de rigidez debido a la no linealidad de contacto pasan a dominar las alteraciones en la pendiente de la curva SPT. Ese es el motivo por el que la curva alcanza una pendiente mínima tras la que comienza de nuevo a crecer. Dicho punto de inflexión corresponde con el punto 6 de la Figura 71.

5.2.2 Estudio de los materiales hipotéticos

Se llevaron a cabo treinta simulaciones MEF del ensayo SPT para los treinta materiales hipotéticos M1.1 a M5.6 (ver Tabla 12 con las propiedades mecánicas de dichos materiales). La Figura 73 muestra las curvas SPT obtenidas de estas simulaciones.

Las pendientes mínimas $Slope_{min}$ de los materiales hipotéticos se muestran en la Tabla 14 y la Figura 74. Se observa que $Slope_{min}$ es dependiente tanto del coeficiente de endurecimiento n como del límite elástico. Para cada valor de límite elástico, se observó que la ecuación que mejor correlacionaba los valores hallados eran las racionales del tipo a la ecuación (5.4). Para determinar las funciones polinómicas φ_1 y φ_2 de esta ecuación, se utilizó el software *Curve Fitting Tool*TM de *Matlab*[®] aplicando un método de regresión no lineal de mínimos cuadrados.

$$n = \frac{\varphi_1(\sigma_y)}{Slope_{min} - \varphi_2(\sigma_y)} \quad (5.4)$$

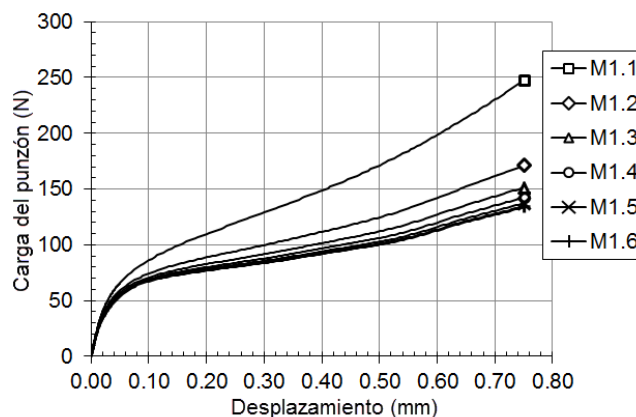


Figura 73. Curvas SPT de los materiales hipotéticos

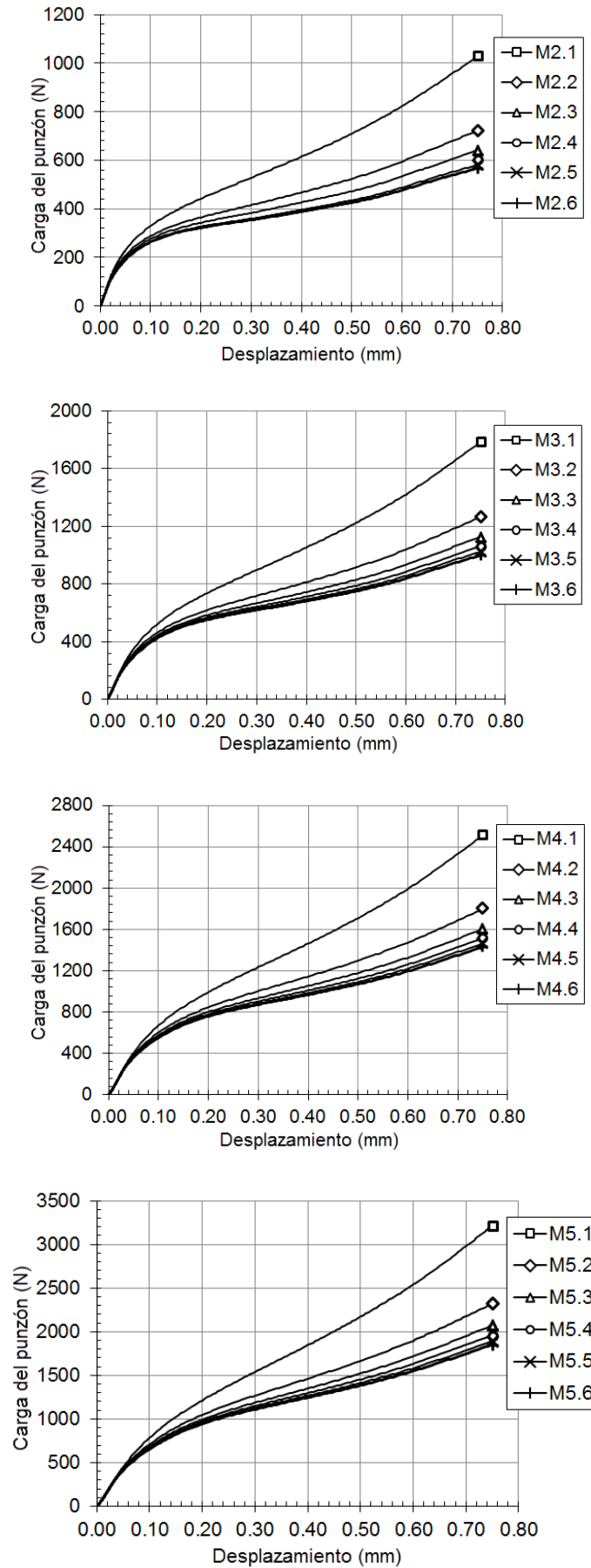
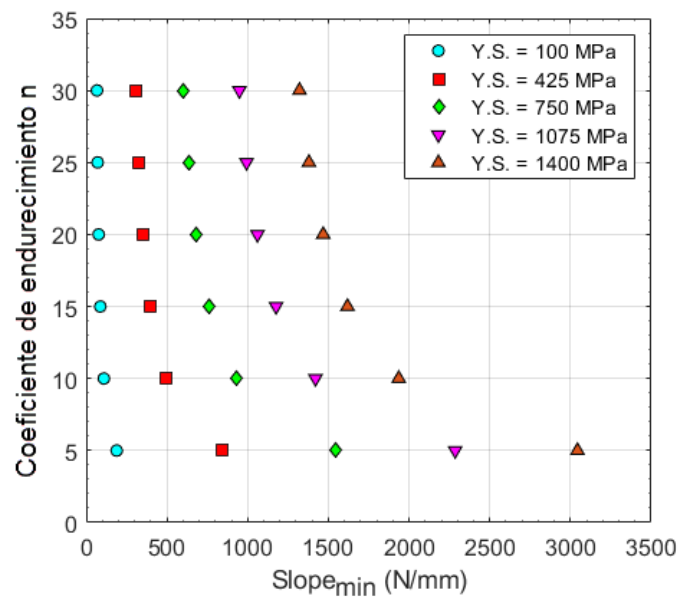


Figura 73 (Cont.). Curvas SPT de los materiales hipotéticos

Tabla 14. $Slope_{min}$ de las curvas SPT

Material	$Slope_{min}$ (N/mm)	Material	$Slope_{min}$ (N/mm)	Material	$Slope_{min}$ (N/mm)
M1.1	187.09	M2.5	321.08	M4.3	1151.59
M1.2	107.50	M2.6	303.82	M4.4	1036.66
M1.3	86.30	M3.1	1525.35	M4.5	969.11
M1.4	76.49	M3.2	917.65	M4.6	924.92
M1.5	70.81	M3.3	749.22	M5.1	3015.43
M1.6	67.08	M3.4	669.63	M5.2	1906.80
M2.1	830.73	M3.5	622.76	M5.3	1590.57
M2.2	486.33	M3.6	591.93	M5.4	1440.04
M2.3	391.68	M4.1	2257.54	M5.5	1351.82
M2.4	347.22	M4.2	1394.13	M5.6	1293.41

Figura 74. Coeficiente de endurecimiento n frente a $Slope_{min}$ (Y.S.: límite elástico)

La Figura 75 y la ecuación (5.5) muestran los resultados obtenidos del software *Curve Fitting Tool*TM. El coeficiente de determinación de esta regresión fue de $R^2 = 0.993$.

$$n = \frac{6.645\sigma_y}{Slope_{min} - (2.222 \cdot 10^{-4}\sigma_y^2 + 0.412\sigma_y)} \quad (5.5)$$

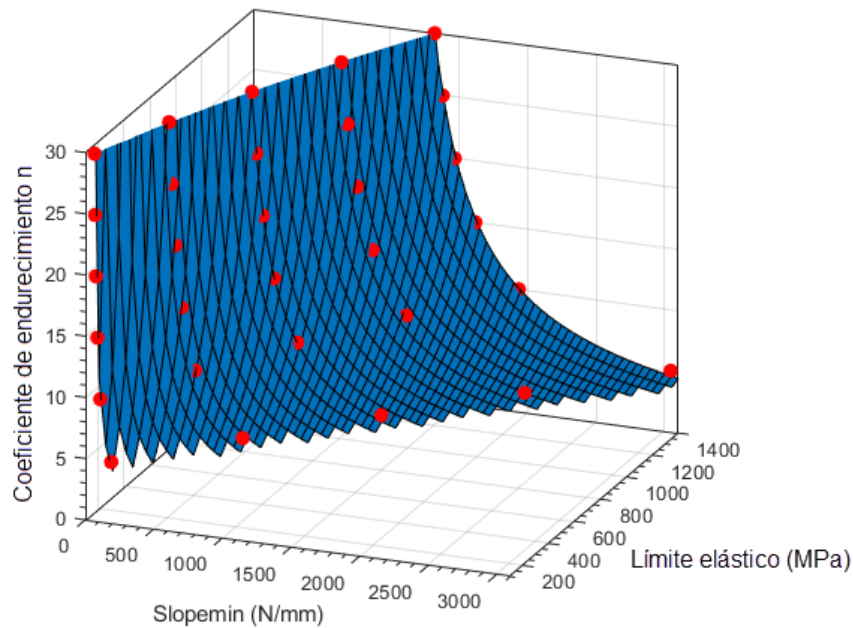


Figura 75. Correlación obtenida con *Matlab*

La Tabla 15 muestra una comparativa entre los coeficientes de endurecimiento n obtenidos de la ecuación (5.5) (n_{calc}) y los valores de n introducidos en las simulaciones MEF (n_{MEF}).

Tabla 15. Desviaciones entre n_{calc} y n_{MEF}

Material	N_{MEF}	n_{calc}	Desviación (%)	Material	N_{MEF}	n_{calc}	Desviación (%)
M1.1	5	4,57	8,66	M3.4	20	20,18	0,90
M1.2	10	10,06	0,62	M3.5	25	24,93	0,28
M1.3	15	15,11	0,72	M3.6	30	29,52	1,60
M1.4	20	19,80	1,00	M4.1	5	4,50	9,93
M1.5	25	24,17	3,30	M4.2	10	9,91	0,88
M1.6	30	28,27	5,76	M4.3	15	14,99	0,09
M2.1	5	4,51	9,79	M4.4	20	19,77	1,13
M2.2	10	10,17	1,66	M4.5	25	24,31	2,77
M2.3	15	15,67	4,44	M4.6	30	28,64	4,53
M2.4	20	21,08	5,41	M5.1	5	4,58	8,40
M2.5	25	26,42	5,67	M5.2	10	10,07	0,70
M2.6	30	31,75	5,82	M5.3	15	15,34	2,28
M3.1	5	4,48	10,42	M5.4	20	20,41	2,06
M3.2	10	9,99	0,14	M5.5	25	25,31	1,24
M3.3	15	15,20	1,34	M5.6	30	30,09	0,29

Este método pareció ser menos preciso para bajos valores del factor n . Es importante aclarar que una desviación en los valores más bajos del coeficiente de endurecimiento n genera desviaciones muy significativas en la curva tensión-deformación. Pero de la misma forma, altos valores del factor n corresponden con materiales con muy poco endurecimiento. Ello implica que la existencia de desviaciones en los valores altos del

factor n generarían cambios poco significativos en la respuesta esfuerzo-deformación. Este hecho se observa claramente en la Tabla 16, donde se muestra la resistencia a la tracción calculada (σ_{ult_calc}) haciendo uso de n_{calc} y de la ecuación (5.3).

Tabla 16. Desviaciones entre σ_{u_calc} y σ_{u_MEF}

Material	σ_{u_FEM}	σ_{u_calc}	Desviación (%)	Material	σ_{u_FEM}	σ_{u_calc}	Desviación (%)
M1.1	206,8	226,9	9,72	M3.4	841,9	840,7	0,14
M1.2	133,6	133,3	0,24	M3.5	817,3	817,6	0,03
M1.3	118,4	118,3	0,16	M3.6	802,4	803,5	0,15
M1.4	112,3	112,4	0,15	M4.1	2223,2	2476,9	11,41
M1.5	109,0	109,4	0,39	M4.2	1436,3	1441,2	0,34
M1.6	107,0	107,6	0,55	M4.3	1273,2	1273,5	0,02
M2.1	878,9	977,6	11,23	M4.4	1206,7	1208,8	0,18
M2.2	567,9	564,3	0,62	M4.5	1171,5	1175,3	0,33
M2.3	503,4	498,6	0,94	M4.6	1150,1	1155,0	0,43
M2.4	477,1	473,4	0,78	M5.1	2895,3	3166,9	9,38
M2.5	463,1	460,3	0,60	M5.2	1870,6	1865,6	0,27
M2.6	454,7	452,5	0,49	M5.3	1658,2	1649,9	0,50
M3.1	1551,0	1738,7	12,10	M5.4	1571,5	1566,7	0,31
M3.2	1002,1	1002,6	0,05	M5.5	1525,7	1523,5	0,14
M3.3	888,3	885,7	0,30	M5.6	1497,8	1497,4	0,03

La Figura 76 muestra una comparativa de las desviaciones del coeficiente de endurecimiento n y de las tensiones últimas obtenidas de los valores n_{calc} . Las desviaciones en las resistencias a la tracción solo son elevadas para los valores más bajos del coeficiente de endurecimiento n .

Con el fin de mejorar estos resultados, la regresión se volvió a repetir pero aplicándola con el objetivo de obtener directamente el valor de la resistencia a la tracción. Para ello, los coeficientes de la ecuación (5.5) pasaron a ser variables de la regresión como se muestra en la ecuación (5.6):

$$n = \frac{A\sigma_y}{Slope_{min} - (B\sigma_y^2 + C\sigma_y)} \quad (5.6)$$

Esta ecuación (5.6) se introdujo en la ecuación (5.3):

$$\ln \left[\frac{\sigma_u}{\sigma_y} \right] = 6.142 \left[\frac{Slope_{min} - (B\sigma_y^2 + C\sigma_y)}{A\sigma_y} \right]^{1.326} \quad (5.7)$$

Y finalmente se aplicó el método no lineal de mínimos cuadrados en dicha ecuación (5.7) obteniéndose la ecuación (5.8) con un $R^2 = 0.9997$ (ver Figura 77).

$$\ln \left[\frac{\sigma_u}{\sigma_y} \right] = 6.142 \left[\frac{\text{Slope}_{\min} - (1.973 \cdot 10^{-4} \sigma_y^2 + 0.377 \sigma_y)}{7.63 \sigma_y} \right]^{1.326} \quad (5.8)$$

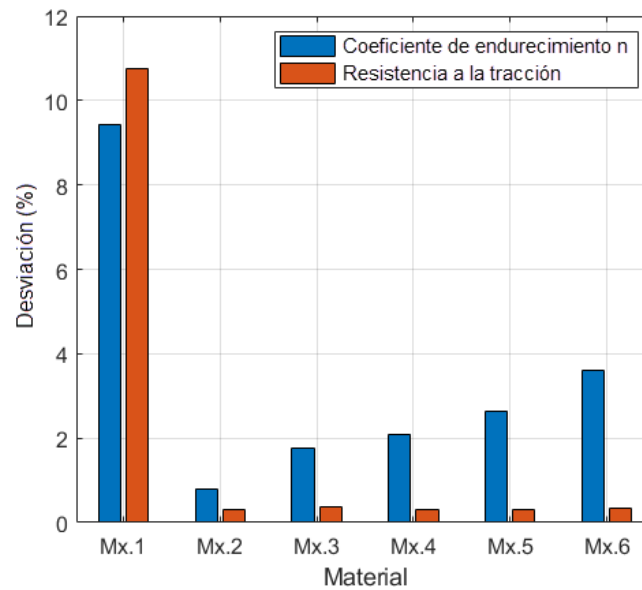


Figura 76. Comparación entre las desviaciones de n_{calc} y σ_{u_calc}

La superficie de regresión obtenida y representada en la Figura 77 se encuentra delimitada por dos fronteras: la primera para todo valor del factor n inferior a $n = 4$ y para los valores con límites elásticos superiores a su correspondiente resistencia a la tracción. La primera frontera tiene que ver con la ausencia de aceros que muestren valores de factor n inferiores a $n = 4$, y la segunda frontera se debe a la incoherencia física que supone que el límite elástico supere a la resistencia a la tracción.

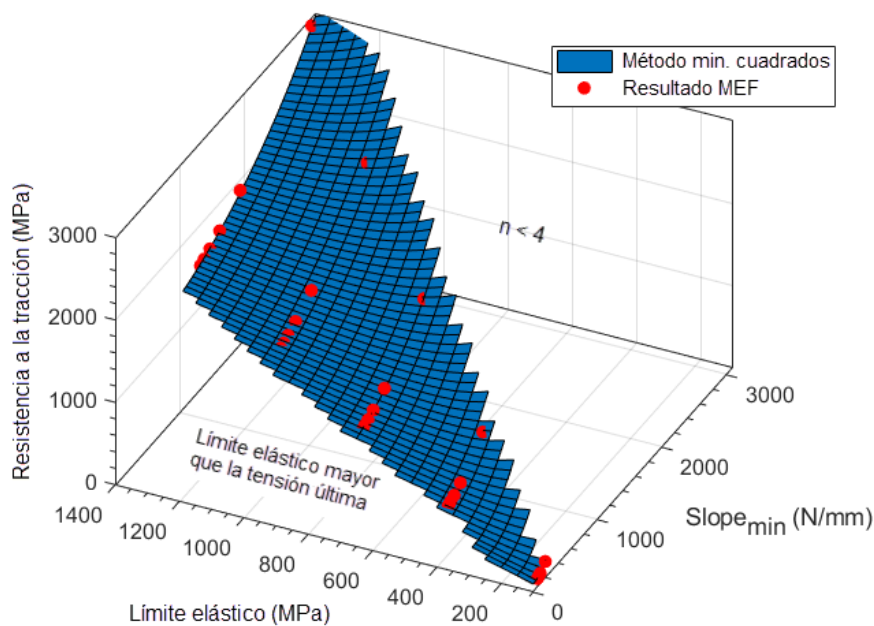


Figura 77. Correlación de la resistencia a la tracción obtenida con *Matlab* para los materiales hipotéticos

5.3 Ensayos experimentales

Para el estudio de la resistencia a la tracción, se aprovecharon parte de los ensayos SPT y de tracción ya realizados en los trabajos previos del módulo de elasticidad y el límite elástico. En total se incluyeron en este estudio nueve aceros: DC01, DC04, HC300LA, F1110, F1140, 15-5PH H900, USIBOR 1500 P, CR-700-980-DP y DOCOL 1800 CR. En el capítulo correspondiente a la metodología y materiales utilizados en este estudio, en la Tabla 13, se encuentran las propiedades mecánicas obtenidas de los ensayos de tracción uniaxial realizados según ASTM E8M. La Figura 78 muestra las curvas SPT obtenidas de los ensayos experimentales correspondientes.

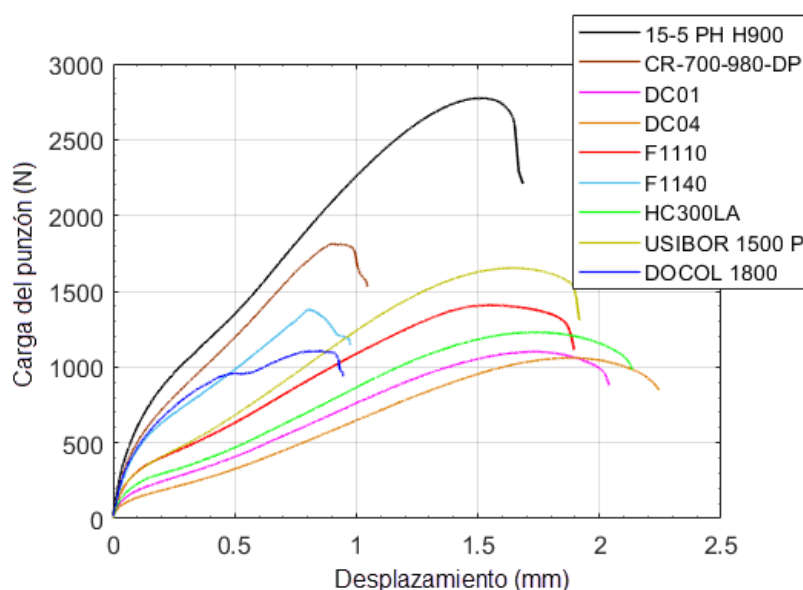


Figura 78. Curvas SPT de los ensayos experimentales

La Tabla 17 muestra los parámetros obtenidos de estas curvas SPT.

Tabla 17. Parámetros SPT experimentales

Materiales	$Slope_{ini}$ (N/mm)	$Slope_{min}$ (N/mm)	P_m (N)	F_i (N)	U_m (mm)
DC04 (1.0338)	4188.04	416.88	1060.34	416.81	1.869
HC300LA (1.0489)	6016.37	472.06	1228.69	582.82	1.733
DC01 (1.0330)	4889.10	504.12	1100.86	510.99	1.712
F1110 (1.0401)	7419.10	702.63	1407.42	769.95	1.537
F1140 (1.1191)	8200.76	1126.32	1378.22	1176.23	0.805
15-5PH H900 (1.4545)	9782.01	1513.27	2773.47	1622.88	1.513
CR-700-980-DP (1.0997)	8354.51	1516.08	1814.09	1449.30	0.924
USIBOR 1500 P	6861.36	822.61	1652.49	845.65	1.660
DOCOL 1800 CR	6134.37	857.49	1105.43	1019.39	0.915

Todas las constantes de correlación obtenidas de la regresión efectuada en el análisis MEF de los materiales hipotéticos correspondientes a este estudio (ecuación (5.6)) fueron recalculadas en base a los parámetros SPT experimentales de la Tabla 17. Los valores de límite elástico utilizados en la ecuación (5.6) fueron los obtenidos a través del método $Slope_{ini}$ obtenido en el capítulo anterior (ecuación (5.9)).

$$\sigma_y = 37.437 \cdot e^{1.7995 \cdot 10^{-4} \cdot Slope_{ini}/t} \quad (5.9)$$

La Figura 79 y la ecuación (5.10) muestran los resultados obtenidos del software *Curve Fitting Tool™* de *Matlab*. El coeficiente de determinación de esta regresión fue de $R^2 = 0.997$.

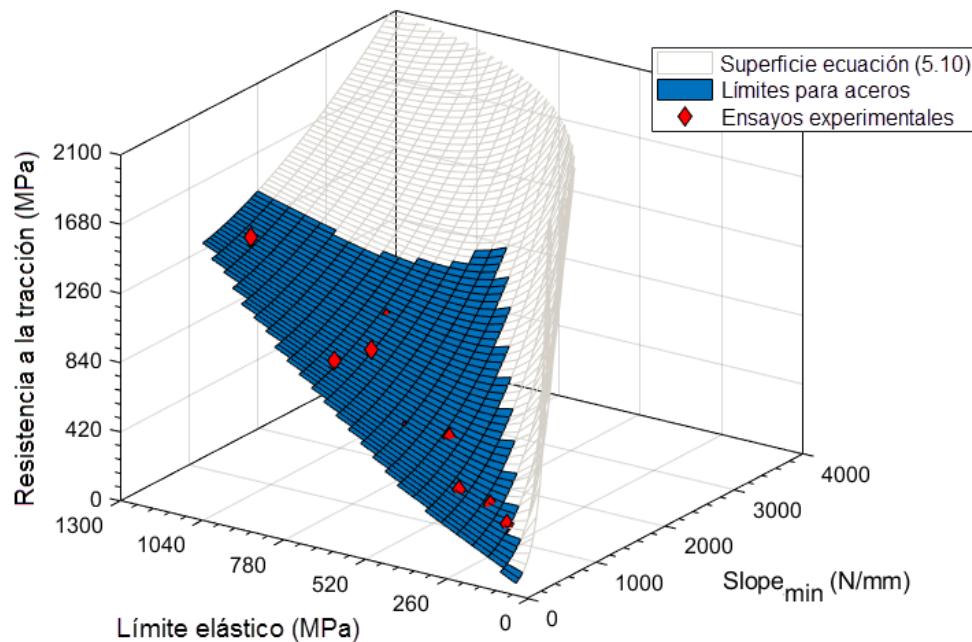


Figura 79. Correlación de la resistencia a la tracción obtenida con *Matlab* de los ensayos experimentales

$$\ln \left[\frac{\sigma_u}{\sigma_y} \right] = 6.142 \left[\frac{Slope_{min} - (6.88 \cdot 10^{-4} \sigma_y^2 - 0.028 \sigma_y)}{14.68 \sigma_y} \right]^{1.326} \quad (5.10)$$

La Tabla 18 muestra las resistencias a la tracción obtenidas usando la ecuación (5.10). Como se ha comentado, el límite elástico utilizado en esta ecuación se obtiene del uso del método $Slope_{ini}$ aplicado a las curvas SPT experimentales. Se utiliza el método $Slope_{ini}$ con el fin de generar un método de caracterización de la resistencia a la tracción que no necesite de la realización de ensayos de tracción para obtener el límite elástico del material.

Tabla 18. Límites elásticos y resistencias a la tracción obtenidas con los métodos $Slope_{ini}$ y $Slope_{min}$

Materiales	σ_y obtenido con el método $Slope_{ini}$ (MPa)	σ_{ult} obtenido con el método $Slope_{min}$ (MPa)
DC04 (1.0338)	169.01	292.86
HC300LA (1.0489)	326.34	412.49
DC01 (1.0330)	217.51	356.68
F1110 (1.0401)	540.66	637.07
F1140 (1.1191)	716.31	874.52
15-5PH H900 (1.4545)	1265.48	1322.19
CR-700-980-DP (1.0997)	757.06	1022.86
USIBOR 1500 P	442.33	609.48
DOCOL 1800 CR	805.22	869.48

La Figura 80 muestra una comparativa entre las resistencias a la tracción obtenidas de los ensayos de tracción uniaxial y las obtenidas a través del método $Slope_{min}$. La Figura 81 y Figura 82 muestran los resultados obtenidos de los dos métodos de correlación para el cálculo de la resistencia a la tracción más comúnmente utilizados en la literatura haciendo uso de la carga máxima P_m (P_m/t^2 y P_m/tu_m). La Figura 83 muestra los resultados de utilizar el método de las pseudo-intersecciones con el parámetro F_i . Finalmente, la Figura 84 representa las desviaciones medias entre las resistencias a la tracción calculadas por cada método de correlación y los valores de resistencia a la tracción obtenidos de los ensayos de tracción uniaxial. La mejora en los niveles de dispersión que mostró el método $Slope_{min}$ en comparación con el resto de metodologías fue muy significativo.

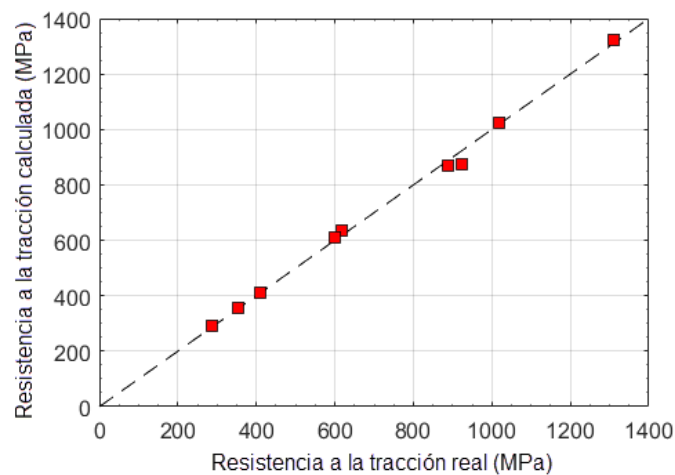


Figura 80. Comparativa de las resistencias a la tracción calculadas con el método $Slope_{min}$ y las obtenidas de los ensayos de tracción

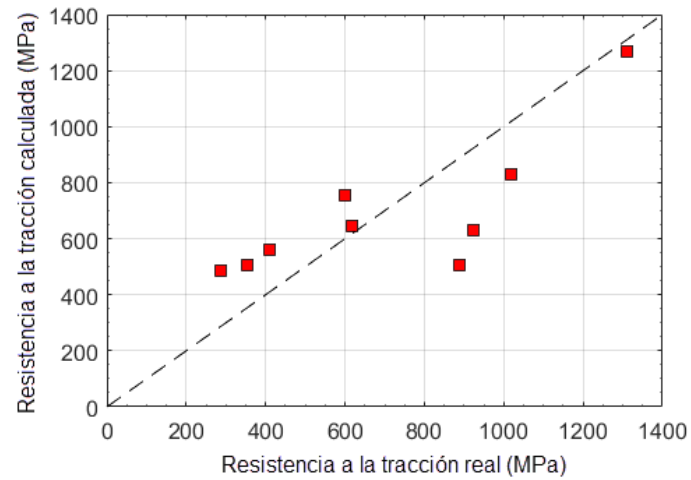


Figura 81. Comparativa de las resistencias a la tracción calculadas con el método P_m/t^2 y las obtenidas de los ensayos de tracción

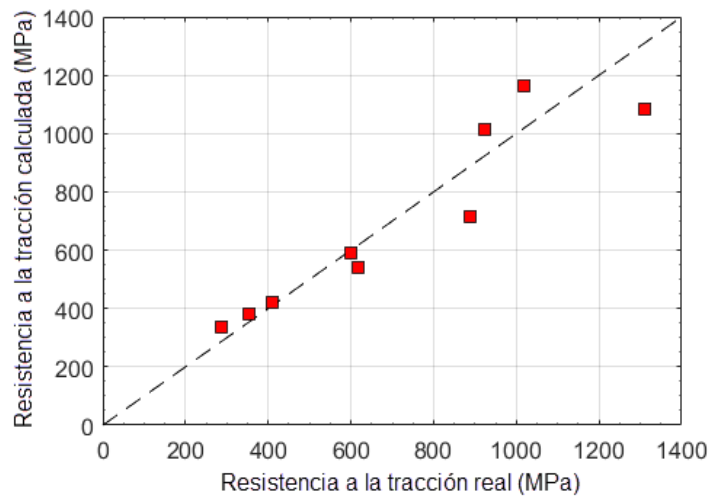


Figura 82. Comparativa de las resistencias a la tracción calculadas con el método P_m/tu_m y las obtenidas de los ensayos de tracción

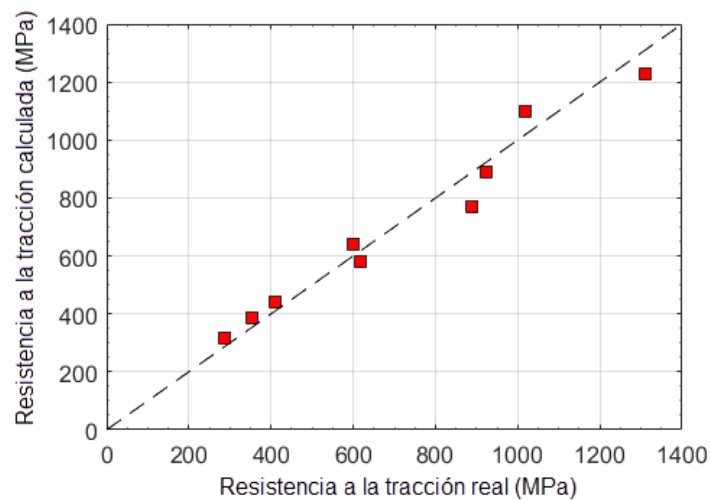


Figura 83. Comparativa de las resistencias a la tracción calculadas con el método de las pseudo-intersecciones y las obtenidas de los ensayos de tracción

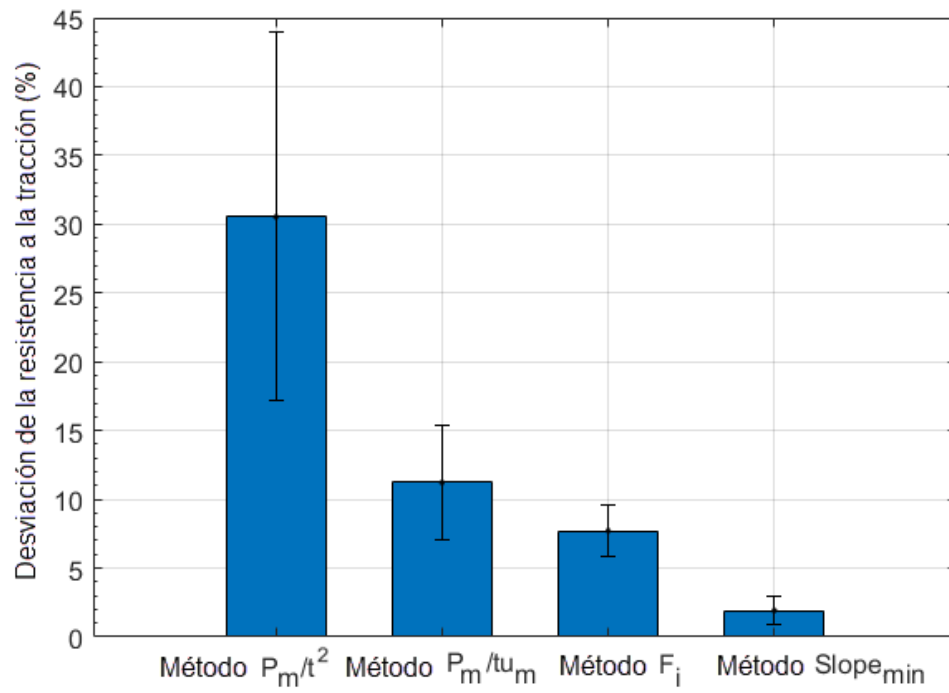


Figura 84. Desviaciones medias del cálculo de la resistencia a la tracción

6 Conclusiones

En la investigación realizada para la consecución de la presente tesis doctoral, se plantearon tres objetivos:

- a) Comprender y compendiar el estado de la cuestión en relación a los ensayos miniatura de punzonado (SPT).
- b) Plantear un estudio de los métodos desarrollados hasta la actualidad en el SPT para la obtención de las propiedades mecánicas inherentes al ensayo estándar de tracción uniaxial (ASTM E8M): módulo de elasticidad E , límite elástico σ_y (offset 0.2%) y resistencia a la tracción σ_u .
- c) Elaborar y justificar una serie de métodos alternativos para lograr la mejora del nivel de dispersión de resultados del ensayo SPT.

Este capítulo de conclusiones busca desgranar la medida en la que estos tres objetivos se han ido cumpliendo y qué nuevos horizontes de trabajo se abren tras su consecución.

6.1 Elaboración de un estado del arte actualizado

Haciendo uso de distintas bases de datos de revistas científicas: *ScienceDirect*, *Wiley*, *Springer*, etc, y de actas de congresos, se ha elaborado una extensa y detallada visión de la evolución del ensayo SPT. Esta recopilación bibliográfica comentada se ha centrado principalmente en el objeto de estudio de la presente tesis doctoral: las propiedades mecánicas inherentes al ensayo estándar uniaxial de tracción.

Este estudio ha sacado a la luz el alto nivel de variabilidad de los detalles geométricos y de material de los distintos componentes del utillaje del ensayo SPT: matrices y punzones. Se ha detectado un gran número de métodos de correlación y una tendencia de los investigadores a la no estandarización, aún con la existencia de un manual de recomendaciones desde 2007. Por un lado, esta actitud se comprende al considerar el campo de actuación en el que se encuentran estos estudios: la investigación científica. Este hecho se une con una realidad actual del ensayo miniatura de punzonado: la mayoría de los métodos de correlación actualmente existentes para la obtención del límite elástico y la resistencia a la tracción, no analizan el estado tensional de la probeta, sino que únicamente buscan correlaciones que, más o menos, reflejen una tendencia de regresión lineal. El alto nivel de dispersión de los

resultados, el hecho de que cada equipo de investigación obtenga distintos coeficientes de correlación, y la falta de publicaciones con resultados comparativos entre laboratorios en que se dé respuesta al origen de esta variabilidad, es lo que ha provocado la falta de homogenización de las metodologías. Aunque hayan pasado ya once años desde la publicación del manual de recomendaciones del ensayo SPT, sigue echándose en falta un trabajo sistemático sobre la distinta precisión de los métodos de correlación existentes y sobre la variabilidad de resultados entre laboratorios.

El intento de estandarización para la obtención del límite elástico en el manual de recomendaciones no se encuentra sustentado por ningún estudio publicado que demuestre que el método CEN es mejor o peor al resto de métodos existentes en la literatura. La falta de un estudio sistemático que deje claro este punto es el principal motivo por el que la comunidad científica sigue planteando cambios y alternativas. El presente trabajo de tesis doctoral demostró tanto numérica como experimentalmente que el método CEN no es el método que menor nivel de desviación genera, y es por ello que se observa necesario un trabajo experimental extenso sobre este asunto con una amplia variedad de materiales.

Con respecto a los estudios existentes hasta la fecha sobre la obtención de la resistencia a la tracción del material, el último trabajo de Altstadt *et al.* sobre el método de las pseudo-intersecciones, aplicó un estudio sistemático en el que se demostró, tanto numérica como experimentalmente, la viabilidad de un nuevo sistema de correlación con un mayor nivel de fiabilidad y precisión al compararse con los métodos anteriores. El único problema generado por este método ha sido el poco espacio temporal entre su publicación (febrero de 2018) y el hecho de incorporarse pocas semanas después en el borrador de la futura norma europea sobre el ensayo miniatura de punzonado. De nuevo, no se ha dado tiempo al consenso con la comunidad científica y, aunque las normas son entes vivos que se revisan, el hecho de incorporar a una norma un método sin ofrecer tiempo para el consenso, generará de nuevo, y al igual que ha sucedido con el método CEN del límite elástico, discrepancias desde su misma instauración.

6.2 Estudio de los métodos de correlación actuales

De este estudio se desprenden las siguientes conclusiones:

- a) Con respecto al uso de la pendiente máxima de la zona I de la curva SPT ($Slope_{ini}$) para obtener el módulo de elasticidad del material, se demostró numérica y experimentalmente que dicho parámetro es dependiente no solo del módulo de elasticidad, sino también del límite elástico del material. Éste es uno de los principales motivos por los que el uso de la pendiente $Slope_{ini}$ para la obtención del módulo de elasticidad genera un nivel alto de dispersión.
- b) Se demostró numérica y analíticamente que los cambios en el coeficiente de Poisson (dentro de los valores típicos de las aleaciones metálicas) no afectan

- significativamente al comportamiento de la probeta SPT ni a su curva carga-desplazamiento.
- c) Los métodos de correlación existentes hasta ahora para obtener el límite elástico del material mostraron utilizar rangos de la curva SPT en los que el disco de ensayo se encontraba con amplias zonas de esfuerzos Von Mises en zona plástica del material. También, y como consecuencia lógica de lo anterior, las cargas de fluencia P_y obtenidas por estos métodos de correlación reflejaron dependencia con el endurecimiento por deformación.
 - d) La obtención de la resistencia a la tracción con los métodos de correlación de la carga máxima P_m y de la carga máxima ponderada con u_m , mostraron utilizar zonas de la curva SPT en las que la probeta ha iniciado ya procesos de daño. El método de las pseudo-intersecciones F_n , aun cuando utiliza zonas que preceden al inicio del daño, basa su fiabilidad en la observación de un comportamiento sin ofrecer explicación física a éste.

6.3 Desarrollo de métodos alternativos de correlación

Se llevó a cabo por elementos finitos un estudio sobre la inserción de un ciclo descarga-carga (ciclo DC) durante el ensayo SPT, en el que se verificó que durante dicho ciclo no se generaban plastificaciones significativas. Con ello se obtenía una región de la curva SPT gobernada principalmente por las propiedades elásticas del material. Se estudió la relación existente entre la pendiente de dicho ciclo DC y el módulo de elasticidad del material y se demostró, tanto numérica como experimentalmente, que el nivel de precisión de dicho método de correlación era superior al observado con el uso de la pendiente máxima de la zona I de la curva SPT ($Slope_{ini}$).

Se desarrolló el método $Slope_{ini}$ de correlación para la obtención del límite elástico. Al igual que se hizo con el módulo de elasticidad se estudió el comportamiento de la probeta SPT durante la evolución del ensayo, verificándose que la zona I de la curva SPT, lugar en el que aparece la pendiente máxima $Slope_{ini}$, era la zona más conveniente para ser correlacionada con el límite elástico del material.

Con respecto a la resistencia a la tracción del material, se efectuó el mismo ejercicio de análisis estructural del ensayo SPT, demostrando que la pendiente mínima de la zona III de la curva SPT ($Slope_{min}$) era el dato más conveniente y preciso para correlacionar con el endurecimiento por deformación y, en consecuencia, con la resistencia a la tracción del material.

Como conclusión final, puede argumentarse que se ha generado una serie de métodos de correlación alternativos para obtener la curva esfuerzo-deformación del material en base a la curva carga-desplazamiento del ensayo SPT.

6.4 Transferencia de resultados

Durante el desarrollo de esta tesis doctoral se publicaron los siguientes artículos científicos y se difundieron sus contenidos en los siguientes congresos nacionales e internacionales:

Publicaciones:

J. Calaf, P. M. Bravo, M. Preciado, Improved correlation for the elastic modulus prediction of metallic materials in the Small Punch Test, International Journal of Mechanical Sciences 134 (2017) 112-122. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2017.10.006

J. Calaf, P. M. Bravo, M. Preciado, Development of an improved prediction method for the yield strength of Steel alloys in the Small Punch Test, Materials & Design 148 (2018) 153-166. DOI: 10.1016/j.matdes.2018.03.064

J. Calaf, P.M. Bravo, M. Preciado, A new prediction method for the ultimate tensile strength of steel alloys with small punch test, Materials 11-9 (2018) 1492. DOI: 10.3390/ma11091491

Congresos:

34º Encuentro del Grupo Español de Fractura. 29 al 31 de marzo de 2017. Santander (España). Título: Correlación global para la obtención del módulo de elasticidad de materiales isótropos y homogéneos en los ensayos miniatura.

35º Encuentro del Grupo Español de Fractura. 14 al 16 de marzo de 2018. Málaga (España). Título: Estudio y mejora de los métodos de correlación para la obtención del límite elástico de aceros en los ensayos miniatura de punzonado.

5th International Small Sample Test Techniques Conference. 10 al 12 de julio de 2018. Swansea (Reino Unido). Título: Analysis of the Actual Methods used for the Yield Strength Correlation in the Small Punch Test and the Development of an Improved Prediction Method for Steel Alloys.

6.5 Líneas futuras de trabajo

Tras el desarrollo de esta investigación, se han considerado las siguientes líneas futuras de trabajo:

- a) Un estudio experimental que aplique los distintos métodos de correlación con distintos utillajes (distintas composición de ensamblaje de matrices y punzón y variaciones en sus materiales), con el fin de detectar variaciones en los coeficientes de correlación obtenidos y detectar la causa origen de estas diferencias. Con respecto a estos trabajos, es importante aclarar la importancia

- de que los resultados obtenidos sean publicados no solo en congresos especializados cuya difusión queda limitada a los asistentes, sino que se lleve a cabo la publicación en revistas indexadas en JCR que facilite el acceso futuro al resto de la comunidad científica.
- b) Un estudio que seleccione de forma clara las limitaciones de geometría, montaje y material de punzón y matrices del SPT, en base a un estudio numérico y experimental sistemático que sustente tal selección. Con ello se descartarán alternativas en base a criterios objetivos científicamente demostrados, publicados y accesibles.
 - c) El método de correlación del límite elástico a través de la pendiente $Slope_{ini}$ se encuentra limitado por la dependencia de $Slope_{ini}$ con el módulo de elasticidad. Se observa una línea de investigación cuyo objetivo se centraría en el establecimiento de una ecuación de correlación entre $Slope_{ini}$ y el límite elástico que tuviera en cuenta la influencia del módulo de elasticidad.
 - d) La investigación realizada en la presente tesis doctoral, en relación a la obtención del límite elástico y la resistencia a la tracción, se ha centrado experimentalmente en un número limitado de aceros. Se considera de interés la evaluación de un mayor número de aceros, así como la capacidad de estos métodos de correlación para evaluar otras aleaciones metálicas no férricas (aluminios, bronce, magnesios, titanios, etc.).

7 Referencias

- [1] M.P. Manahan, A.S. Argon, O.K. Harling. Mechanical behavior evaluation using the miniaturized disk bend test, Quaterly Progress Report on Damage Analysis and Fundamental Studies (1981) 82-103. DOE/ER-0046/8.
- [2] M.P. Manahan, A.S. Argon, O.K. Harling, The development of a miniaturized disk bend test for the determination of postirradiation mechanical properties, Journal of Nuclear Materials 103 & 104 (1981) 1545-1550.
- [3] M.P. Manahan, The development of a miniaturized disk bend test for the determination of post-irradiation mechanical behavior, Tesis Doctoral (1982), Massachusetts Institute of Technology.
- [4] F.H. Huang, M.L. Hamilton, G.L. Wire, Bend testing for miniature disks, Nuclear Technology 57 (1982) 234-242, DOI: 10.13182/NT82-A26286
- [5] M.P. Manahan, A new postirradiation mechanical behavior test – The miniaturized disk bend test, Nuclear Technology 63 (1983) 295-315, DOI: 10.13182/NT83-A33289
- [6] M. Lee, D.-S. Sohn, N.J. Grant, O.K. Harling, Miniaturized disk bend tests of neutron irradiated path a type alloys, Journal of Nuclear Materials 122 & 123 (1984) 146-151, DOI: 10.1016/0022-3115(84)90586-5
- [7] M. Dooley, G.E. Lucas, J.W. Sheckherd, An approach to small scale ductility tests, Quaterly Progress Report on Damage Analysis and Fundamental Studies (1981) 104-117. DOE/ER-0046/8.
- [8] M. Dooley, G.E. Lucas, J.W. Sheckherd, Small scale ductility tests, Journal of Nuclear Materials 104 (1981) 1533-1537. DOI: 10.1016/0022-3115(82)90818-2
- [9] G.E. Lucas, The development of small specimen mechanical test techniques, Journal of Nuclear Materials 117 (1983) 327-339, DOI: 10.1016/0022-3115(83)90041-7.

-
- [10] G.E. Lucas, J.W. Sheckherd, G.R. Odette, S. Panchanadeeswaran, Shear punch tests for mechanical property measurements in TEM disc-sized specimens, *Journal of Nuclear Materials* 122 & 123 (1984) 429-434. DOI: 10.1016/0022-3115(84)90635-4.
- [11] J-M. Baik, J. Kameda, O. Buck, Small punch test evaluation of intergranular embrittlement of an alloy steel, *Scripta Metallurgica* 17 (1983) 1443-1447. DOI: 10.1016/0036-9748(83)90373-3.
- [12] M.L. Hamilton, F.H. Huang, Use of the disk bend test to assess irradiation performance of structural alloys, *The use of small-scale specimens for testing irradiated material*, ASTM STP888, W.R. Corwin, G.E. Lucas (1986) 5-16.
- [13] R.L. Klueh, D.N. Braski, Disk-bend ductility tests for irradiated materials, *The use of small-scale specimens for testing irradiated material*, ASTM STP888, W.R. Corwin, G.E. Lucas (1986) 66-82.
- [14] M.P. Manahan, A.E. Browning, A.S. Argon, O.K. Harling, Miniaturized disk bend test technique development and application, *The use of small-scale specimens for testing irradiated material*, ASTM STP888, W.R. Corwin, G.E. Lucas (1986) 17-49.
- [15] O.K. Harling, M. Lee, D-S Sohn, G. Kohse, C.W. Lau, The MIT miniaturized disk bend test, *The use of small-scale specimens for testing irradiated material*, ASTM STP888, W.R. Corwin, G.E. Lucas (1986) 50-65.
- [16] J-M. Baik, J. Kameda, O. Buck, Development of small punch tests for ductile-brittle transition temperature measurement of temper embrittled Ni-Cr steels, *The use of small-scale specimens for testing irradiated material*, ASTM STP888, W.R. Corwin, G.E. Lucas (1986) 92-111.
- [17] G.E. Lucas, G.R. Odette, J.W. Sheckherd, Shear punch and microhardness tests for strength and ductility measurements, *The use of small-scale specimens for testing irradiated material*, ASTM STP888, W.R. Corwin, G.E. Lucas (1986) 112-139.
- [18] G. Kohse, M. Ames, O.K. Harling, Progress in developing DBTT determinations from miniature disk bend tests, *Journal of Nuclear Materials* 141 & 143 (1986) 513-517. DOI: 10.1016/S0022-3115(86)80092-7.
- [19] M. Ames, G. Kohse, T.-S. Lee, N.J. Grant, O.K. Harling, Mechanical property and conductivity changes in several copper alloys after 13.5 dpa neutron irradiation, *Journal of Nuclear Materials* 141-143 (1986) 174-178. DOI: 10.1016/S0022-3115(86)80031-9.

- [20] K. Shinohara, G.E. Lucas, G.R. Odette, Shear punch and ball microhardness measurements of 14 MeV neutron irradiation hardening in five metals, *Journal of Nuclear Materials* 133 & 134 (1985) 326-331. DOI: 10.1016/0022-3115(85)90161-8.
- [21] P.S. Kullen, H.H. Smith, D.J. Michel, The shear punch measurement of the mechanical properties of selected unirradiated and irradiated alloys, *Journal of Nuclear Materials* 158 (1988) 57-63, DOI: 10.1016/0022-3115(88)90154-7.
- [22] A. Okada, T. Yoshiie, S. Kojima, K. Abe, M. Kiritani, Correlation among a variety of miniaturized mechanical tests and their application to D-T neutron-irradiated metals, *Journal of Nuclear Materials* 133 & 134 (1985) 321-325. DOI: 10.1016/0022-3115(85)90160-6
- [23] G.E. Lucas, A. Okada, M. Kiritani, Parametric analysis of the disc bend test, *Journal of Nuclear Materials* 141-143 (1986) 532-535. DOI: 10.1016/S0022-3115(86)80096-4.
- [24] T. Misawa, H. Sugawara, R. Miura, Y. Hamaguchi, Small specimen fracture toughness tests of HT-9 steel irradiated with protons, *Journal of Nuclear Materials* 133 & 134 (1985) 313-316. DOI: 10.1016/0022-3115(85)90158-8.
- [25] T. Misawa, T. Adachi, M.Saito, Y. Hamaguchi, Small punch tests for evaluating ductile-brittle transition behavior of irradiated ferritic steels, *Journal of Nuclear Materials* 150 (1987) 194-202. DOI: 10.1016/0022-3115(87)90075-4.
- [26] Y. Lu, T. Shoji, H. Takahashi, Y. Saito, Material characterization procedure of degradation of austenitic stainless steels by use of small punch test and electrochemical potentiokinetic reactivation (EPR) method, *Journal of the Society of Materials Science* 36 (1987) 296-302. DOI: 10.2472/jsms.36.296.
- [27] T. Misawa, Y. Hamaguchi, M. Saito, Stress corrosion cracking and hydrogen embrittlement studies of austenitic and ferritic steels by small punch test, *Journal of Nuclear Materials* 155-157 (1988) 749-753, DOI: 10.1016/0022-3115(88)90409-6.
- [28] J. Kameda, O. Buck, Evaluation of the ductile-to-brittle transition temperature shift due to temper embrittlement and neutron irradiation by means of a small-punch test, *Materials Science and Engineering* 83 (1986) 29-38, DOI: 10.1016/0025-5416(86)90171-0
- [29] A. Kawasaki, R. Watanabe, H.D. Jeong, H. Takahashi, Evaluation of fracture behavior of metal/ceramic two-phase composite by small punch test, *Journal of the Japan Society of Powder and Powder Metallurgy* 36 (1989) 217-221, DOI: 10.2497/jjspm.36.217.

- [30] X. Mao, H. Takahashi, Development of a further-miniaturized specimen of 3 mm diameter for TEM disk (\varnothing 3 mm) small punch tests, *Journal of Nuclear Materials* 150 (1987) 42-52. DOI: 10.1016/0022-3115(87)90092-4.
- [31] T. Misawa, S. Nagata, N. Aoki, J. Ishizaka, Y. Hamaguchi, Fracture toughness evaluation of fusion reactor structural steels at low temperatures by small punch tests, *Journal of Nuclear Materials* 169 (1989) 225-232, DOI: 10.1016/0022-3115(89)90538-2.
- [32] J. Kameda, X. Mao, Hardening and intergranular embrittlement in neutron-irradiated ferritic alloys, *Materials Science and engineering A* 112 (1989) 143-149, DOI: 10.1016/0921-5093(89)90353-5.
- [33] J. McNaney, G.E. Lucas, G.R. Odette, Application of ball punch tests to evaluating fracture mode transition in ferritic steels, *Journal of Nuclear Materials* 179-181 (1991) 429-433, DOI: 10.1016/0022-3115(91)90116-O.
- [34] T. Misawa, K. Suzuki, M. Saito, Y. Hamaguchi, Determination of the minimum quantity of irradiated ferritic steel specimens for small punch DBTT testing, *Journal of Nuclear Materials* 179-181 (1991) 421-424, DOI: 10.1016/0022-3115(91)90114-M.
- [35] T. Misawa, T. Ohtsuka, M. Seo, M. Saito, Comparison of stress corrosion cracking susceptibility of austenitic and ferritic stainless steels in small punch testing, *Journal of Nuclear Materials* 179-181 (1991) 611-614, DOI: 10.1016/0022-3115(91)90162-Z.
- [36] X. Mao, M. Saito, H. Takahashi, Small punch test to predict ductile fracture toughness JIC and brittle fracture toughness KIC, *Scripta Metallurgica et Materialia* 25 (1991) 2481-2485, DOI: 10.1016/0956-716X(91)90053-4.
- [37] X. Mao, H. Takahashi, T. Kodaira, Estimation of mechanical properties of irradiated nuclear pressure vessel steel by use of subsized CT specimen and small punch specimen, *Scripta Metallurgica et Materialia* 25 (1991) 2487-2490, DOI: 10.1016/0956-716X(91)90054-5.
- [38] X. Mao, H. Takahashi, T. Kodaira, Supersmall punch test to estimate fracture toughness JIC and its application to radiation embrittlement of 2.25Cr-1Mo steel, *Materials Science and Engineering A* 150 (1992) 231-236, DOI: 10.1016/0921-5093(92)90116-I.
- [39] M. Suzuki, M. Eto, K. Fukaya, et al., Evaluation of toughness degradation by small punch (SP) tests for neutrón-irradiated 21/4Cr-1Mo steel, *Journal of Nuclear Materials* 179-181 (1991) 441-444, DOI: 10.1016/0022-3115(91)90119-R.

- [40] A. Okada, M.L. Hamilton, F.A. Garner, Microbulge testing to neutron irradiated materials, *Journal of Nuclear Materials* 179-181 (1991) 445-448, DOI: 10.1016/0022-3115(91)90120-V.
- [41] W.R. Corwin, F.M. Haggag, W.L. Server, Small specimen test techniques applied to nuclear reactor vessel thermal annealing and plant life extension, *ASTM STP1204* (1993), DOI: 10.1520/STP1204-EB.
- [42] J. Kameda, R. Ranjan, Characterization of deformation and fracture behavior in amorphous and/or ceramic coatings and aluminum alloy substrates by small punch testing and acoustic emission techniques, *Materials Science and Engineering A* 183 (1994) 121-130, DOI: 10.1016/0921-5093(94)90896-6.
- [43] T. Nambu, et al., Environmental effects on the ductility of pure chromium, *Scripta Metallurgica et Materialia* 32 (1995) 407-410, DOI: 10.1016/S0956-716X(99)80073-9.
- [44] N.A. McMinn, X. Mao, Toughening of TiAl composites by NiAl additions, *Scripta Metallurgica et Materialia* 33 (1995) 1915-1919, DOI: 10.1016/0956-716X(95)00458-8.
- [45] S.D. Norris, J.D. Parker, The effect of microstructure on fracture mechanisms of 2.25Cr1Mo low alloy steel, part A: the influence of non-metallic inclusions, *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 67 (1996) 317-327, DOI: 10.1016/0308-0161(94)00000-X.
- [46] J. Kameda, T.E. Bloomer, Y. Sugita, A. Ito, S. Sakurai, Mechanical properties of aluminized CoCrAlY coatings in advanced gas turbine Blades, *Materials Science and Engineering A* 234-236 (1997) 489-492, DOI: 10.1016/S0921-5093(97)00283-9.
- [47] J. Kameda, T.E. Bloomer, Y. Sugita, A. Ito, S. Sakurai, High temperature environmental attack and mechanical degradation of coatings in gas turbine blades, *Materials Science and Engineering A* 229 (1997) 42-54, DOI: 10.1016/S0921-5093(97)00003-8.
- [48] Y. Matsumoto, M. Morinaga, M. Furui, Multiple deformation effect on the ductility of chromium, *Scripta Materialia* 38 (1998) 321-327, DOI: 10.1016/S1359-6462(97)00415-6.
- [49] J.H. Bulloch, The small punch toughness test: some detailed fractographic information, *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 63 (1995) 177-194, DOI: 10.1016/0308-0161(94)00050-S.

- [50] R. Sheehan, J.H. Bulloch, 60 MW high pressure turbine rotor brittle fracture analysis and remanent life investigation, *Journal of Materials Processing Technology* 56 (1996) 521-530, DOI: 10.1016/0924-0136(96)85111-9.
- [51] P. Jung, A. Hishinuma, G.E. Lucas, H. Ullmaier, Recommendation of miniaturized techniques for mechanical testing of fusion materials in an intense neutron source, *Journal of Nuclear Materials* 232 (1996) 186-205, DOI: 10.1016/S0022-3115(96)00394-7.
- [52] D.Y. Lyu, T.E. Bloomer, O. Unal, J. Kameda, The effect of impurity on the deformation and fracture behavior in vanadium-20 wt.% titanium alloys, *Scripta Materialia* 34 (1996) 317-323, DOI: 10.1016/1359-6462(95)00518-8.
- [53] S.M. Kurtz, J.R. Foulds, C.W. Jewett, S. Srivastav, A.A. Edidin, Validation of a small punch testing technique to characterize the mechanical behaviour of ultra-high-molecular-weight polyethylene, *Biomaterials* 18 (1997) 1659-1663, DOI: 10.1016/S0142-9612(97)00124-5.
- [54] E. Fleury, J.S. Ha, Small punch tests to estimate the mechanical properties of steels for steam power plant: I. Mechanical strength, *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 75 (1998) 699-706, DOI: 10.1016/S0308-0161(98)00074-X.
- [55] B. Ule, et al., Small punch test method assessment for the determination of the residual creep life of Service exposed components: outcomes from an interlaboratory exercise, *Nuclear Engineering and Design* 192 (1999) 1-11, DOI: 10.1016/S0029-5493(99)00039-4.
- [56] S.-H. Song, R.G. Faulkner, P.E.J. Flewitt, R.F. Smith, P. Marmy, Temper embrittlement of a CrMo low-alloy steel evaluated by means of small punch testing, *Materials Science and Engineering A* 281 (2000) 75-81, DOI: 10.1016/S0921-5093(99)00740-6.
- [57] S.-H. Song, et al., Irradiation-induced embrittlement of a 2.25Cr1Mo steel, *Journal of Nuclear Materials* 280 (2000) 162-168, DOI: 10.1016/S0022-3115(00)00042-8.
- [58] J.S. Cheon, I.S. Kim, Evaluation of thermal aging embrittlement in CF8 duplex stainless steel by small punch test, *Journal of Nuclear Materials* 278 (2000) 96-103, DOI: 10.1016/S0022-3115(99)00213-5.
- [59] A.A. Edidin, S.M. Kurtz, Influence of mechanical behavior on the wear of 4 clinically relevant polymeric biomaterials in a hip simulator, *The Journal of Arthroplasty* 15 (2000) 321-331, DOI: 10.1016/S0883-5403(00)90647-8.

- [60] S.M. Kurtz, et al., The relationship between the clinical performance and large deformation mechanical behavior of retrieved UHMWPE tibial inserts, *Biomaterials* 21 (2000) 283-291, DOI: 10.1016/S0142-9612(99)00178-7.
- [61] A.A. Edidin, C.W. Jewett, A. Kalinowski, K. Kwarteng, S.M. Kurtz, Degradation of mechanical behavior in UHMWPE after natural and accelerated aging, *Biomaterials* 21 (2000) 1451-1460, DOI: 10.1016/S0142-9612(00)00021-1.
- [62] V.L. Giddings, S.M. Kurtz, C.W. Jewett, J.R. Foulds, A.A. Edidin, A small punch test technique for characterizing the elastic modulus and fracture behavior of PMMA bone cement used in total joint replacement, *Biomaterials* 22 (2001) 1875-1881, DOI: 10.1016/S0142-9612(00)00372-0.
- [63] Y. Ruan, P. Spatig, M. Victoria, Assessment of mechanical properties of the martensitic steel EUROFER97 by means of punch tests, *Journal of Nuclear Materials* 307-311 (2002) 236-239, DOI: 10.1016/S0022-3115(02)01194-7.
- [64] M. Abendroth, M. Kuna, Determination of deformation and failure properties of ductile by means of the small punch test and neural networks, *Computational Material Science* 28 (2003) 633-644, DOI: 10.1016/j.commat.2003.08.031.
- [65] M. Abendroth, M. Kuna, Identification of ductile damage and fracture parameters from the small punch test using neural networks, *Engineering Fracture Mechanics* 73 (2006) 710-725, DOI: 10.1016/j.engfracmech.2005.10.007.
- [66] J-B. Ju, J-I. Jang, D. Kwon, Evaluation of fracture toughness by small-punch testing techniques using Sharp notched specimens, *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 80 (2003) 221-228, DOI: 10.1016/S0308-0161(03)00042-5.
- [67] X. Jia, Y. Dai, Small punch test son martensitic/ferritic steels F82H, T91 and Optimax-A irradiated in SINQ Target-3, *Journal of Nuclear Materials* 323 (2003) 360-367, DOI: 10.1016/j.jnucmat.2003.08.018.
- [68] J.S. Bergström, C.M. Rimnac, S.M. Kurtz, Prediction of multiaxial mechanical behavior for conventional and highly crosslinked UHMWPE using a hybrid constitutive model, *Biomaterials* 24 (2003) 1365-1380, DOI: 10.1016/S0142-9612(02)00514-8.
- [69] W. Tang, M.H. Santare, S. G. Advani, Melt processing and mechanical property characterization of multi-walled carbon nanotube/high density polyethylene (MWNT/NHPE) composite films, *Carbon* 41 (2003) 2779-2785, DOI: 10.1016/S0008-6223(03)00387-7.

- [70] I-H. Kwon, S-S. Baek, H-S. Yu, The use of electrochemical and mechanical property correlations to monitor the degradation of Cr-Mo-V turbine casing steel, *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 80 (2003) 157-165, DOI: 10.1016/S0308-0161(02)00140-0.
- [71] D. Finarelli, M. Roedig, F. Carsughi, Small punch test on austenitic and martensitic steels irradiated in a spallation environment with 530 MeV protons, *Journal of Nuclear Materials* 328 (2004) 146-150, DOI: 10.1016/j.jnucmat.2004.04.320.
- [72] A. Husain, D.K. Sehgal, R.K. Pandey, An inverse finite element procedure for the determination of constitutive tensile behavior of materials using miniature specimen, *Computational Materials Science* 31 (2004) 84-92, DOI: 10.1016/j.commatsci.2004.01.039.
- [73] E.N. Campitelli, et al., Assessment of the constitutive properties from small ball punch test: experiment and modelling, *Journal of Nuclear Materials* 335 (2004) 366-378, DOI: 10.1016/j.jnucmat.2004.07.052.
- [74] J. Isselin et al., Assessment of the constitutive law by inverse methodology: Small punch test and hardness, *Journal of Nuclear Materials* 352 (2006) 97-106, DOI: 10.1016/j.jnucmat.2006.02.076.
- [75] J. Autillo, M.A. Contreras, C. Betegón, C. Rodríguez, F.J. Belzunce, Utilización del ensayo miniatura de punzonamiento en la caracterización mecánica de aceros, *Anales de Mecánica de la Fractura* (2006) 77-83.
- [76] P. Egan, M.P. Whelan, F. Lakestani, M.J. Connelly, Random depth access full-field low-coherence interferometry applied to a small punch test, *Optics and Lasers in Engineering* 45 (2007) 523-529, DOI: 0.1016/j.optlaseng.2006.10.005.
- [77] P. Egan, M.P. Whelan, F. Lakestani, M.J. Connelly, Small punch test: An approach to solve the inverse problem by deformation shape and finite element optimization, *Computational Materials Science* 40 (2007) 33-39, DOI: 10.1016/j.commatsci.2006.10.021.
- [78] I. Serre, J.-B. Vogt, Liquid metal embrittlement of T91 martensitic Steel evidenced by small punch test, *Nuclear Engineering and Design* 237 (2007) 677-685, DOI: 10.1016/j.nucengdes.2006.07.007.
- [79] Comité Européen de Normalisation, Small punch test method for metallic materials, CWA 15627, Bruselas, Bélgica (2007).
- [80] Y.-S. Chang et al., Derivation of ductile fracture resistance by use of small punch specimens, *Engineering Fracture Mechanics* 75 (2008) 3413-3427, DOI: 10.1016/j.engfracmech.2007.06.006.

- [81] K. Tanaka, et al., Evaluation on high temperatura fracture toughness of CrMoV cast steel by small punch testing, *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 86 (2009) 643-648, DOI: 10.1016/j.ijvpv.2009.04.006.
- [82] C. Rodríguez, J. García, E. Cárdenas, C. Betegón, Mechanical properties characterization of heat-affected zone using the small punch test, *Welding Journal* 88 (2009) 188-192.
- [83] R. Lacalle, J. García, J.A. Álvarez et al., Obtención mediante el ensayo small punch de las propiedades de tracción de materiales metálicos, *Anales de Mecánica de la Fractura* (2009) 501-506.
- [84] K. Turba, et al., Introduction of a new notched specimen geometry to determine fracture properties by small punch testing, *Engineering Fracture Mechanics* 78 (2011) 2826-2833, DOI: 10.1016/j.engfracmech.2011.08.014.
- [85] J.M. Alegre, I.I. Cuesta, P.M. Bravo, Implementation of the GTN damage model to simulate the small punch test on pre-cracked specimens, *Procedia Engineering* 10 (2011) 1007-1016, DOI: 10.1016/j.proeng.2011.04.166.
- [86] I.I. Cuesta, J.M. Alegre, Determination of the fracture toughness by applying a structural integrity approach to pre-cracked small punch test specimens, *Engineering Fracture Mechanics* 78 (2011) 289-300, DOI: 10.1016/j.engfracmech.2010.09.004.
- [87] I.I. Cuesta, J.M. Alegre, Hardening evaluation of stamped aluminium alloy components using the small punch test, *Engineering Failure Analysis* 26 (2012) 240-246, DOI: 10.1016/j.engfailanal.2012.06.004.
- [88] R. Hurst, K. Matocha, Where are we now with the european code of practice for small punch testing?, *Proceedings of the International Conference on Small Sample Test Techniques* (2012) 4-18.
- [89] T.E. García, C. Rodríguez, F.J. Belzunce, C. Suárez, Estimation of the mechanical properties of metallic materials by means of the small punch test, *Journal of Alloys and Compounds* 582 (2014) 708-717, DOI: 10.1016/j.jallcom.2013.08.009.
- [90] I.I. Cuesta, J.M. Alegre, M. Lorenzo, Influence of strain state in mechanical behavior of aluminium alloys using the small punch test, *Materials and Design* 54 (2014) 291-294, DOI: 10.1016/j.matdes.2013.08.038.

- [91] S.P. Singh, S. Bhattacharya, D.K. Sehgal, Evaluation of high temperature mechanical strength of Cr-Mo grade Steel through small punch test technique, *Engineering Failure Analysis* 39 (2014) 207-220, DOI: 10.1016/j.engfailanal.2014.01.014.
- [92] K. Kumar, et al., Evaluation of ultimate tensile strength using miniature disk bend test, *Journal of Nuclear Materials* 461 (2015) 100-111, DOI: 10.1016/j.jnucmat.2015.02.029.
- [93] A. Janca, J. Siegl, P. Hausild, Small punch test evaluation methods for material characterisation, *Journal of Nuclear Materials* 481 (2016) 201-213, DOI: 10.1016/j.jnucmat.2016.09.015.
- [94] M.F. Moreno, G. Bertolino, A. Yawny, The significance of specimen displacement definition on the mechanical properties derived from small punch test, *Materials and Design* 95 (2016) 623-631, DOI: 10.1016/j.matdes.2016.01.148.
- [95] M.F. Moreno, Application of small punch testing on the mechanical and microstructural characterizations of P91 steel at room temperature, *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 142-143 (2016) 1-9, DOI: 10.1016/j.ijpvp.2016.04.002.
- [96] E. Altstadt, et al., On the estimation of ultimate tensile stress from small punch testing, *International Journal of Mechanical Sciences* 136 (2018) 85-93, DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2017.12.016.
- [97] I.I. Cuesta, C. Rodríguez, T.E. García, J.M. Alegre, Effect of confinement level on mechanical behavior using the small punch test, *Engineering Failure Analysis* 58 (2015) 206-211. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2015.09.008.
- [98] T. Linse, M. Kuna, J. Schuhknecht, H.-W. Viehrig, Usage of the small-punch-test for the characterization of reactor vessel steels in the brittle-ductile transition region, *Engineering Fracture Mechanics* 75 (2008) 3520-3533. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2007.03.047
- [99] W. Ramberg, W.R. Osgood, Description of stress-strain curves by three parameters, Technical Note 902, NACA, Washington DC, 1943.
- [100] ASME, Boiler Pressure and Vessel Code, section II, part A, 2017.
- [101] M. Kamaya, Ramberg-Osgood type stress-strain curve estimation using yield and ultimate strengths for failure assessments, *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 137 (2016) 1-12. DOI: 10.1016/j.ijpvp.2015.04.001.

-
- [102] FAA, *Metallic Materials Properties Development and Standardization*, Edition 11, 2016.
- [103] S. Timoshenko, *Theory of Plates and Shells*, McGraw-Hill, 1959.
- [104] C. Liu, E.D. Case, Effect of Indenter Tip Radius on the Load Deflection Behavior of Thin Plates, *Experimental Mechanics* 37 (1997) 175-181. DOI: 10.1007/BF02317856.
- [105] K.L. Johnson, *Contact Mechanics*, Cambridge University Press, 1985. DOI: 10.1017/CBO9781139171731.

