

# TESIS

Para obtener el título de **DOCTOR** de  
MONDRAGON UNIBERTSITATEA

Presentada y defendida públicamente por  
**Laurentzi Aretxabaleta Ramos**

Ingeniero Industrial por Mondragon Unibertsitatea

Julio de 2008

## **Título:**

Estudio teórico-experimental del comportamiento a impacto de baja  
velocidad de piezas estructurales fabricadas con termoplásticos

## **Director de Tesis:**

Dra. D<sup>a</sup>. Idoia Urrutibeascoa Irala

## **Tribunal:**

Dr. D. Vicente Sánchez Gálvez, Presidente  
Dr. D. Alfredo Güemes Gordo, Vocal  
Dr. D. Antonio Martínez Benassat, Vocal  
Dr. D. Faustino Mujika Garitano, Vocal  
Dr. D. Germán Castillo López, Secretario



*nire ama eta aitari*



---

ESKERRAK

---



# Eskerrak

---

Tesi honen garapenean pertsona eta erakunde desberdinen eskutik laguntza asko jaso dut. Orain, tesia bukaerara iritsi den une honetan, jasotako laguntza horrengatik eskerrak eman nahi nituzke.

Lehenik eta behin tesi honetan nire zuzendari izan den Idoia Urrutibeascoa-ri eskertu nahi diot, denbora guzti honetan egindako tutoretza bikain eta emandako babesarengatik, eta tesiaren azken fasean emandako bultzada eta animoengatik.

Tesiaren iguruan lankide izan ditudan Jon eta Modestori eskertu nahi diet, alor experimentalean eta simulaziokoan eman didaten aholku eta ezagutzengatik; eta bereziki German-i, tesi guztian zehar, eta baita berau hasi baño aurretik ere, eman didan babes eta sostenguagatik.

Mondragon Unibertsitateko Goi Eskola Politeknikoari, bertan pasatu ditudan urte guztietan jasotako heziketa akademiko eta pertsonal ezin hobeagatik; eta bertako Mekanikako Departamentuko lankideei, era zuzen edo zeharkakoan tesi hau aurrera eramaten lagundu didatelako.

Esker berezi bat eman nahi diet Terrasako Centre Català del Plàstic-eko kideei; Toni eta Miguel-en eskutik jasotako laguntza estimagaitza izan da tesi honen garapenean. Bertan egon naizenetan, Maria Lluisa, Orlando, Nacho eta Toni Go-k, eman didaten harrera beroarengatik ere eskertu nahi nieke.

Eusko Jaurlaritzako Hezkuntza, Unibertsitate eta Ikerketa Sailari eskertu nahi diot, *Ikertzaileak Prestatzeko Bekak* eta *Oinarrizko Ikerketa eta Ikerketa Aplikatua* (PI2003-13 proiektua) programen bitartez emandako laguntzagatik.

Eskerrak nire tesikide Zurbi, Jon, Luis eta Asier-i, egunero zuen konpainiarekin tesiaren zama arintzearen. Imanol-i, tesiaren ingurukoak eta zerikusirik eztaukatenak ere nirekin elkarbanatzearen. Eta batez ere nire tesikide izandako Aitziber, Mikel eta Maria lagun minak; bai egoera onenetan, eta baita latzenetan ere, beti nirekin egon zaretelako laguntzeko prest.

Nirekin batera tesiaren eraginak jasan dituzten lagunei ere eskerrak eman nahi diet, besteak beste Angel eta Asier, Jox, Igortxu, Kutze, Iker, Aimar, Iñaki eta Nora, Ainara G., Ainara A., Josu eta Txoiko, azkenaldian elkarrekin egiteari utzi diogun gauza hoietako asko berreskuratu behar ditugu berriz. Bereziki, uneoro adoretu didan Miguel-i, memoriaren zuzenketetan egindako aportazioengatik eta tesian eragindako une latzak gehien jasan dituena bera izan delako.

Eta eskerrik berezienak nire familiari, neba-arreba eta ama eta aitari, tesia garatzeko aukera ematearren eta beti ni babestu eta maitatzearren



---

# AGRADECIMIENTOS

---



# Agradecimientos

---

Durante el desarrollo de esta tesis he recibido mucha ayuda por parte de diferentes personas y entidades. Ahora, una vez que la tesis ha llegado a su fin, quisiera dar las gracias por la ayuda recibida.

En primer lugar quisiera agradecer mi directora de tesis, Idoia Urrutibeascoa, por su excelente dirección y por el apoyo que me ha brindado, así como por su insistencia y ánimo en la última fase de la tesis.

Quisiera agradecer a quienes han trabajado junto a mí en torno a la tesis; a Jon y Modesto por sus consejos y por los conocimientos que me han transmitido en la parte experimental y de simulación; y un agradecimiento especial para Germán, por haberme apoyado y alentado desde incluso antes de haber comenzado la tesis.

A la Escuela Politécnica Superior de Mondragón Unibertsitatea, por la excelente educación que he recibido de ella, tanto académicamente como desde un punto de vista personal; y a los compañeros del Departamento de Mecánica, por haberme ayudado, de una forma directa o indirecta, a desarrollar esta tesis.

Quisiera agradecer especialmente a los compañeros de Centre Català del Plàstic, de Terrasa; la ayuda que me han brindado Toni y Miguel ha sido inestimable para el desarrollo de esta tesis. Quisiera agradecer también a Maria Lluisa, Orlando, Nacho y Toni Go por su excelente acogida cuando he estado allí.

Quisiera mostrar mi agradecimiento al Departamento de Educación, Universidades e Investigación del Gobierno Vasco, por las ayudas prestadas a través de los programas de *Becas para Formación de Investigadores* y de *Investigación Básica y Aplicada* (proyecto PI2003-13).

Agradezco a mis compañeros de tesis Zurbi, Jon, Luis y Asier, por aligerarme día a día el peso de la tesis con su compañía; a Imanol, por compartir conmigo tanto los temas relacionados con la tesis, como los que no; y sobre todo a los que fueron compañeros de tesis y son amigos íntimos, Aitziber, Mikel y María, por haberme acompañado y apoyado siempre, en los mejores y en los peores momentos.

También quiero agradecer a los amigos que, junto a mí, han sufrido las consecuencias de esta tesis; entre otros, Angel y Asier, Jox, Igortxu, Kutze, Iker, Aimar, Iñaki y Nora, Ainara G., Ainara A., Josu y Txoiko, tenemos que recuperar muchas de esas cosas que últimamente hemos dejado de hacer juntos. En especial, a Miguel, que me ha animado en cada momento, por sus aportaciones en la corrección de la memoria y porque ha sido él quien en mayor medida ha sufrido mis momentos más bajos durante la tesis.

Y mis agradecimientos más especiales para mi familia, a mis hermanos y a mis padres, por haberme dado la oportunidad de llevar a cabo esta tesis y por apoyarme y quererme siempre.



---

LABURPENA

---



# Laburpena

---

Termoplastikoak geroz eta gehiago erabiltzen dira metalen ordezkotzat, arintasuna funtsezko duten aplikazio estrukturaletan. Horietako askotan talka portaera oso garrantzitsua da, iharduera mota honek osagaien ezusteko apurketa sortu dezakeelako, erabiltzaileen segurtasuna kolokan gerta daitekeelarik. Materiale mota hauek daukaten talkarekiko portaera konplexuak, fabrikazio kostu eta epeak gutxitzeko lagungarri diren igererutzako diseinu metodoen erabilera zailtzen du, adibidez elementu finitoen metodoarena. Arazo honek bi adar garrantzitsu ditu:

- alde batetik, ez dago elementu finitoen programetan sarrera datu bezala erabilgarriak izan daitezkeen termoplastikoen talka propietateak lortzea uzten duten araututako karakterizazio protokolorik.
- beste alde batetik, elementu finitoen programetan erabilgarri dauden materiale ereduak, termoplastikoak ez diren beste materiale batzurentzat garatu dira, hauek talka baldintzetan dauzkaten berezitasunak deskribatzeko gaitasunik ez dutelarik.

Lan honetan, trakzioko konfigurazioan eginiko talka instrumentatuko teknika experimentalean oinarritutako termoplastikoen karakterizazio metodo berri bat proposatu da. Metodo honen bitartez polipropilenoaren tentsio-deformazio kurbak lortu dira deformazio abiadura konstantean. Informazio hau elementu finitoen programa baten sartu da programak berak dituen materiale eredu sinpleak erabiliz. Karakterizazioan egindako trakzioko talka saiakuntzak, eta baita indentazio konfigurazioan egindako beste talka saiakuntza batzuk ere, simulatu dira. Emaitzen korrelazio numeriko-esperimentalak frogatzen du proposatutako metodoa gai dela iragartzeko, bai indarraren aldaketa denboran, eta baita probeten apurketa sortzeko beharrezkoa den energia minimoa ere. Horrez gain, materialak trakzio eta indentazio konfiguraziotan egindako talketan erakusten duen portaera desberdintasun nabarmena ere agerian geratu da. Bi konfigurazio hauetan lortutako desplazamentu-denbora kurben korrelazio numeriko-esperimentalak kontutan hartzekoak diren funtsezko gai batzuk nabarmendu ditu, hala nola, materialak deskargatzerakoan duen portaera, eta elastizitate moduloak eta limite elastikoak deformazio abiaduran duten menpekotasuna, bai karakterizazioan eta baita materiale ereduaren adieraztearen beharra.



---

# RESUMEN

---



# Resumen

---

Los materiales termoplásticos se emplean, cada vez en mayor medida, como sustitutos de metales en aplicaciones estructurales en las que la ligereza juega un papel fundamental. En muchas de estas aplicaciones el comportamiento a impacto es clave, por tratarse de un tipo de sollicitación que provoca la rotura catastrófica de componentes, pudiendo llegar a poner en peligro la integridad física de los usuarios. El complejo comportamiento a impacto que presentan este tipo de materiales dificulta el empleo de métodos ingenieriles de diseño, como el método de elementos finitos, para reducir costes y plazos de fabricación. Esta problemática presenta dos frentes destacados:

- por una parte, la carencia de protocolos normalizados de caracterización que permitan obtener las propiedades de los materiales termoplásticos en condiciones de impacto, válidas para su empleo como datos de entrada en los programas de elementos finitos.
- por otra, el hecho de que la mayoría de modelos constitutivos de material disponibles en los programas de elementos finitos hayan sido desarrollados para otro tipo de materiales que no presentan las particularidades de los termoplásticos en condiciones de impacto.

En este trabajo se ha propuesto un nuevo método de caracterización a impacto de termoplásticos, basado en la técnica experimental de impacto-tracción instrumentado, que ha permitido obtener las curvas tensión-deformación del polipropileno a velocidad de deformación constante. Esta información ha sido introducida en un programa de elementos finitos empleando modelos de material sencillos disponibles en el propio programa. Se han simulado los ensayos de impacto-tracción realizados para la caracterización, así como ensayos de impacto-indentación. La correlación numérico-experimental de los resultados ha demostrado la validez del método para predecir tanto la evolución de la fuerza en el tiempo, como la mínima energía necesaria para producir la rotura de las probetas en la configuración de impacto-tracción. Además, se ha puesto de manifiesto la gran diferencia de comportamiento del material en las configuraciones de impacto-tracción e impacto-indentación. La correlación numérico-experimental de las curvas desplazamiento-tiempo en ambas configuraciones ha permitido detectar algunos aspectos fundamentales a tener en cuenta, como la necesidad de considerar, tanto a nivel de caracterización como de modelo constitutivo, el comportamiento del material en la descarga y la dependencia del módulo de elasticidad y del límite elástico con la velocidad de deformación.



---

# ABSTRACT

---



# Abstract

---

The substitution of metals by thermoplastic materials is increasing in structural applications in which lightness is essential. In many of these applications impact behaviour is a key factor, because impact produces the catastrophic rupture of components, risking the physical integrity of users. The complex impact behaviour of these materials makes difficult the use of engineering design methods like finite element method, that allow to reduce manufacturing costs and deadlines. This problem has two main facts:

- on one hand, the lack of routine tests methods for measuring material properties in impact conditions, required as input data by finite element codes.
- on the other hand, most of the constitutive models available in finite element codes have been developed for other materials that don't show the features of thermoplastics in impact conditions.

In the present work a new characterisation method of impact behaviour of thermoplastics has been proposed, based on instrumented tensile-impact experimental tests. This method has allowed the determination of the stress/strain curves of polypropylene at constant strain rates. This information has been introduced in a finite element code through simple constitutive models available in it. The characterisation tensile-impact tests have been simulated, as well as indentation-impact tests. The correlation of numerical and experimental results show that the method is valid for predicting the evolution of force signal in time, as well as the minimum energy value for producing the rupture of samples in tensile impact configuration. Moreover, it has been demonstrated to be a great difference between the impact behaviour of the material in tensile-impact and indentation-impact configurations. The correlation of numerical and experimental displacement-time curves in both configurations has permitted to detect some main facts to be considered: the unloading behaviour of the material, as well as the dependency of Young's modulus and elastic limit with strain rate, must be taken into account both in the characterisation method and constitutive modelling.



---

# ÍNDICE DE TABLAS

---



# Índice de tablas

---

1.1. Tipos de impacto y descripción de los parámetros característicos de cada tipo [Zukas, 1993]. . . . .	7
1.2. Características de los parámetros numéricos en función de las aplicaciones de impacto [Zukas, 1993]. . . . .	27
2.1. Plan de ensayos convencionales de tracción. Para cada ensayo se muestra el identificador del mismo (Id.), velocidad de desplazamiento de las mordazas ( $\dot{u}$ ) y si se ha utilizado o no extensómetro (Ext.) . . .	48
2.2. Relación entre velocidad de impacto nominal ( $\dot{u}_{\text{imp}_{\text{nom}}}$ ), ángulo con el que se deja caer el péndulo ( $\alpha$ ), velocidad de impacto real ( $\dot{u}_{\text{imp}_{\text{real}}}$ ) y energía de impacto ( $E_{\text{imp}}$ ) correspondiente a cada una de las masas del impactor ( $m_{\text{imp}_A}$ , $m_{\text{imp}_B}$ y $m_{\text{imp}_C}$ ). . . . .	56
2.3. Plan de ensayos de impacto-tracción instrumentado sobre probetas mecanizadas en la dirección longitudinal, paralela a las líneas de flujo del material. Para cada ensayo se muestra el identificador del mismo (Id.), la velocidad nominal de impacto ( $\dot{u}_{\text{imp}}$ ), la energía de impacto ( $E_{\text{imp}}$ ) y las medidas reales del espesor ( $a$ ) y anchura ( $b$ ) de la zona calibrada de cada probeta. . . . .	58
2.4. Plan de ensayos de impacto-tracción instrumentado sobre probetas mecanizadas en la dirección transversal, perpendicular a las líneas de flujo del material. Para cada ensayo se muestra el identificador del mismo (Id.), la velocidad nominal de impacto ( $\dot{u}_{\text{imp}}$ ), la energía de impacto ( $E_{\text{imp}}$ ) y las medidas reales del espesor ( $a$ ) y anchura ( $b$ ) de la zona calibrada de cada probeta. . . . .	60
2.5. Plan de ensayos de impacto-indentación instrumentado. Para cada ensayo se muestra el identificador del mismo (Id.), altura de caída del impactor ( $h_{\text{imp}}$ ), velocidad de impacto ( $\dot{u}_{\text{imp}}$ ) y la energía de impacto ( $E_{\text{imp}}$ ). . . . .	63
3.1. Descripción de los elementos empleados en el mallado de los modelos del ensayo de impacto-tracción, así como su dimensionalidad espacial (Dim.) y denominación (Denom.). . . . .	69
3.2. Descripción de los elementos empleados en el mallado de los modelos de la probeta, así como su dimensionalidad espacial (Dim.) y denominación (Denom.). . . . .	75

4.1. Comparación de los valores promedio y las desviaciones de $\sigma_0$ y $E$ , correspondientes a los ensayos convencionales de tracción realizados a 50 mm/min sin extensómetro (T 50 (i)) y con extensómetro (T 50 (j) E) . . . . .	85
4.2. Valores medios característicos de las curvas $F-t$ de reproducibilidad de los ensayos de impacto-tracción realizados con una masa del impactor de 1,091 kg(A) sobre probetas longitudinales. . . . .	94
4.3. Valores medios característicos de las curvas $F-t$ de reproducibilidad de los ensayos de impacto-tracción realizados con una masa del impactor de 2,182 kg(B) sobre probetas longitudinales. . . . .	95
4.4. Valores medios característicos de las curvas $F-t$ de reproducibilidad de los ensayos de impacto-tracción realizados con una masa del impactor de 3,545 kg(C) sobre probetas longitudinales. . . . .	97
4.5. Valores medios característicos de las curvas $F-t$ de reproducibilidad de los ensayos de impacto-tracción realizados con una masa del impactor de 2,182 kg(B) sobre probetas transversales. . . . .	104
4.6. Valores medios característicos de las curvas $F-t$ de reproducibilidad de los ensayos de impacto-tracción realizados con una masa del impactor de 3,545 kg(C) sobre probetas transversales. . . . .	105
4.7. Determinación de los puntos de rotura del material, a las velocidades de deformación seleccionadas . . . . .	126
4.8. Parámetros del modelo de extrapolación propuesto por Dean [Dean y Read, 2001]. . . . .	128
4.9. Parámetros del modelo de extrapolación propuesto por Dean [Dean y Read, 2001] para $\dot{\epsilon} = 65 \text{ s}^{-1}$ . . . . .	129
4.10. Parámetros extrapolados del modelo propuesto por Dean [Dean y Read, 2001], para $\dot{\epsilon} = 65 \text{ s}^{-1}$ . . . . .	129
4.11. Parámetros de los diferentes modelos del material empleados en el modelo de elementos finitos . . . . .	133
4.12. Valores experimentales (exp) y del modelo reológico (mod) de $e$ y $F_{\text{máx}}$ , valores de $K$ y $C$ correspondientes, y módulo de elasticidad del PP a indentación $E_{\text{PP}_{\text{ind}}}$ para cada ensayo. . . . .	136

---

# ÍNDICE DE FIGURAS

---



# Índice de figuras

---

1.1. Ahorro de peso medio obtenido por la sustitución de partes fabricadas en materiales tradicionales, por otras fabricadas en materiales poliméricos, en los principales componentes de un vehículo actual [APME, 1999]. . . . .	4
1.2. Componentes de un vehículo medio realizados en distintos materiales plásticos, así como su porcentaje en peso con respecto al peso total de plástico empleado [APME, 1999]. . . . .	5
1.3. Técnicas experimentales de ensayo en función de la velocidad de deformación [Boyce y Crenshaw, 2005; Field et al., 2004]. . . . .	9
1.4. Equipo de impacto pendular. . . . .	11
1.5. Equipo de impacto por caída de dardo. . . . .	11
1.6. Dispositivo de ensayos de impacto-tracción en un equipo pendular: probeta aprisionada en la mordaza fija del utillaje, e impactor que golpea sobre la mordaza móvil. . . . .	12
1.7. Dispositivo de ensayos de impacto-tracción en un equipo pendular: probeta amarrada al impactor. . . . .	13
1.8. Configuraciones de impacto-flexión (a) Izod, y (b) Charpy, en un equipo pendular. . . . .	13
1.9. Configuraciones de impacto-flexión (a) Izod, y (b) Charpy, en un equipo de caída de dardo; A: masa, B: impactor, C: probeta. . . . .	14
1.10. Ensayos de impacto-flexión de placas por caída de dardo. . . . .	15
1.11. Ensayos de impacto-indentación por caída de dardo, en los que la flexión de la probeta se encuentra restringida. . . . .	15
1.12. Curvas de aceleración, velocidad, deflexión y energía en función del tiempo del PP, correspondientes a dos ensayos de caída de dardo en geometría Gardner, uno en el que no se produce la rotura de la probeta (izda.) y otro en el que se produce la rotura (dcha.) [Zoller, 1983]. . . . .	18
1.13. Esquema del proceso computacional del método numérico. . . . .	21
1.14. Representación esquemática del tensor de tensiones. . . . .	29
1.15. Representación esquemática de una <i>craze</i> . . . . .	31
1.16. Representación esquemática del elemento muelle, y relación fuerza-desplazamiento del mismo. . . . .	35
1.17. Representación esquemática del elemento amortiguador, y relación fuerza-velocidad del mismo. . . . .	35
1.18. Representación esquemática del elemento patín, y relación fuerza-desplazamiento del mismo. . . . .	36

1.19. Asociación de un muelle y un amortiguador (a) en serie y (b) en paralelo, y condiciones de contorno en cada caso. . . . .	37
1.20. Modelo reológico no-conservativo para describir la respuesta global y local de un material sometido a un impacto de forma simultánea. . . . .	38
2.1. Geometría y dimensiones (en mm) de la probeta de tracción (ASTM D-638-97, tipo I). . . . .	46
2.2. Disposición de las probetas de tracción de PP en la estufa durante el recocido. . . . .	46
2.3. Ejemplo de codificación de los ensayos de tracción. . . . .	47
2.4. Geometría y dimensiones (en mm) de la probeta de impacto-tracción ISO 8256:1990 (tipo II). . . . .	48
2.5. Placa inyectada para el mecanizado de probetas de impacto-tracción. . . . .	49
2.6. Disposición de las placas de PP en la estufa durante el recocido. . . . .	49
2.7. Mecanizado de las probetas de impacto-tracción. . . . .	50
2.8. Mecanizado de las probetas (a) paralelas y (b) perpendiculares a las líneas de flujo de material. . . . .	50
2.9. Máquina de ensayos de impacto pendular junto con el utillaje de impacto tracción instrumentado. . . . .	51
2.10. Probeta amarrada por uno de sus extremos a la mordaza móvil del utillaje de impacto-tracción. . . . .	52
2.11. Probeta amarrada al utillaje de impacto-tracción en posición de ensayo. . . . .	52
2.12. Utillaje para la regulación del ángulo de caída del impactor. . . . .	53
2.13. Curvas $F-t$ de impacto-tracción características para niveles de energía de impacto (a) bajos, (b) medios y (c) elevados. . . . .	54
2.14. El impactor envuelve completamente al utillaje de impacto-tracción en el instante del impacto. . . . .	55
2.15. Ejemplo de codificación de los ensayos de impacto-tracción. . . . .	57
2.16. Geometría, dimensiones (en mm) y separación en sectores de las probetas de impacto-indentación. . . . .	61
2.17. Ejemplo de codificación de los ensayos de impacto-indentación. . . . .	62
3.1. División geométrica de los modelos de las probetas de impacto-tracción: extremo fijo, centro y extremo móvil. . . . .	68
3.2. Modelos de la probeta de impacto-tracción, mallados con elementos (a) C3D8R, (b) C3D8R mallado “denso”, (c) C3D4, (d) S4R, (e) CPS3, (f) CPS4R . . . . .	70
3.3. Ejemplos de los tres modelos de material empleados en las simulaciones: (a) EL, (b) EP y (c) EPVD. . . . .	72
3.4. Fuerzas nodales de reacción $F_{Ri}$ en la intercara entre el extremo fijo y el centro de la probeta. . . . .	73
3.5. Modelos geométricos del ensayo de impacto-indentación por caída de dardo: (a) modelo axisimétrico simplificado y (b) modelo completo en 3D. . . . .	75
3.6. Condiciones de contorno en los modelos axisimétricos: desplazamiento vertical impedido en la superficie de contacto de la probeta con la placa de apoyo (1); y condiciones de axisimetría en el eje central (2) y en el punto de referencia del indentador (3). . . . .	76

3.7. Superficie de apoyo de la probeta con la placa de acero (superficie 1) y con el impactor (superficie 2), en los modelos de las probetas de impacto-indentación en 3D. . . . .	76
3.8. Fuerza de reacción $F_R$ debido al contacto en en punto de referencia asociado al impactor, (a) en el modelo axisimétrico y (b) en el modelo 3D. . . . .	77
4.1. Curvas $F-u$ correspondientes a los ensayos de tracción realizados a (a) 5, (b) 10, (c) 50 y (d) 100 mm/min. . . . .	82
4.2. Evolución de las curvas $F-u$ correspondientes a los ensayos de tracción realizados a distintas velocidades de ensayo . . . . .	83
4.3. Evolución de $E(\square)$ y $\sigma_0(\circ)$ , con la velocidad de deformación. . . . .	84
4.4. Comparación de las curvas $F-u$ correspondientes a los ensayos de tracción a 50 mm/min, con y sin extensómetro. . . . .	85
4.5. Curvas $F-t$ correspondientes a los ensayos de impacto-tracción realizados con una masa del impactor de 1,091 kg(A) sobre probetas longitudinales, a velocidades de impacto comprendidas (a) entre 0,7 y 1,7 m/s, (b) entre 1,7 y 2,7 m/s y (c) entre 2,7 y 3,5 m/s. . . . .	87
4.6. Curvas $F-t$ correspondientes a los ensayos de impacto-tracción realizados con una masa de impactor de 2,182 kg(B) sobre probetas longitudinales, a velocidades de impacto comprendidas (a) entre 0,5 y 1,1 m/s, (b) entre 1,1 y 1,7 m/s y (c) entre 1,7 y 3,5 m/s. . . . .	89
4.7. Curvas $F-t$ correspondientes a los ensayos de impacto-tracción realizados con una masa de impactor de 3,545 kg(C) sobre probetas longitudinales, a velocidades de impacto comprendidas (a) entre 0,7 y 1,3 m/s y (b) entre 1,3 y 3,5 m/s. . . . .	90
4.8. Evolución del coeficiente de restitución $e$ de cada ensayo, en función de la energía de impacto $E_{imp}$ , para probetas longitudinales. . . . .	92
4.9. Curvas $F-t$ correspondientes a los ensayos de reproducibilidad longitudinales, para una masa del impactor de 1,091 kg(A) y velocidades de impacto de (a) 1,3 m/s, (b) 2,1 m/s y (c) 2,9 m/s. . . . .	93
4.10. Curvas $F-t$ correspondientes a los ensayos de reproducibilidad longitudinales, para una masa del impactor de 2,182 kg(B) y velocidades de impacto de (a) 0,7 m/s, (b) 1,5 m/s, (c) 2,3 m/s y (d) 3,1 m/s. . . . .	95
4.11. Curvas $F-t$ correspondientes a los ensayos de reproducibilidad longitudinales, para una masa del impactor de 3,545 kg(C) y velocidades de impacto de (a) 1,1 m/s y (b) 1,9 m/s. . . . .	96
4.12. Evolución de los valores medios de (a) $F_{m\acute{a}x}$ y (b) $t_{F_{m\acute{a}x}}$ , en función de la energía de impacto $E_{imp}$ . . . . .	98
4.13. Evolución de los valores medios de (a) $t_c$ y (b) $t_r$ , en función de la energía de impacto $E_{imp}$ . . . . .	100
4.14. El análisis visual de las probetas tras el ensayo permite distinguir entre (a) probetas sin daño, (b) probetas con emblanquecimiento y (c) probetas con rotura. . . . .	101
4.15. Evolución de la tensión máxima $\sigma_{m\acute{a}x}$ en función de la energía de impacto $E_{imp}$ , y del tipo de daño inducido en las probetas ensayadas con distintas masas del impactor. . . . .	101

4.16. Curvas $F-t$ correspondientes a los ensayos de impacto-tracción realizados sobre probetas transversales, a velocidades de impacto comprendidas (a) entre 1,3 y 3,5 m/s con una masa del impactor de 2,182 kg(B), y (b) entre 0,9 y 3,3 m/s con una masa del impactor de 3,545 kg(C). . . . .	103
4.17. Curvas $F-t$ correspondientes a los ensayos de reproducibilidad transversales, para una masa del impactor de 2,182 kg(B) y una velocidad de impacto de 3,1 m/s. . . . .	104
4.18. Curvas $F-t$ correspondientes a los ensayos de reproducibilidad transversales para una masa del impactor de 3,545 kg(C) y una velocidad de impacto de (a) 1,3 m/s y (b) 2,9 m/s. . . . .	105
4.19. Curvas $F-t$ correspondientes a los ensayos de impacto-tracción sobre una probeta longitudinal y otra transversal, realizados con una masa del impactor de 2,182 kg(B) y velocidad de impacto (a) de 1,3 m/s y (b) de 1,7 m/s. . . . .	107
4.20. Curvas $F-t$ correspondientes a los ensayos de impacto-tracción sobre una probeta longitudinal y otra transversal, realizados con una masa del impactor de 3,545 kg(C) y velocidad de impacto de 3,5 m/s. . . . .	108
4.21. Curvas $F-t$ superpuestas para una altura de caída del impactor de 5 mm: (a) curvas sin corrección y (b) curvas corregidas. . . . .	109
4.22. Curvas $F-t$ correspondientes a los ensayos de impacto-indentación para alturas de caída de: (a) 5 mm, (b) 10 mm, (c) 15 mm, (d) 20 mm, (e) 25 mm, (f) 30 mm, (g) 35 mm y (h) 40 mm. . . . .	111
4.23. Curvas $F-t$ correspondientes a los ensayos de impacto-indentación para alturas de caída de: (a) 45 mm, (b) 50 mm, (c) 55 mm, (d) 60 mm, (e) 65 mm, (f) 70 mm, (g) 75 mm y (h) 80 mm. . . . .	112
4.24. Curvas $F-t$ correspondientes a los ensayos de impacto-indentación para alturas de caída de: (a) 85 mm, (b) 90 mm, (c) 95 mm y (d) 100 mm. . . . .	113
4.25. Evolución de (a) las curvas $F-t$ , (b) los valores de $F_{m\acute{a}x}$ , y (c) los valores de $t_{F_{m\acute{a}x}}$ y $t_c$ de los ensayos de impacto-indentación, en función de la altura de caída del impactor $h_{imp}$ . . . . .	114
4.26. Evolución del coeficiente de restitución en función de la energía de impacto (a) en impacto-indentación y (b) en impacto-indentación e impacto-tracción. . . . .	115
4.27. Curvas (a) $F-t$ , (b) $\dot{u}-t$ y (c) $u-t$ de los ensayos de impacto-tracción longitudinales, con una masa del impactor de 1,091 kg(A) y velocidades de impacto de 0,7 m/s, 1,5 m/s y 2,1 m/s. . . . .	120
4.28. Curvas (a) $\varepsilon-t$ , (b) $\dot{\varepsilon}-t$ y (c) $\sigma-t$ de los ensayos de impacto-tracción longitudinales, con una masa del impactor de 1,091 kg(A) y velocidades de impacto de 0,7 m/s, 1,5 m/s y 2,1 m/s. . . . .	122
4.29. Cruzando las curvas $\dot{\varepsilon}-t$ , $\varepsilon-t$ y $\sigma-t$ se obtienen los puntos $(\varepsilon_i, t_i)$ y $(\sigma_i, t_i)$ correspondientes $\dot{\varepsilon}_1 = 10 \text{ s}^{-1}$ . . . . .	123
4.30. Curva tensión-deformación a velocidad de deformación constante $\dot{\varepsilon} = 10 \text{ s}^{-1}$ , formada por tres puntos. . . . .	124
4.31. Curvas tensión-deformación a velocidades de deformación constantes de 15, 40, 65, 100 y 120 $\text{s}^{-1}$ , obtenidas a partir de los ensayos de impacto-tracción realizados con masas del impactor de (a) 1,091 kg(A), (b) 2,182 kg(B) y (c) 3,545 kg(C). . . . .	125

4.32. Curvas tensión-deformación a velocidad de deformación constante de $40 \text{ s}^{-1}$ , obtenidas a partir de los ensayos de impacto-tracción realizados con masas del impactor de 1,091 kg(A), 2,182 kg(B) y 3,545 kg(C). . . . .	127
4.33. Curvas tensión verdadera-deformación plástica, y ajuste del modelo de extrapolación propuesto por Dean [Dean y Read, 2001] con cada una de ellas. . . . .	128
4.34. Comparación de la curva extrapolada a una velocidad de deformación de $65 \text{ s}^{-1}$ según el modelo de Dean [Dean y Read, 2001] con la curva <i>iso-strain rate</i> correspondiente. . . . .	130
4.35. Superposición de las curvas <i>iso-strain rate</i> (a) con el modelo EL y (b) con el modelo EP. . . . .	131
4.36. Superposición de cada una de las curvas <i>iso-strain rate</i> con su modelo EPVD correspondiente, a velocidades de deformación de (a) $15 \text{ s}^{-1}$ , (b) $40 \text{ s}^{-1}$ , (c) $65 \text{ s}^{-1}$ , (d) $100 \text{ s}^{-1}$ , (e) $120 \text{ s}^{-1}$ y (f) modelo completo . . . . .	132
4.37. Modelo reológico empleado para describir el contacto, según la teoría de Hertz, en ensayos de impacto-indentación. . . . .	134
4.38. Ajuste del modelo reológico de Hertz con las curvas $F-t$ experimentales, correspondientes a $h_{\text{imp}} = 60 \text{ mm}$ . . . . .	135
4.39. Evolución de los parámetros (a) $K$ y (b) $C$ del modelo reológico, y (c) del módulo de elasticidad a indentación del PP, $E_{\text{PP,ind}}$ , obtenido mediante la teoría de Hertz, en función de la altura de caída del impactor, $h_{\text{imp}}$ . . . . .	137
4.40. Resultados de las simulaciones mediante el MEF, para un modelo de material EL y velocidades de impacto de (a) $0,7 \text{ m/s}$ , (b) $1,3 \text{ m/s}$ y (c) $2,1 \text{ m/s}$ , con distintos tipos de elementos: $\circ$ C3D4, $\square$ C3D8R, $\bullet$ CPS3, $+$ CPS4R, $*$ S4R. . . . .	141
4.41. Resultados de las simulaciones mediante el MEF, para un modelo de material EP y velocidades de impacto de (a) $0,7 \text{ m/s}$ , (b) $1,3 \text{ m/s}$ y (c) $2,1 \text{ m/s}$ con distintos tipos de elementos: $\circ$ C3D4, $\square$ C3D8R, $\bullet$ CPS3, $+$ CPS4R, $*$ S4R. . . . .	142
4.42. Resultados de las simulaciones mediante el MEF, para un modelo de material EPVD y velocidades de impacto de (a) $0,7 \text{ m/s}$ , (b) $1,3 \text{ m/s}$ y (c) $2,1 \text{ m/s}$ con distintos tipos de elementos: $\circ$ C3D4, $\square$ C3D8R, $\bullet$ CPS3, $+$ CPS4R, $*$ S4R. . . . .	144
4.43. Resultados de las simulaciones mediante el MEF, para un modelo de material EPVD y velocidades de impacto de (a) $0,7 \text{ m/s}$ , (b) $1,3 \text{ m/s}$ y (c) $2,1 \text{ m/s}$ con elementos C3D8R: $\circ$ malla “normal” y $\triangle$ malla “densa”. . . . .	145
4.44. Resultados de las simulaciones mediante el MEF de los ensayos de impacto-tracción realizados a velocidades de impacto de (a) $0,7 \text{ m/s}$ , (b) $1,3 \text{ m/s}$ y (c) $2,1 \text{ m/s}$ , con modelos de material $\circ$ EL, $\triangle$ EP y $\square$ EPVD. . . . .	146
4.45. Correlación numérico-experimental de las curvas $F-t$ , para velocidades de impacto de (a) $0,7 \text{ m/s}$ , (b) $1,3 \text{ m/s}$ , (c) $2,1 \text{ m/s}$ , (d) $2,5 \text{ m/s}$ , (e) $2,7 \text{ m/s}$ y (f) $2,9 \text{ m/s}$ . . . . .	148
4.46. Correlación numérico-experimental de las curvas $u-t$ , para velocidades de impacto de (a) $0,7 \text{ m/s}$ , (b) $1,3 \text{ m/s}$ , (c) $2,1 \text{ m/s}$ , (d) $2,5 \text{ m/s}$ , (e) $2,7 \text{ m/s}$ y (f) $2,9 \text{ m/s}$ . . . . .	151

4.47. Comparación de las curvas $F-t$ numéricas, obtenidas mediante un modelo tridimensional (elementos C3D8R) y uno axisimétrico (elementos CAX4R), para alturas de caída del impactor de 10, 50 y 90 mm. . . . .	154
4.48. Comparación de las curvas $F-t$ numéricas, obtenidas mediante un modelo axisimétrico (CAX4R), para alturas de caída del impactor de 10, 50 y 90 mm, empleando el algoritmo de contacto cinemático y el de penalización. . . . .	155
4.49. Evolución de las curvas $F-t$ de impacto-indentación en función de $h_{imp}$ : (a) curvas experimentales y (b) curvas numéricas. . . . .	156
4.50. Correlación numérico-experimental de la evolución de $F_{máx}$ de los ensayos de impacto-indentación en función de $h_{imp}$ . . . . .	157
4.51. Correlación numérico-experimental de la evolución de $F_{máx}$ de los ensayos de impacto-indentación en función de $h_{imp}$ . . . . .	157
4.52. Correlación numérico-experimental de la curva $F-t$ de un ensayo de impacto-indentación, realizado desde $h_{imp} = 60$ mm. . . . .	158
4.53. Correlación numérico-experimental de la curva $F-t$ de un ensayo de impacto-indentación realizado desde $h_{imp} = 60$ mm. Simulación empleando el modelo de material EPVD proveniente de las curvas <i>iso-strain rate</i> (II60 simul A) y del modelo reológico (II60 simul B). . . . .	158
4.54. Correlación numérico-experimental de las curvas $F-u$ de los ensayos de impacto-indentación para alturas de caída del impactor de 5, 25, 50, 75 y 100 mm. . . . .	159

---

# LISTA DE SÍMBOLOS

---



# Lista de símbolos

---

$\hat{\theta}$	Temperatura homóloga en el modelo de material de Johnson-Cook; relación entre la temperatura ambiente y la de fusión del material.
$\nu$	Coefficiente de Poisson.
$\rho$	Densidad.
$\sigma_0$	Límite elástico del material.
$\sigma_f$	Tensión de fluencia del material, tensión correspondiente al <i>plateau</i> de la curva tensión-deformación del material.
$\sigma_k$	Tensión hidrostática.
$\sigma$	Tensión normal.
$\sigma_e$	Tensión efectiva de cizalladura.
$\sigma_r$	Tensión de rotura.
$\tau$	Tensión de cizalladura.
$\varepsilon_{ps}$	Parámetro que representa el valor medio de la deformación en el rango de tensiones comprendido entre $\sigma_0$ y $\sigma_f$ , en el modelo de material propuesto por Dean y Read ([Dean y Read, 2001]).
$\varepsilon$	Deformación.
$\varepsilon_e$	Deformación elástica.
$\varepsilon_p$	Deformación plástica.
$\varepsilon_r$	Deformación a la rotura.
$A_0$	Área inicial de la sección de un elemento.
$C$	Constante del elemento amortiguador en un modelo de material reológico.
$c$	Velocidad de propagación de la onda dilatacional en el material.
$E$	Módulo de elasticidad.
$e$	Coefficiente de restitución.
$E_{PP_{ind}}$	Módulo de elasticidad del polipropileno sometido a impacto-indentación.

$E_r$	Energía de rotura, mínima energía de impacto necesaria para provocar la rotura de una probeta.
$F$	Fuerza.
$K$	Constante del elemento muelle en un modelo de material reológico.
$l_0$	Longitud inicial de la zona calibrada de una probeta de tracción/impacto-tracción.
$l_e$	Mínima dimensión característica de un elemento de la malla en el método de elementos finitos.
$m$	Masa.
$m_{\text{imp}}$	Masa del impactor.
$R$	Radio del indentador.
$T$	Temperatura absoluta.
$t$	Tiempo.
$t_c$	Tiempo de contacto, representa la duración del impacto en los ensayos sin rotura de la probeta.
$t_r$	Tiempo de rotura, representa la duración del impacto en los ensayos con rotura de la probeta.
$t_{F_{\text{máx}}}$	Tiempo correspondiente a la fuerza máxima, en las curvas fuerza-tiempo de los ensayos de impacto.
$u$	Desplazamiento.
$V$	Volumen.
$\dot{\epsilon}$	Velocidad de deformación.
$\dot{\epsilon}_r$	Velocidad de deformación a la rotura.
$\dot{u}$	Velocidad.
$\dot{u}_{\text{imp}}$	Velocidad en el instante inicial del impacto.

---

# ÍNDICE DE CONTENIDOS

---



# Índice de contenidos

---

<b>1. Introducción</b>	<b>3</b>
1.1. Enmarque de la tesis . . . . .	3
1.2. Impacto en materiales poliméricos. Estado del arte . . . . .	6
1.2.1. Introducción . . . . .	6
1.2.2. Métodos experimentales . . . . .	9
1.2.3. Métodos numéricos . . . . .	20
1.2.4. Modelos de material . . . . .	28
1.3. Análisis crítico del estado del arte . . . . .	38
1.4. Objetivos . . . . .	40
1.5. Organización de la memoria de la tesis . . . . .	40
<b>2. Materiales y técnicas experimentales</b>	<b>45</b>
2.1. Material empleado en los ensayos experimentales . . . . .	45
2.2. Ensayos convencionales de tracción . . . . .	45
2.2.1. Descripción de la geometría y proceso de fabricación de las probetas de tracción . . . . .	45
2.2.2. Descripción del equipo de ensayos convencionales de tracción y tipo de resultados obtenidos . . . . .	46
2.2.3. Plan de ensayos convencionales de tracción . . . . .	47
2.3. Ensayos de impacto-tracción instrumentado . . . . .	47
2.3.1. Descripción de la geometría y proceso de fabricación de las probetas de impacto-tracción . . . . .	47
2.3.2. Descripción del equipo de ensayos de impacto-tracción ins- trumentado y tipo de resultados obtenidos . . . . .	51
2.3.3. Plan de ensayos de impacto-tracción instrumentado . . . . .	55
2.4. Ensayos de impacto instrumentado por caída de dardo: impacto- indentación . . . . .	57
2.4.1. Descripción de la geometría y proceso de fabricación de las probetas . . . . .	57
2.4.2. Descripción del equipo de ensayos de impacto instrumentado por caída de dardo y tipo de resultados obtenidos . . . . .	57
2.4.3. Plan de ensayos de impacto-indentación instrumentado por caída de dardo . . . . .	62
<b>3. Modelos numéricos</b>	<b>67</b>
3.1. Modelización mediante el MEF de los ensayos de impacto-tracción .	67
3.1.1. Modelización geométrica y tipos de elemento . . . . .	67

3.1.2.	Modelos de material . . . . .	69
3.1.3.	Condiciones de contorno y de carga . . . . .	73
3.1.4.	Obtención de resultados . . . . .	73
3.2.	Modelización mediante el MEF de los ensayos de impacto-indentación	74
3.2.1.	Modelización geométrica y tipos de elemento . . . . .	74
3.2.2.	Modelos de material . . . . .	75
3.2.3.	Condiciones de contorno y de carga . . . . .	75
3.2.4.	Condiciones de contacto . . . . .	77
3.2.5.	Obtención de resultados . . . . .	77
<b>4.</b>	<b>Resultados y discusión</b>	<b>81</b>
4.1.	Resultados de los ensayos experimentales . . . . .	81
4.1.1.	Resultados de los ensayos de tracción . . . . .	81
4.1.2.	Resultados de los ensayos de impacto-tracción instrumentado	86
4.1.3.	Resultados de los ensayos de impacto-indentación instrumen-	
	tado por caída de dardo . . . . .	108
4.1.4.	Conclusiones sobre los resultados de los ensayos experimentales	116
4.2.	Caracterización a impacto-tracción del PP . . . . .	117
4.2.1.	Método de caracterización propuesto . . . . .	119
4.2.2.	Curvas iso-strain rate del PP obtenidas mediante el método	
	propuesto . . . . .	121
4.2.3.	Comparación de las curvas <i>iso-strain rate</i> con el modelo de	
	extrapolación propuesto por Dean y Read . . . . .	127
4.2.4.	Adecuación del modelo de material del MEF a las curvas	
	<i>iso-strain rate</i> del PP para impacto-tracción. . . . .	130
4.3.	Caracterización a impacto-indentación del PP: aplicación de un mo-	
	dulo reológico . . . . .	133
4.4.	Conclusiones sobre el método de caracterización propuesto . . . . .	138
4.5.	Simulación mediante el MEF de los ensayos de impacto-tracción . .	139
4.5.1.	Resultados de las simulaciones mediante el MEF de los ensa-	
	ayos de impacto-tracción y análisis de la influencia de los	
	parámetros de simulación . . . . .	140
4.5.2.	Correlación numérico-experimental de los ensayos de impacto-	
	tracción . . . . .	147
4.5.3.	Conclusiones sobre la simulación de los ensayos de impacto-	
	tracción . . . . .	152
4.6.	Simulación mediante el MEF de los ensayos de impacto-indentación	153
4.6.1.	Resultados de las simulaciones mediante el MEF de los ensa-	
	ayos de impacto-indentación y análisis de la influencia de los	
	parámetros de simulación . . . . .	153
4.6.2.	Correlación numérico-experimental de los ensayos de impacto-	
	indentación . . . . .	154
4.6.3.	Corrección del modelo de material. Empleo del módulo de	
	elasticidad procedente del modelo reológico . . . . .	155
4.6.4.	Conclusiones sobre la simulación de los ensayos de impacto-	
	indentación . . . . .	160

<b>5. Conclusiones generales</b>	<b>163</b>
5.1. Conclusiones . . . . .	163
5.2. Aportaciones . . . . .	165
5.3. Líneas futuras . . . . .	166
<b>Bibliografía</b>	<b>171</b>



---

CAPÍTULO 1  
INTRODUCCIÓN

---



# Introducción

---

La tesis “*Análisis teórico-experimental del comportamiento a impacto de materiales poliméricos*” se ha llevado a cabo dentro del programa de doctorado “*Comportamiento mecánico y materiales*” del Departamento de Mecánica y Producción Industrial de la Escuela Politécnica Superior de Mondragon Unibertsitatea.

## 1.1. Enmarque de la tesis

Los materiales poliméricos se emplean, cada vez más, en aplicaciones estructurales en las que, hasta hace unos pocos años, predominaban otros materiales como los metales. Las principales ventajas de los materiales poliméricos frente a los metales son su ligereza y su versatilidad en el diseño de componentes; además, su capacidad de disipación de energía, la posibilidad de reciclaje y los buenos acabados superficiales que se pueden obtener provocan que el campo de aplicación de estos materiales sea cada vez más amplio. Sin embargo, tanto la tensión máxima aplicable, como la rigidez, resultan poco apropiadas para su uso en aplicaciones estructurales; para este tipo de aplicaciones, han de ser reforzados con otros materiales como fibra de vidrio o de carbono, para incrementar sus propiedades específicas.

El sector del transporte, y más concretamente, el de la automoción, es un claro ejemplo en el que, cada vez en mayor medida, ciertos componentes metálicos son sustituidos por otros fabricados en materiales poliméricos. Las cada vez mayores exigencias medioambientales, tanto desde el punto de vista de emisiones atmosféricas (protocolo de Kyoto <sup>1</sup>, Legislación Medioambiental Europea de febrero de 2007 <sup>2</sup>) [MMA, 2005, 2006; TRAMA, 2005], como de vehículos fuera de uso (VFU) (Directiva Europea sobre VFU <sup>3</sup>), han hecho que los fabricantes de automóviles presten mayor atención a aspectos relacionados con la mejora de la eficiencia de los vehículos mediante la reducción de peso de los mismos, así como a la reciclabilidad de sus componentes. Muestra de ello es el empleo creciente de materiales poliméricos, y más concretamente de termoplásticos, en la construcción de vehículos; así, el sector del automóvil en Europa occidental utiliza anualmente unos tres millones y medio de toneladas de plásticos, que en 2006 representaban un 8 % del total de

---

<sup>1</sup>Tiene como objetivo reducir un 5,2 % las emisiones de gases de efecto invernadero globales sobre los niveles de 1990, para el periodo 2008-2012.

<sup>2</sup>Obligar a reducir las emisiones de CO<sub>2</sub> en el sector del transporte pasando de los 140 g/km actuales a 120 g/km para el año 2012

<sup>3</sup>Exige un aumento del porcentaje de reciclabilidad en peso del vehículo, del 75 % correspondiente al año 2000 en la que se adoptó la directiva, al 85 % a finales de 2005 y al 95 % para el 2015.

aplicaciones de los plásticos [PlasticsEurope, 2008]. El empleo de materiales plásticos en el sector del automóvil, entre el año 1980 y el 2000, creció un 114 %, pasando de los 70 kg de plástico presentes en un vehículo en los años 80, a los 100 kg del año 2000, que a su vez podían reemplazar entre 200 y 300 kg de materiales tradicionales [APME, 1999]. En la figura 1.1 se muestran distintos ejemplos del ahorro medio de peso que se puede lograr en diferentes partes de un vehículo actual, mediante la sustitución de materiales tradicionales por materiales poliméricos.

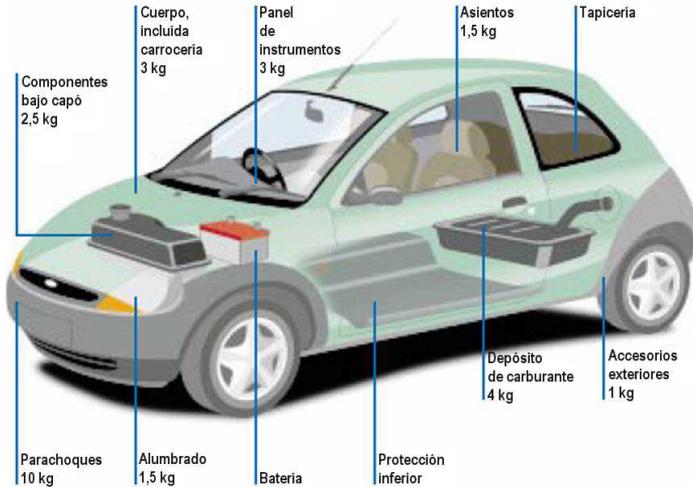


Figura 1.1: Ahorro de peso medio obtenido por la sustitución de partes fabricadas en materiales tradicionales, por otras fabricadas en materiales poliméricos, en los principales componentes de un vehículo actual [APME, 1999].

La presencia de materiales plásticos en un vehículo medio ha seguido creciendo, hasta que en la actualidad alcanza un nivel que se sitúa entre el 18 y el 25 % del peso total del mismo. Esto implica un gran volumen de materiales plásticos presentes en un vehículo, teniendo en cuenta su baja densidad frente a la de otros materiales, como los metales. En la figura 1.2 se muestran distintas aplicaciones de materiales plásticos en un vehículo, su porcentaje en peso con respecto al peso total del plástico empleado, y algunos ejemplos de materiales plásticos empleados en cada aplicación. De entre todos ellos, destaca el polipropileno (PP) por encontrarse presente en la mayoría de las aplicaciones y con unos porcentajes de peso importantes con respecto al peso total de plástico empleado.

Los componentes de los vehículos tienen que cumplir ciertos requisitos estructurales, de entre los que destaca el comportamiento a impacto: se trata de un tipo de sollicitación muy severo que frecuentemente provoca la rotura del componente y que puede llegar a poner en peligro la integridad física de los usuarios y peatones. Además, en los últimos 15 años, la seguridad ha pasado a ser uno de los principales argumentos de venta de vehículos. En consecuencia, es necesario diseñar dichos

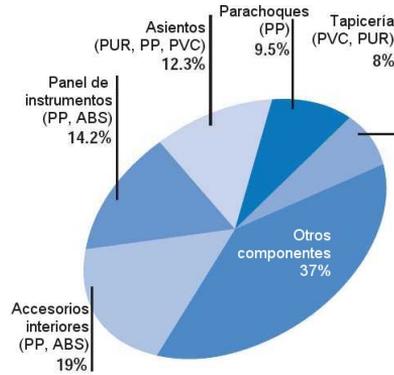


Figura 1.2: Componentes de un vehículo medio realizados en distintos materiales plásticos, así como su porcentaje en peso con respecto al peso total de plástico empleado [APME, 1999].

componentes de una manera adecuada, con vistas a aumentar la seguridad pasiva de los vehículos.

El diseño frente a impacto de componentes fabricados en materiales poliméricos se realiza, mayoritariamente, utilizando métodos experimentales basados en ensayos sobre prototipos; el diseño de los mismos se modifica en función de los resultados obtenidos, y el proceso se repite hasta cumplir las especificaciones. Esta alternativa constituye, probablemente, la vía más conservadora para obtener un diseño adecuado; sin embargo, resulta muy costoso y alarga excesivamente el *time to market* del nuevo producto, ya que la fabricación y puesta a punto de los moldes para los prototipos es muy cara y puede tardar semanas, incluso meses.

Los costes y plazos asociados al desarrollo de prototipos pueden reducirse sustancialmente mediante la aplicación de métodos ingenieriles de diseño. El uso del método de elementos finitos (MEF) ha contribuido a mejorar la precisión y la velocidad de cálculo, además de permitir el análisis de comportamientos mecánicos complejos. No obstante, en la actualidad, la simulación numérica del comportamiento a impacto de las estructuras fabricadas con materiales poliméricos mediante el MEF se enfrenta a dos problemas fundamentales:

1. la carencia de ecuaciones constitutivas que describan adecuadamente el comportamiento del material.
2. la dificultad de generar modelos numéricos fiables.

La falta de ecuaciones constitutivas adaptadas a materiales poliméricos se debe, en parte, al comportamiento complejo que presentan cuando son sometidos a impacto. La respuesta de estos materiales a un impacto no depende sólo de su propia naturaleza, sino que lo hace también, y en gran medida, de las condiciones en las que se produce dicho impacto (velocidad, masa y geometría del proyectil). Además, distintas zonas de una misma pieza que sufre un impacto pueden estar sometidas a diferentes condiciones, provocando, por tanto, una respuesta del material distinta. Este comportamiento complejo supone una dificultad añadida a la hora de caracterizar el material, ya que no permite la normalización de procedimientos de ensayo.

Todo esto provoca una carencia de modelos de material estándar válidos para describir mediante el MEF, el comportamiento de materiales poliméricos sometidos a impacto.

Por lo tanto, de esta problemática surge la necesidad de ahondar en el conocimiento del comportamiento a impacto de los materiales poliméricos, tanto desde un punto de vista experimental como numérico, con vistas a mejorar la efectividad de los procesos de diseño frente a impacto de estos materiales.

## **1.2. Impacto en materiales poliméricos. Estado del arte**

### **1.2.1. Introducción**

Los materiales, en general, presentan un comportamiento a impacto que en gran medida depende de las condiciones en las que ocurre dicho impacto. Esta dependencia se debe a que, además de los niveles de tensión y deformación inducidos en el material, otros factores como la velocidad de deformación o la temperatura pueden influir en la respuesta a impacto del material [Zukas et al., 1992]. Esa dependencia hace que los distintos problemas de impacto deban abordarse mediante diferentes métodos, ya sean analíticos o numéricos, para poder entender, y sobre todo, predecir, el comportamiento de un material sometido a impacto.

En función del tipo de problema de que se dispone, existen diferentes maneras de abordar los fenómenos de impacto, siendo algunos planteamientos más eficaces que otros. Según Zukas [Zukas, 1993], pueden clasificarse en dos grandes grupos: 1) impactos de baja velocidad (también referidos como problemas de dinámica estructural) y 2) impactos de alta velocidad (o problemas propagación de ondas).

Los problemas de impacto de baja velocidad generalmente incluyen casos de choques de vehículos, impactos sobre vigas o placas, problemas de absorción de energía, etc., en los que el impacto puede describirse como de larga duración y baja intensidad. En estos casos, los tiempos de carga y de respuesta del material son de entre milisegundos y segundos, y el comportamiento global de la estructura es el que adquiere la mayor importancia.

Por el contrario, los problemas de impacto de alta velocidad son aquéllos en los que la duración de aplicación de la carga es muy corta (inferior a milisegundos) y su intensidad es elevada. A este rango pertenecen los problemas de impacto con penetración y/o perforación del material, impactos a hipervelocidad, cargas explosivas, etc.

En la tabla 1.1 se describen y cuantifican algunos de los parámetros distintivos de los tipos de impacto propuestos por Zukas.

La mayoría de los autores coincide, en mayor o menor medida, con las descripciones de los impactos de baja y alta velocidad propuestas por Zukas; sin embargo, no todos coinciden en la definición de la frontera entre ambos, ni tampoco en la manera en que se da la transición entre unos y otros. Richardson y Wisheart [Richardson y Wisheart, 1996] hacen una revisión de las definiciones propuestas por diferentes autores, y observan que aunque no coinciden exactamente a la hora de definir la frontera entre impactos de baja y alta velocidad, la mayoría de ellas la sitúan en un rango de velocidad de impacto comprendido entre 1 y 100 m/s, aunque no especifican las velocidades de deformación correspondientes.

Tabla 1.1: Tipos de impacto y descripción de los parámetros característicos de cada tipo [Zukas, 1993].

	Impactos de baja velocidad (Dinámica estructural)	Impactos de alta velocidad (Propagación de ondas)
<b>Alcance de la deformación</b>	Global	Local
<b>Respuesta modal</b>	Baja frecuencia	Alta frecuencia
<b>Tiempo de carga/respuesta</b>	$10^{-3} - 1$ s	$<10^{-3}$ s
<b>Deformación</b>	0,5 - 10 %	>60 %
<b>Velocidad de deformación</b>	$0,01 - 10$ s <sup>-1</sup>	$>10^5$ s <sup>-1</sup>
<b>Fallo</b>	Def. plástica importante	Separación física del material

A su vez, los problemas relacionados con impactos de baja velocidad pueden clasificarse en cuatro tipos, en función del tipo de análisis con los que deberían ser abordados [Stronge, 2000]:

- el *impacto ente partículas* es una aproximación analítica que únicamente tiene en cuenta la componente normal de la interacción impulsiva entre dos cuerpos. No se especifica el origen de la fuerza de interacción, y se supone que ésta ocurre en un instante de tiempo despreciable.
- el *impacto entre cuerpos rígidos* ocurre cuando el área de contacto entre los cuerpos que chocan es muy inferior al resto de dimensiones de dichos cuerpos. La energía interna de deformación se concentra en una pequeña región alrededor de la intercara, que actúa como un muelle muy corto y rígido, que tiende a separar los cuerpos tras el impacto. La duración del impacto viene dada por la rigidez de la zona de contacto, así como por la masa efectiva de los cuerpos que chocan.
- el *impacto transversal de cuerpos flexibles* ocurre cuando al menos uno de los cuerpos sufre una flexión, como consecuencia de la presión en la zona de contacto. Si las dimensiones de dicho cuerpo en la dirección normal al plano tangente de la intercara son pequeñas, la flexión puede ser considerable incluso en regiones alejadas de la zona de contacto. Esta flexión reduce la presión de la intercara y aumenta el tiempo de contacto. La flexión, junto con la deformación local de las zonas de contacto, es una fuente de disipación de energía durante el impacto.
- el *impacto axial en cuerpos flexibles* genera ondas longitudinales que afectan al análisis dinámico de los cuerpos, cuando existe una frontera a cierta distancia, que refleja la onda incidente en sentido opuesto hacia el origen. En este caso, el tiempo de contacto depende del tiempo que tarde la onda en atravesar la distancia entre la zona de contacto y la frontera.

De entre los anteriores, los choques entre vehículos generalmente pueden ser considerados como una combinación entre impactos *transversales* y *axiales* de cuerpos flexibles. Además, este tipo de choques se sitúan en la frontera superior del régimen de impactos de baja velocidad [Boyce y Crenshaw, 2005], en los que la respuesta local de los componentes comienza a cobrar cierta importancia frente a la respuesta

estructural global de los mismos; por eso, algunos autores abordan el análisis de impactos situados en este rango, considerando ambas respuestas [Sánchez-Soto et al., 2003; Yu y Jones, 1997].

Muchas veces, la complejidad de los fenómenos asociados a los problemas de impacto (contacto entre los cuerpos que chocan, grandes deformaciones, plasticidad, condiciones de contorno de los componentes...) hacen que la resolución analítica de un problema de impacto sea prácticamente inabordable, recurriendo en esos casos a métodos numéricos como el MEF. Básicamente, el MEF consiste en dividir un problema complejo en un gran número de problemas más simples mediante la discretización espacial y/o temporal del problema. Sin embargo, el empleo del MEF para simular problemas de impacto requiere de un amplio conocimiento, tanto de la física del problema que se desea analizar, como de las distintas opciones relativas al propio método numérico y a los programas que los emplean, así como de sus limitaciones. Un conocimiento insuficiente de estos aspectos puede provocar errores en las simulaciones numéricas, que muchas veces son imposibles de detectar. Zukas identifica las principales fuentes de error a la hora de realizar simulaciones numéricas de problemas de impacto mediante el MEF [Zukas, 1993]; dichas fuentes de error pueden ser tan diversas como:

- elección incorrecta del programa a emplear (malla Lagrangiana/Euleriana, integración temporal implícita/explicita, etc.).
- utilización de un tipo y densidad de malla inadecuados.
- empleo de modelos del material inadecuados.
- empleo de datos de material obtenidos a velocidades de deformación diferentes a las inducidas en el impacto que se desea analizar.

Por lo tanto, el análisis del estado actual del conocimiento sobre el comportamiento de materiales poliméricos sometidos a impacto, se aborda desde un punto de vista experimental y numérico, tanto en el régimen correspondiente a la respuesta global de los componentes, como en el de la respuesta local:

- el análisis de los métodos experimentales de caracterización de materiales en condiciones de impacto, se realiza con el objetivo de conocer las distintas alternativas de caracterización, así como las ventajas e inconvenientes de cada una de ellas. El interés de este análisis se centra en impactos situados en la frontera superior del rango correspondiente a impactos de baja velocidad.
- el análisis de los distintos métodos numéricos con los que simular el comportamiento a impacto de estos materiales se lleva a cabo con el objetivo de escoger los más adecuados dependiendo de la aplicación propuesta.
- por último, se hace especial hincapié en el análisis de los modelos numéricos de material empleados para describir el comportamiento de materiales poliméricos en condiciones de impacto; estos modelos de material son el nexo de unión entre los métodos experimentales y los numéricos, imprescindibles para la obtención de unos resultados adecuados en la simulación numérica de impactos sobre piezas de materiales poliméricos.

### 1.2.2. Métodos experimentales

Existen diversos métodos experimentales para obtener las propiedades del material a distintas velocidades de deformación, entre las que se incluyen las velocidades de deformación asociadas a impactos de baja y alta velocidad. En la figura 1.3 se muestran algunas técnicas experimentales empleadas dependiendo del tipo de sollicitación y de la velocidad de deformación asociada a las mismas ([Boyce y Crenshaw, 2005; Field et al., 2004]).

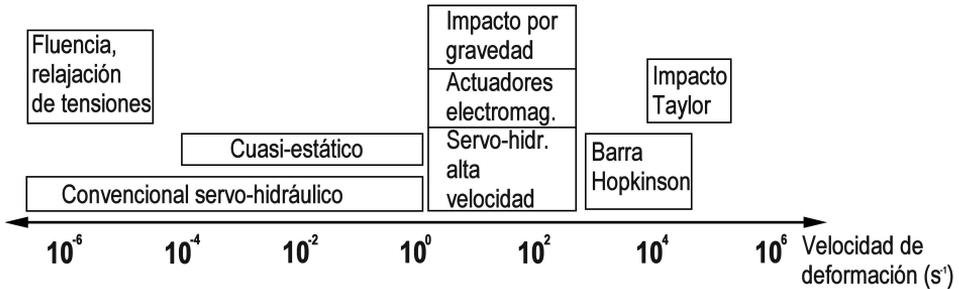


Figura 1.3: Técnicas experimentales de ensayo en función de la velocidad de deformación [Boyce y Crenshaw, 2005; Field et al., 2004].

Como se puede observar, para velocidades de deformación inferiores a  $1 \text{ s}^{-1}$ , el régimen de comportamiento del material es cuasi-estático, distinguiéndose los ensayos de fluencia y relajación de tensiones y las técnicas de ensayo convencionales, ya sean por accionamiento servo-hidráulico o electro-mecánico. Para velocidades de deformación superiores a  $1 \text{ s}^{-1}$ , el régimen de comportamiento pasa a ser dinámico, pudiéndose distinguir el rango correspondiente a impactos de baja velocidad (velocidades de deformación comprendidas entre  $1$  y  $10^3 \text{ s}^{-1}$ ) y el correspondiente a elevadas velocidades de deformación ( $> 10^3 \text{ s}^{-1}$ ). Las principales técnicas experimentales correspondientes a impactos de baja velocidad son de al menos tres tipos ([Boyce y Crenshaw, 2005]), dependiendo del tipo de accionamiento:

- técnicas experimentales basadas en impacto por gravedad: se deja caer una masa conocida desde una altura determinada, que impacta sobre la probeta que se desea ensayar. Los equipos empleados pueden ser pendulares o de caída de dardo, y destacan por su simplicidad.
- técnicas experimentales basadas en accionamientos electromagnéticos: la carga impulsiva se produce mediante actuadores. Son más complejas que las de impacto por gravedad, aunque permiten un mayor control de los parámetros de ensayo. Se emplean sobre todo en el análisis de sistemas en condiciones estacionarias de forma controlada [Sokolov et al., 2007].
- técnicas experimentales basadas en accionamientos servo-hidráulicos de alta velocidad: su configuración es similar a la de las máquinas universales de ensayos de tracción convencional, pero la fuerza impulsiva se transmite gracias a un circuito hidráulico. Estas técnicas son también más complejas que las

de impacto por gravedad, aunque permiten un mayor control de la velocidad de deformación durante el ensayo.

Estas tres técnicas experimentales presentan una problemática común, que hace que tanto la puesta a punto del método de ensayo como el tratamiento de los datos obtenidos no resulte trivial: debido al tiempo de duración característico de estos ensayos, la onda elástica provocada por el impacto se propaga a través del material a una velocidad tal, que puede llegar a distorsionar la señal de fuerza registrada por el captador; esta distorsión se da a modo de oscilaciones. Además, para estas técnicas experimentales, existen pocos métodos fiables que permiten medir la deformación dinámica inducida en el material. Esto provoca que se puedan encontrar pocos métodos de caracterización estándar para determinar el comportamiento de distintos materiales, incluidos los materiales poliméricos, en este rango de velocidades de deformación.

En cuanto a las técnicas de impacto de alta velocidad, destacan las técnicas de impacto mediante barra Hopkinson, y el impacto de Taylor. La técnica de la barra Hopkinson consiste en generar una onda de tracción, compresión o torsión, en un disco fabricado en el material que se desea ensayar. El impacto de Taylor consiste en lanzar, a alta velocidad, un cilindro del material a ensayar contra un objetivo rígido. Este tipo de ensayos normalmente van acompañados de técnicas de fotografía de alta velocidad, para el análisis de las deformaciones. Otros tipos de impactos correspondientes a este régimen de comportamiento son de balística e hipervelocidad.

El rango de impacto de alta velocidad queda fuera del interés de esta tesis, aunque se pueden encontrar numerosos trabajos basados en estas técnicas experimentales ([Kajberg et al., 2004; Field et al., 2004; Sturges y Cole, 2001; Cole y Sturges, 2003; Mirza et al., 2003; Valerio-Flores et al., 2004; Singh et al., 2002]).

A continuación se describen de manera detallada algunas de las técnicas experimentales de impacto por gravedad existentes, correspondientes al rango de impactos de baja velocidad.

### **Técnicas experimentales de impacto por gravedad.**

Dentro de las técnicas experimentales de impacto por gravedad, se pueden distinguir dos tipos de equipos empleados: equipos pendulares y equipos de caída de dardo.

En los equipos pendulares, el impactor de masa  $m_{\text{imp}}$  se sitúa en el extremo de una barra, cuyo otro extremo se encuentra unido mediante una articulación al bastidor de la máquina (figura 1.4). El péndulo se deja caer, de manera que en su posición más baja golpea a la probeta que se desea ensayar. El valor de  $m_{\text{imp}}$  y la altura desde la que se deja caer el impactor,  $h_{\text{imp}}$ , determinan la energía y la velocidad de impacto. En los equipos pendulares analógicos, la diferencia de alturas entre la altura inicial de caída y la alcanzada por el péndulo tras romper la probeta determina la cantidad de energía absorbida durante su rotura.

En los equipos de caída de dardo se deja caer el impactor, normalmente de forma guiada, desde una altura  $h_{\text{imp}}$  sobre la probeta que se desea ensayar (figura 1.5). El impactor está compuesto por una masa conocida  $m_{\text{imp}}$ , y un indentador de geometría y dimensiones conocidas, que a menudo suele ser semi-esférico o cilíndrico.

Otra forma de clasificar las técnicas experimentales de impacto por gravedad, consiste en distinguirlas en función de la geometría del ensayo. Así, se pueden

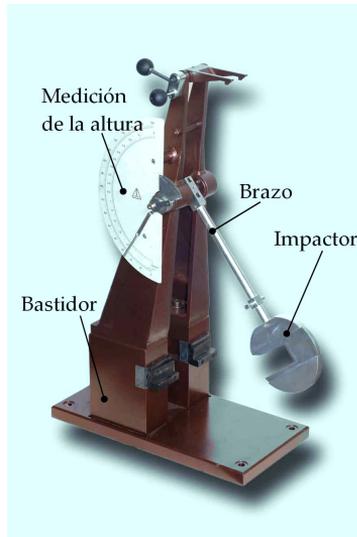


Figura 1.4: Equipo de impacto pendular.

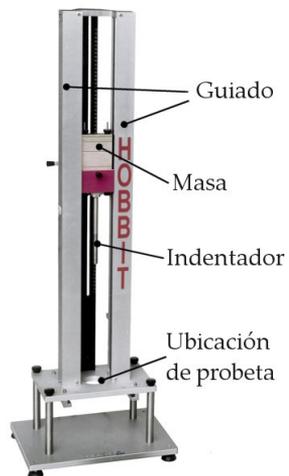


Figura 1.5: Equipo de impacto por caída de dardo.

distinguir tres tipos de geometrías de ensayo [Jiménez, 2002]:

- geometría de impacto-tracción
- geometría de flexión de barras prismáticas
- geometría de flexión de discos o placas

Los ensayos de impacto-tracción consisten en aplicar un esfuerzo impulsivo de tracción a una probeta, normalmente de tipo halterio, mediante la acción de un impacto. Normalmente, este tipo de geometría se ensaya en equipos pendulares, tal y como dicta la norma ISO 8256:1990, referida a la determinación de la resistencia al impacto-tracción de probetas de plástico. Para que el movimiento pendular del impactor se produzca una carga impulsiva de tracción en la probeta, es necesario utilizar un utillaje específico para posicionar y amarrar la probeta. Principalmente, existen dos métodos para transmitir dicha carga impulsiva a la probeta. En el primero de ellos, la probeta y la mordaza móvil se sitúan en la parte fija de la máquina, de manera que en el momento del impacto, el péndulo golpea sobre la mordaza móvil transmitiendo así la carga impulsiva a la probeta (figura 1.6).

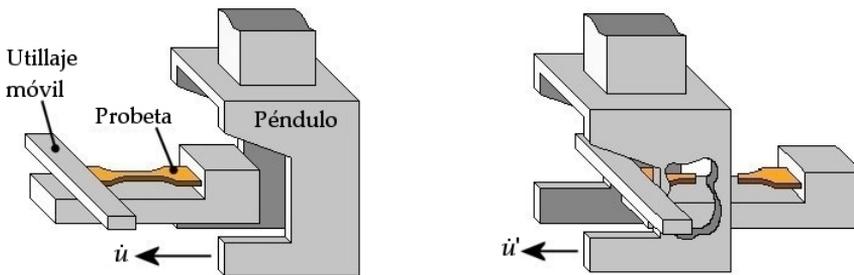


Figura 1.6: Dispositivo de ensayos de impacto-tracción en un equipo pendular: probeta aprisionada en la mordaza fija del utillaje, e impactor que golpea sobre la mordaza móvil.

En el segundo método, tanto la probeta como la mordaza móvil, van montadas en el péndulo, que en su posición inferior golpea sobre una mordaza fija que hace de tope, de manera que la carga es transmitida a la probeta (figura 1.7).

Una de las características más relevantes de los ensayos de impacto-tracción en ambas configuraciones, es que el impactor no golpea directamente sobre la probeta.

Los ensayos de impacto-flexión en barras prismáticas consisten en aplicar un momento flector impulsivo a una probeta, mediante la acción de un impacto lateral. La probeta puede estar sujeta por uno de sus extremos (viga *cantilever*), o apoyada en ambos; al primero de los casos se le denomina configuración Izod (normas ASTM D-256, ISO R-180), mientras que al segundo, configuración Charpy (normas ASTM D-256, DIN 53453, ISO R-179) (figura 1.8). En ambos casos, la probeta suele estar entallada.

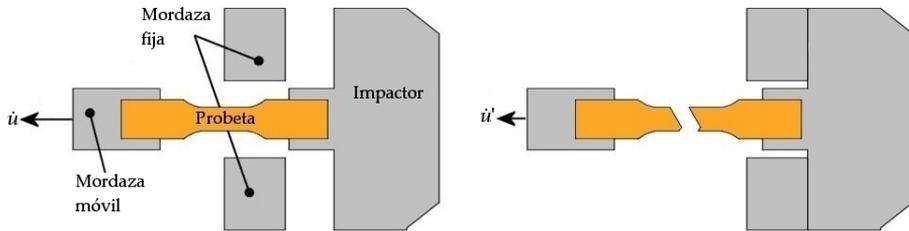


Figura 1.7: Dispositivo de ensayos de impacto-tracción en un equipo pendular: probeta amarrada al impactor.

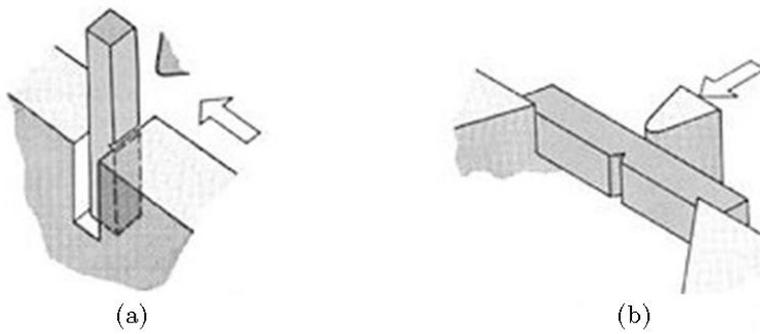


Figura 1.8: Configuraciones de impacto-flexión (a) Izod, y (b) Charpy, en un equipo pendular.

Este tipo de ensayos son los más empleados, y aunque normalmente se llevan a cabo en equipos pendulares, también pueden realizarse en equipos de caída de dardo (figura 1.9 [Zoller, 1983]).

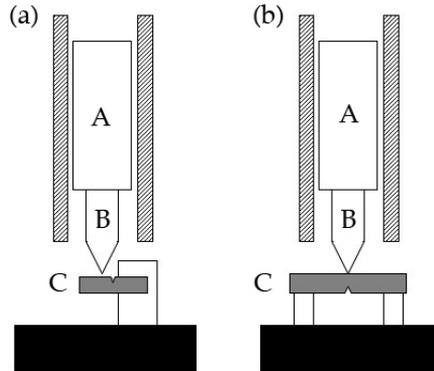


Figura 1.9: Configuraciones de impacto-flexión (a) Izod, y (b) Charpy, en un equipo de caída de dardo; A: masa, B: impactor, C: probeta.

Por último, los ensayos de impacto en la configuración de flexión de discos o placas (normas ASTM D-3029, DIN 53443), también denominada configuración Gardner, normalmente se llevan a cabo en equipos de caída de dardo (también denominado configuración Gardner). El funcionamiento de estos equipo consiste en dejar caer, de manera guiada, una masa conocida desde una altura determinada (figura 1.10). Esta masa impacta sobre la probeta que se desea ensayar mediante un indentador de geometría determinada. Las probetas se sitúan sobre un orificio, simplemente apoyadas o sujetas mediante distintos mecanismos, de manera que el impactor las golpea en el centro, originando un momento flector impulsivo en el disco o placa. El impactor se acelera por gravedad, aunque en los casos en los que se necesita una mayor velocidad de impacto, puede impulsarse mediante distintos sistemas (neumáticos, resortes, etc.).

Además de las ya citadas, existen otras configuraciones de ensayo que se pueden llevar a cabo utilizando los equipos pendulares y de caída de dardo, como por ejemplo, ensayos de impacto-indentación, o ensayos de impacto en piezas de geometría compleja.

Los ensayos de impacto-indentación en la configuración de caída de dardo son muy similares a los de flexión de discos. Sin embargo, en los ensayos de impacto-indentación, las probetas se encuentran apoyadas sobre una superficie rígida, de forma que su flexión se encuentra restringida (figura 1.11). De esta manera, se analiza el comportamiento del material frente a indentación, o lo que es lo mismo, frente a la deformación local provocada por el impactor en la superficie de la probeta [Sánchez-Soto et al., 2004; Jiménez, 2002].

Los ensayos de impacto sobre piezas complejas (piezas reales o demostradores), normalmente se llevan a cabo dejándolas caer desde determinadas alturas [Mills y Gilchrist, 2008; Kim y Park, 2004], en bancos de ensayos capaces de alojar piezas de dimensiones considerables [Mizuno et al., 2003; Savage, 2008] o directamente

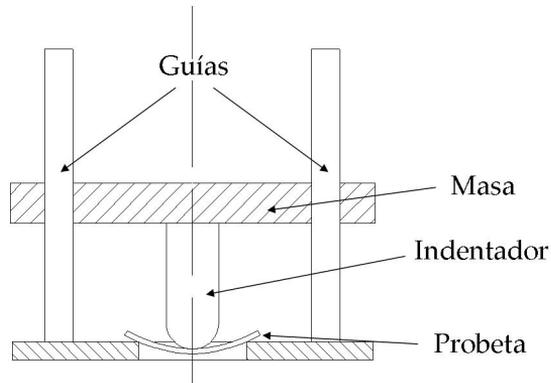


Figura 1.10: Ensayos de impacto-flexión de placas por caída de dardo.

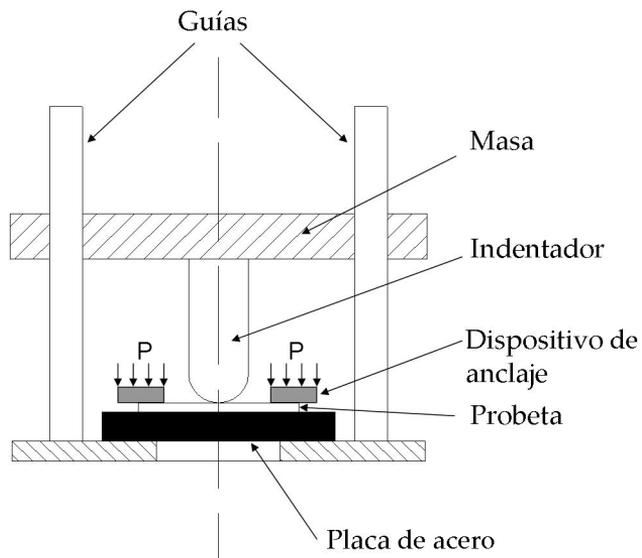


Figura 1.11: Ensayos de impacto-indentación por caída de dardo, en los que la flexión de la probeta se encuentra restringida.

en las condiciones de trabajo de la pieza [Ren y Vesenjaj, 2005]. En este tipo de ensayos se produce un estado tensional complejo en el material, al contrario que en los casos de flexión de barras prismáticas y de placas, en los que las solicitaciones inducidas son de flexión uniaxial y multiaxial respectivamente. Este tipo de ensayos pueden utilizarse como control de calidad, o en el proceso de diseño de un producto determinado, con el objetivo de conocer su respuesta a impactos en determinadas condiciones.

Además de equipos y geometrías de impacto estándar, algunos autores también diseñan sus propios equipos y geometrías para aplicaciones específicas o para lograr una condiciones de impacto muy concretas, para analizar determinados comportamientos de piezas y/o materiales. Es el caso de Ruiz-Herrero y colaboradores [Ruiz-Herrero et al., 2005], que han construido una máquina de ensayos por caída de dardo para caracterizar espumas poliméricas, tanto flexibles como rígidas, de manera que los parámetros del ensayo (energías, masas y velocidades de impacto, tipo de indentador, etc.) se adecúan a este tipo de materiales.

En todas estas técnicas experimentales de impacto, en su versión analógica, se determina el valor de energía de impacto para la cual la posibilidad de rotura de la probeta es del 50 %. Al tratarse de ensayos pasa-no pasa, su utilización se limita a trazar una comparativa de distintos materiales en función de su capacidad de disipación de energía durante el impacto. Además, los resultados pueden variar en función de la técnica experimental empleada, debido a las diferencias geométricas existentes entre ellas, tanto a nivel de probeta, como de configuración de ensayo; estas diferencias geométricas provocan estados tensionales y de deformación distintos en el seno del material, que pueden hacer que éste se comporte de una manera diferente en cada caso [Zoller, 1983]. Este mismo motivo es el que dificulta la relación entre los resultados de un ensayo de impacto determinado y el comportamiento real de una pieza sometida a impacto, ya que, en la mayoría de los casos, las condiciones geométricas de ambas serán muy diferentes. Por lo tanto, los ensayos de impacto analógicos sirven, fundamentalmente, como control de calidad; los resultados no son explotables para el dimensionamiento de componentes mediante el MEF, o para desarrollar ecuaciones constitutivas.

Esta problemática se soluciona, en parte, mediante la instrumentación de los equipos de ensayo empleados. La instrumentación permite obtener información sobre la fuerza, los desplazamientos o la energía absorbida en cualquier instante durante el impacto. En principio, son necesarios dos transductores, uno para la medición de desplazamientos, y otro para la medición de las fuerzas. Es habitual que la medición de desplazamientos se lleve a cabo mediante dispositivos ópticos de alta velocidad [Grellmann et al., 2001], o mediante galgas extensométricas, situadas en las probetas a ensayar [Schubel y Luo, 2005; Mansilla et al., 2001]. Para las fuerzas, se emplean captadores extensométricos, acelerómetros y captadores piezoeléctricos. Sin embargo, hay que tener cuidado a la hora de escoger los transductores y diseñar su ubicación, así como los dispositivos empleados para su fijación, ya que pueden tener una influencia relevante en los datos registrados en el ensayo. Barkley y Akay [Barkley y Akay, 1992] analizan algunos aspectos relacionados con el diseño y evaluación de un equipo de impacto instrumentado, como requerimientos de frecuencias, amplificación de señal y adquisición de datos, etc., y su influencia en la señal de fuerza-tiempo registrada.

Cessna y colaboradores [Cessna et al., 1976] son unos de los primeros en emplear un único acelerómetro situado en el impactor de un equipo de impacto por caída

de dardo en la configuración de flexión de placas para obtener los parámetros cinemáticos (velocidades y desplazamientos) y dinámicos (fuerzas y aceleraciones) del ensayo [Zoller, 1983]. Este tipo de instrumentación puede emplearse también en equipos pendulares en sus configuraciones Izod y Charpy. En el caso de la configuración de impacto-tracción, el captador se sitúa bien en el impactor o en la mordaza fija, dependiendo de si la probeta se amarra al utillaje fijo o al impactor.

La condición para poder emplear un solo acelerómetro es que todas las fuerzas distintas de la producida en el punto de contacto entre el impactor y su objetivo deben ser conocidas; en este caso, al tratarse de impactos inducidos por la fuerza de la gravedad, se cumple dicha condición. La medición de la aceleración proporciona, en función de la masa del impactor, la fuerza total en la dirección de impacto; a esta fuerza se le sustrae la debida a la gravedad, para obtener la fuerza de contacto entre impactor y la probeta. Mientras la señal de fuerza no se anule, ambos están en contacto, por lo que, bajo la hipótesis de que el impactor es rígido en comparación con el objetivo, se puede afirmar que la velocidad, y en consecuencia, el desplazamiento de ambos, será idéntico. La velocidad y desplazamiento del impactor se obtienen por integración sucesiva de la señal de la aceleración [Kalthoff y Wilde, 1995; Cessna et al., 1976]. En la figura 1.12 se muestran las curvas aceleración-tiempo correspondientes a dos ensayos de caída de dardo sobre PP en geometría Gardner, y las consiguientes curvas de velocidad y deflexión en función de tiempo, obtenidas por integraciones sucesivas [Zoller, 1983]; a partir de éstas se puede obtener también la energía transmitida a la probeta en función del tiempo. Las curvas situadas en la parte izquierda de la figura 1.12 corresponden a un ensayo sin rotura, y las de la parte derecha, a uno de rotura; se observa que mediante la instrumentación, además de la energía de impacto, se pueden detectar los parámetros (velocidad, deflexión, energía) correspondientes al instante en el que se produce dicha rotura, así como el perfil de dichos parámetros durante el impacto, factores que pueden ayudar a comprender mejor el comportamiento de materiales sometidos a impacto. El procedimiento de integración de las curvas se explica con mayor detalle en el Capítulo 2 de esta memoria, relativo a las técnicas experimentales empleadas.

Mediante la instrumentación de los equipos de impacto no se evita el problema de la influencia de la geometría del ensayo en el resultado del mismo [Landrein et al., 2001]; sin embargo, la información obtenida puede ser interpretada de forma independiente de la geometría, de manera que puede llegar a aportar constantes del material en condiciones de impacto; estas constante pueden ser explotables como datos de entrada en programas de elementos finitos. Las curvas fuerza-tiempo registradas por la instrumentación sirven también como patrón a reproducir por los modelos matemáticos de material empleados por dichos programas. Además, resulta de gran interés desde el punto de vista de fractura, ya que permite, a través de la aplicación de de la mecánica de la fractura elástica lineal (LEFM), obtener parámetros intrínsecos del material como la tenacidad a la fractura ( $K_{IC}$ ), o el valor crítico de energía de fractura ( $G_{IC}$ ) [Seidler y Grellmann, 1993; Starke et al., 1998; Grellmann y Che, 1997; Grellmann et al., 1991; Grellmann y Seidler, 1992; Salvini et al., 2003].

Un aspecto de interés para muchos autores es la manera en la que se aborda el análisis de la señal de fuerza registrada durante los ensayos de impacto. En dicho análisis hay que tener cuenta las dificultades producidas por factores como los efectos dinámicos, o la posibilidad de que en ciertas condiciones, la energía obtenida

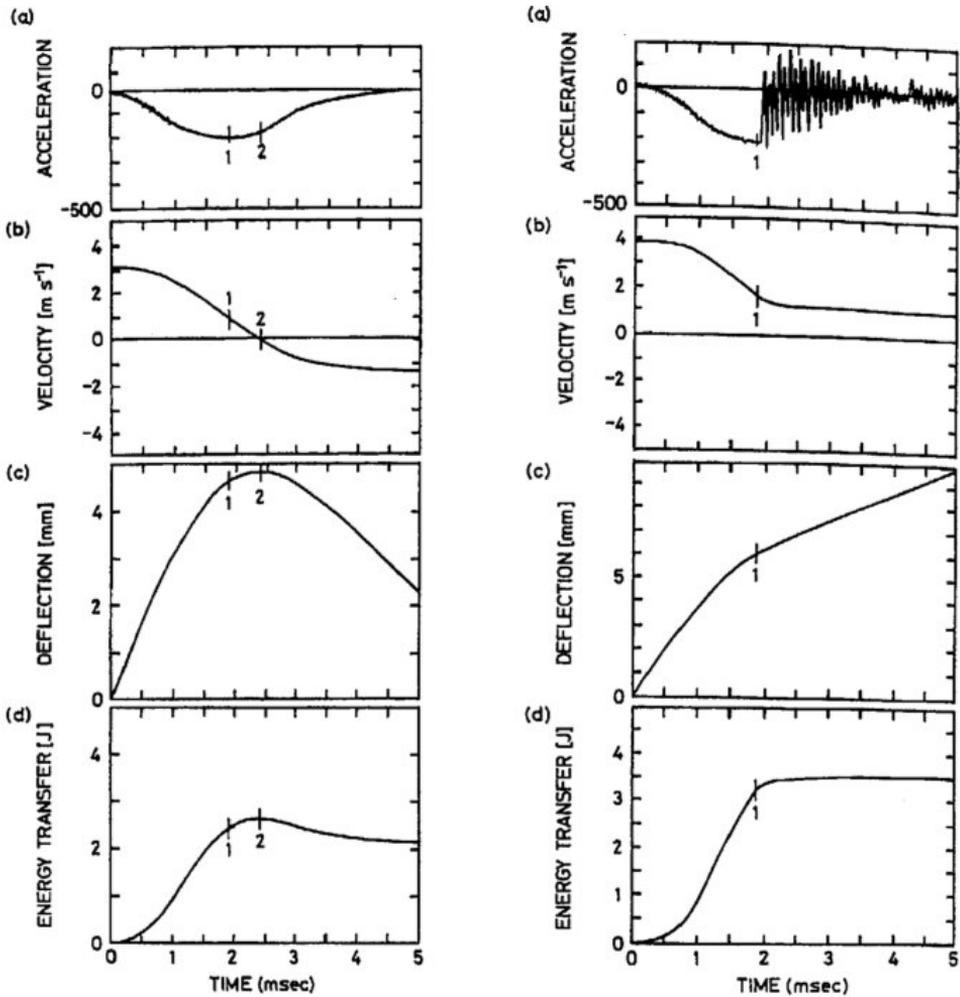


Figura 1.12: Curvas de aceleración, velocidad, deflexión y energía en función del tiempo del PP, correspondientes a dos ensayos de caída de dardo en geometría Gardner, uno en el que no se produce la rotura de la probeta (izda.) y otro en el que se produce la rotura (dcha.) [Zoller, 1983].

a partir de la fuerza registrada no sea exactamente igual a la energía real de rotura de la probeta [Kalthoff y Wilde, 1995].

Los efectos dinámicos producidos en los ensayos de impacto, en forma de oscilaciones en la señal fuerza-tiempo registrada, pueden llegar a impedir el análisis del ensayo. El origen de estas oscilaciones pueden ser diverso, aunque la mayoría de los autores coinciden en que la frecuencia natural del equipo de impacto es uno de los aspectos a tener en cuenta. Tal es el caso de Karger-Kocsis y colaboradores [Karger-Kocsis y Benevolenski, 2001], que analizan el origen de las oscilaciones de tensión sobre polímeros amorfos y semi-cristalinos sometidos a ensayos de impacto-tracción llevados a cabo en un equipo pendular. Además, asocian la presencia de oscilaciones a que en el material predomina un modo de deformación consistente en la aparición de múltiples bandas de cizalladura bajo condiciones adiabáticas.

Según Bezerédi y colaboradores, [Bezerédi et al., 1997], los efectos dinámicos aparecen a partir de velocidades de impacto de 1 m/s. Para reducir o eliminar la problemática asociada a los efectos dinámicos, se pueden emplear tres técnicas: disminución de la velocidad de ensayo, filtrado electrónico y amortiguamiento mecánico del ensayo [Molnár et al., 2001]. La primera técnica es efectiva, aunque a menudo no puede disminuirse la velocidad de ensayo, por tratarse de uno de los parámetros de interés del ensayo. La segunda no es recomendable, ya que el filtrado puede alterar la señal real de la fuerza. La tercera técnica (amortiguamiento mecánico) se lleva a cabo mediante la colocación de un elemento amortiguador, normalmente un elastómero de pequeño espesor, entre el impactor y el objetivo. Esta técnica requiere de la corrección de las pérdidas de energía debidas a dicho elemento.

Sims y Johnson [Sims y Johnson, 1985] identifican dos frecuencias en la señal de fuerza-tiempo registrada en un ensayo de impacto por caída de dardo realizado sobre una placa de polimetilmetacrilato (PMMA) de 6 mm de espesor. La frecuencia más alta coincide con la frecuencia de resonancia de la instrumentación (indentador y captador piezoeléctrico), y tanto su valor como la amplitud correspondiente, dependen del indentador fijado al captador piezoeléctrico, cuya masa debería ser minimizada. La frecuencia más baja corresponde al modo de vibración de la placa ensayada, por lo que depende del material, de la geometría y de las dimensiones, tanto de la probeta como del orificio bajo la misma, que le permite flexionar. Dependiendo del *span*, o distancia entre apoyos de la probeta, el efecto de las altas frecuencias puede eliminarse de una manera más o menos sencilla:

- para *spans* pequeños (50 mm), las altas frecuencias son fácilmente identificables y pueden filtrarse sin afectar a la señal de fuerza.
- para *spans* intermedios (100-145 mm), el filtrado de las altas frecuencias comprendidas entre 1,5 y 3 kHz no produce un efecto significativo en la señal de distintos materiales.
- para los mayores *spans* (356 mm), el periodo correspondiente a la frecuencia de resonancia se acerca a la duración del ensayo, por lo que el filtrado se vuelve más complejo. Sin embargo, en este rango cabe preguntarse si el filtrado de la señal es necesario, puesto que dichas oscilaciones corresponden a un comportamiento real que pueden influir a la hora de establecer, por ejemplo, la tensión de rotura del material.

En este mismo sentido, Kalthoff [Kalthoff, 2004] analiza las curvas fuerza-tiempo

correspondientes a ensayos pendulares de impacto en geometría Charpy sobre probetas de un material compuesto formado por fibra de vidrio y resina vinil-éster. Por una parte, analiza las señales de fuerza tiempo para distintas frecuencias de la cadena de adquisición, y establece un valor mínimo de 100 kHz para obtener curvas con una precisión adecuada. Por otro, destaca que al analizar materiales con una rigidez mucho menor que la de los aceros, se corre el riesgo de que las fuerzas provocadas debido al impacto sean demasiado pequeñas; esto puede provocar que la medida de la fuerza en el impactor, obtenida mediante galgas extensométricas no sea suficientemente precisa. Como solución, emplea un impactor con un cabezal menos rígido que el de acero, con vistas a originar mayores deformaciones en las galgas extensométricas, y aumentar así la precisión de la señal registrada.

Shterenlikht y colaboradores [Shterenlikht et al., 2005] analizan la respuesta dinámica de un equipo pendular de impacto en geometría Charpy, empleando para ello un captador extensométrico y un acelerómetro situados en el impactor, y un sensor de posición rotatorio situado en el eje de giro del brazo del péndulo. Las señales medidas con las galgas extensométricas, y la medida mediante el acelerómetro no coinciden; esto se debe a que las frecuencias cercanas a la primera frecuencia natural de la probeta tienen magnitudes modales altas en la señal registrada por el acelerómetro, mientras que en la señal registrada por el captador extensométrico no influyen debido a que son amortiguadas. Esto provoca que la medida de energía determinada a través de la señal registrada por el captador extensométrico coincida con la correspondiente a la lectura del sensor rotatorio, mientras que la determinada mediante el acelerómetro, no lo hace. A su vez, destacan la presencia de oscilaciones en la señal del sensor rotatorio, debido a las vibraciones del brazo del péndulo; sin embargo, estas oscilaciones pueden corregirse de una manera sencilla mediante un filtrado de la señal.

Lorriot [Lorriot, 2000; Lorriot et al., 1994] afirma que, en impactos de geometría Charpy, la señal registrada por los captadores situados en el impactor o en el utillaje resulta de una combinación compleja del comportamiento del material, los efectos inerciales y la propagación de ondas. La interpretación de la señal registrada es más compleja cuanto mayor es la rigidez del material a ensayar, y propone el análisis de la evolución de la fuerza durante el ensayo a partir de la medición de la deflexión mediante un transductor láser. Las ventajas de este método residen en que se evita la necesidad de instrumentar la probeta para poder obtener una medición local exacta de la probeta. La fuerza se obtiene a partir de la medida de la deflexión, mediante el empleo de un modelo masa-muelle de dos grados de libertad, aunque para ello es necesario conocer la rigidez de la intercara entre el impactor y probeta. En esta misma línea, Sahraoui y Lataillade [Sahraoui y Lataillade, 1998] realizan ensayos de impacto-flexión tres puntos en distintos materiales para analizar las oscilaciones de la señal de fuerza; destacan la importancia del segundo modo de vibración del sistema mecánico completo (impactor y probeta), que depende de la rigidez de contacto, y estudian diversos modelos para analizar este fenómeno.

### 1.2.3. Métodos numéricos

Los métodos analíticos de resolución de problemas de impacto [Stronge, 2000] son útiles desde el punto de vista de que permiten entender los fenómenos físicos que predominan en los mismos. Incluso, y siempre y cuando las simplificaciones realizadas para convertir un caso real en un problema abordable analíticamente

sean adecuadas, pueden servir para predecir el comportamiento de piezas sometidas a impacto. Sin embargo, cuando se desea obtener una solución completa de un problema de impacto, es necesario abordarlo desde un punto de vista numérico [Zukas et al., 1992], sobre todo en los casos en los que, a consecuencia del impacto, se produce un estado de tensiones triaxial predominante. El empleo de *software* de 2D o 3D permite obviar la necesidad de realizar algunas de las simplificaciones, pudiendo así analizar el comportamiento a impacto de componentes de geometría y casos de carga complejos.

En la figura 1.13 se muestra una descripción clásica y resumida del proceso computacional. Las tres fases (pre-procesador, programa principal, y post-procesador) pueden estar incorporadas en un único *software*, o en varios.



Figura 1.13: Esquema del proceso computacional del método numérico.

En el pre-procesador se definen:

- la geometría de las piezas a ensayar y su mallado (discretización espacial)
- el material a emplear mediante la especificación de sus parámetros característicos
- la relación tensión-deformación que tendrá que emplearse en el programa principal, tanto en el régimen elástico como en el plástico
- el criterio de fallo que se va a emplear
- las condiciones iniciales y de contorno de la pieza

El pre-procesador gestiona y adapta toda esta información, para que pueda emplearse después en el programa principal.

En el programa principal se aplican las leyes de conservación de masa, momento y energía, junto con la ecuación de estado, para determinar las presiones; además, se

aplica también la relación constitutiva del material (relación tensión-deformación), el criterio de fallo y en algunos casos, el modelo post-fallo. Estas relaciones se aplican en forma de *elementos finitos* o *diferencias finitas*, y se integran en el tiempo. Dependiendo de la naturaleza del problema a analizar, estas operaciones computacionales pueden tener una duración muy diversa, desde unos pocos minutos, hasta días, o incluso meses.

Los resultados de las operaciones computacionales se suelen mostrar en el post-procesador. La cantidad de información en forma de tensiones y deformaciones, zonas de material intacto, deformado plásticamente o con fallo, valores de fuerzas, aceleraciones, energías etc. suele ser inmensa. Además, toda esta información se almacena en cada incremento de tiempo en los que se discretiza la duración total del fenómeno a analizar; por ello, resulta imprescindible el empleo de post-procesadores, programas que gestionan toda esa información y permiten su visualización en forma de gráficas o campos de tensión, deformación, velocidad, etc. para determinados instantes, así como su evolución en el tiempo.

A la hora de escoger un *software* adecuado para el análisis de un problema de impacto, entran en juego, una vez más, las condiciones en las que ocurre dicho impacto, puesto que los métodos numéricos óptimos de resolución pueden variar en función de la naturaleza del fenómeno que se desea analizar. A continuación se describen algunos aspectos de interés a la hora de analizar numéricamente un problema de impacto.

### Métodos de discretización

El análisis numérico de los fenómenos de impacto se basa en la discretización de un sistema físico continuo. Los métodos de discretización más habituales son el método de elementos finitos (MEF) y el método de diferencias finitas (MDF) [Goicolea, 2000]. El MEF se emplea habitualmente en problemas en los que la velocidad de impacto es baja (problemas de dinámica estructural); el MDF, por el contrario, se emplea en los casos en los que las elevadas velocidades de impacto producen la propagación ondas de choque, confiriendo un comportamiento hidrodinámico al material.

Las características principales del MEF son [Zukas et al., 1992]:

- la división del espacio continuo en un número finito de regiones de geometría conocida, denominados elementos; éstos interactúan entre sí en unos puntos discretos, denominados nodos. Los desplazamientos nodales son las incógnitas del problema a resolver. A la discretización espacial se le denomina "malla".
- un conjunto de funciones, denominadas funciones de interpolación, que relacionan el desplazamiento de cualquier punto del interior de un elemento, en función de los desplazamientos nodales de dicho elemento.
- las funciones de interpolación definen el estado de deformaciones del elemento, que, junto con las ecuaciones constitutivas del material, proporcionan el estado tensional del elemento.
- se determina un sistema de fuerzas nodales, que equilibran las fuerzas externas aplicadas.

Este procedimiento resulta en una relación de rigidez entre fuerzas internas, fuerzas externas, y desplazamientos nodales. Los datos individuales de cada elemento

se ensamblan para formar matrices globales, cuya solución se obtiene mediante la aplicación de técnicas convencionales de resolución de sistemas de ecuaciones algebraicas de grandes dimensiones. Las deformaciones de los elementos se obtienen a partir de los desplazamientos nodales de los mismos.

En cuanto al MDF, consiste en discretizar tanto el espacio reemplazando las derivadas de las ecuaciones de la dinámica continua, por aproximaciones diferenciales [Zukas et al., 1992]. En este caso también se emplean métodos convencionales de resolución de sistemas de ecuaciones de grandes dimensiones, para obtener las soluciones en el campo espacial. Las soluciones en el tiempo se obtienen por integración.

Se puede afirmar que ambos métodos son muy similares, ya que, desde un punto de vista matemático, no existen diferencias substanciales entre ambos. Sin embargo, las principales diferencias residen en la estructura de tratamiento de datos de los programas computacionales que implementan ambos métodos.

### Tipos de malla

Se pueden distinguir dos métodos principales de discretización espacial: el método Lagrangiano, y el método Euleriano [Scheffler y Zukas, 2000; Goicolea, 2000]. Además, es también común encontrar híbridos de ambos métodos.

**a) Método Lagrangiano:** este método es el más común para la discretización espacial de sólidos. Consiste en considerar constante la masa asociada a cada elemento. La malla es solidaria al material, y se deforma junto con él. Esto implica algunas ventajas:

- las ecuaciones de conservación de masa, momento y energía se definen de una manera más simple, puesto que no hay flujo de masa a través de las fronteras de cada elemento.
- la definición de superficies libres y condiciones de contorno es relativamente sencilla y precisa.
- el registro de la historia de carga o deformación de cada elemento se realiza de una manera sencilla.

Debido a que este tipo de malla se distorsiona con el material, hay que tener un cuidado especial en los puntos de contacto entre sólidos, y en otras zonas donde se dan grandes deformaciones; en estas zonas se produce una gran distorsión de la malla, y los resultados obtenidos dejan de tener validez. Para solucionarlo, se emplean técnicas de remallado como el mallado adaptativo [ABAQUS, 2004].

**b) Método Euleriano:** el método Euleriano es adecuado para problemas en los que predominan unas grandes distorsiones, o donde se mezclan materiales que inicialmente se encuentran separados. En este método, la malla se encuentra fija en el espacio, mientras el material pasa a través de ella. Es necesario definir el transporte o flujo ( $\nabla a \cdot \dot{u}$ ) de una variable vectorial  $a$ . Este tipo de malla se emplea en problemas de mecánica de fluidos. En el caso de los problemas de impacto que provocan presiones muy altas en el material, de forma que su respuesta es de tipo hidrodinámico, el uso de este tipo de mallas es obligatorio.

Ambos métodos son válidos para la discretización espacial tanto en el MEF como en el MDF. En general, el método Euleriano funciona mejor en los casos en lo que

se produce una gran distorsión de la malla, como en el caso de los impactos a hiper-velocidad; sin embargo, las intercaras entre diferentes cuerpos son difíciles de definir [Zukas y Scheffler, 2001]. Mediante el método Lagrangiano en cambio, las intercaras se definen adecuadamente, aunque hay que prestar especial atención a evitar la interpenetración de los nodos de dos o más sólidos [Zukas y Scheffler, 2000]. Algunos códigos son capaces de emplear mallas Lagrangianas en unas zonas del modelo, y Eulerianas en otras [Goicolea, 2000; Zukas y Scheffler, 2000].

**c) Métodos híbridos:** estos métodos híbridos se basan en emplear una malla intermedia entre las Lagrangiana y la Euleriana. A este tipo de malla se le denomina malla Arbitraria Lagrangiana-Euleriana (ALE). Al igual que el método Euleriano, requiere que se considere el flujo de los parámetros de material respecto de la malla; sin embargo, al contrario que en el método Euleriano, la velocidad  $\dot{\mathbf{u}}$  de la función de flujo es arbitraria.

Además de los ya citados, Zukas y Scheffler [Zukas y Scheffler, 2000] destacan la importancia de otros aspectos relacionados con la malla a la hora de simular problemas mecánicos con cargas transitorias de muy corta duración mediante el MEF; la relación de aspecto de los elementos, o los cambios bruscos de malla en determinadas zonas del modelo son algunos de ellos.

### **Interacciones (contacto) entre sólidos**

La utilización de una adecuada ley de contacto entre sólidos juega un papel muy importante en los análisis numéricos de problemas de impacto, ya que facilita el procedimiento de cálculo y simplifica la simulación del daño [Guan y Yang, 2002]. Involucran dos tipos de cálculos [Goicolea, 2000]: 1) detección de los contactos, mediante algoritmos que analicen la geometría y topología de las superficies; 2) cálculo de las fuerzas de interacción.

Los primeros precisan métodos para la detección automática de líneas o superficies de contacto, y, cuando se produce erosión (eliminación de elementos fracturados), creación de nuevas superficies de contacto.

El cálculo de las fuerzas de interacción se puede llevar a cabo utilizando distintos tipos de algoritmos de contacto. Dos de los algoritmos más utilizados son el algoritmo cinemático y el de penalización [Scheffler y Zukas, 2000; ABAQUS, 2004].

El algoritmo cinemático es un algoritmo predictor-corrector: en cada incremento de tiempo predice la penetración de las superficies del siguiente incremento, y corrige las aceleraciones de los nodos del incremento actual para que esa penetración se anule. Este algoritmo presenta restricciones estrictas de contacto, y es incondicionalmente estable, lo cual implica que su utilización influye en el tamaño máximo del incremento de tiempo.

El algoritmo de penalización calcula la penetración entre las superficies de contacto en el incremento actual, y define unas fuerzas de contacto opuestas, proporcionales a dicha penetración. El empleo de este algoritmo tiende a aumentar la rigidez del sistema, y aunque su efecto normalmente no es significativo, en algunos casos puede provocar un aumento del tiempo de cálculo. Esto ocurre porque el tamaño del incremento de tiempo estable en la discretización temporal disminuye a medida que aumenta rigidez del sistema; sin embargo, es un fenómeno asociado únicamente al método de integración temporal explícito, que se explica más adelan-

te. En problemas en los que la presión de contacto está provocada por condiciones cinemáticas prescritas, tales como desplazamiento o velocidad, el método de penalización puede presentar errores a la hora de determinar las tensiones en la zona de contacto; sin embargo, al contrario que el cinemático, el algoritmo de penalización permite modelizar el contacto entre dos superficies rígidas.

### Viscosidad artificial

La viscosidad artificial es un aspecto relacionado con la simulación de problemas de propagación de ondas de gran amplitud. En estas condiciones, pueden producirse ondas de choque de manera aleatoria, por lo que son difíciles de simular numéricamente. Prácticamente todos los programas computacionales abordan este problema añadiendo un término disipativo a la presión en el sistema de ecuaciones diferenciales. Este término disipativo introduce una viscosidad artificial que puede distorsionar el resultado, por lo que debe emplearse con mucho cuidado. Johnson y Beissel [Johnson y Beissel, 2001] presentan dos algoritmos de amortiguamiento para el análisis numérico de problemas dinámicos con respuestas localizadas de alta frecuencia, mediante el método explícito.

### Integración temporal

Uno de los aspectos más importantes a la hora de analizar numéricamente un problema de impacto, consiste en la manera en que se discretiza e integra el tiempo. El tamaño de los incrementos de tiempo depende, una vez más, de la naturaleza del impacto que se desea analizar. Si la respuesta de la estructura está controlada por los modos de las frecuencias más bajas, se tratará en un problema de dinámica estructural, y los incrementos de tiempo de la discretización temporal serán relativamente grandes. Sin embargo, en problemas de propagación de ondas, en los que predominan los modos a las mayores frecuencias, los incrementos de tiempo serán considerablemente menores. La frontera entre bajas y altas frecuencias se sitúa en el rango de las frecuencias acústicas características del componente. En casos en los que se mezclan ambas respuestas (por ejemplo, en casos en los que se tienen zonas de muy diferente rigidez mecánica en un mismo componente), si se escoge un incremento suficientemente pequeño, se podrán analizar las rápidas variaciones iniciales asociadas a las altas frecuencias; sin embargo, no se podrán analizar adecuadamente las partes que responden a bajas frecuencias, ya que supone un coste computacional y duración demasiado grandes. Por el contrario, si el incremento de tiempo se escoge en función de la respuesta de bajas frecuencias del componente, pueden producirse inestabilidades y la respuesta a altas frecuencias no se puede analizar adecuadamente.

Existen dos métodos principales mediante los que se lleva a cabo la integración temporal: el método explícito, y el método implícito.

**a) Método explícito:** el método de integración se denomina explícito cuando, en un incremento de tiempo  $t + \Delta t$ , las velocidades y desplazamientos son independientes de las aceleraciones en ese instante. A partir de esos datos, se obtienen la velocidad de deformación y la deformación, y a partir de éstas, y con las ecuaciones constitutivas del material, se obtienen las tensiones en ese instante de tiempo. A partir de estas últimas, se determinan las aceleraciones, que, junto con las velocidades, se incrementan en el tiempo y se vuelve a repetir el proceso [Zukas et al.,

1992]. El método explícito constituye la forma más directa de avanzar en el tiempo. La respuesta obtenida mediante el método explícito puede volverse inestable, dependiendo del tamaño del incremento de tiempo; la condición de estabilidad viene dada por la ecuación 1.1,

$$\Delta t = \frac{l_e}{c} \quad (1.1)$$

donde  $l_e$  es la mínima dimensión característica del elemento de la malla y  $c$  es la velocidad de propagación de la onda dilatacional en el material [ABAQUS, 2004].

**b) Método implícito:** en el método implícito, los desplazamientos correspondientes a un instante de tiempo  $t + \Delta t$  no puede determinarse sin conocer las aceleraciones en ese mismo instante. Las relaciones entre desplazamientos, velocidades y aceleraciones deben combinarse con las ecuaciones de movimiento, y el sistema de ecuaciones resultante se debe resolver para los desplazamientos. Las ecuaciones no-lineales correspondientes normalmente se resuelven empleando algún método de linealización. La mayoría de los métodos implícitos son incondicionalmente estables, aunque, a cambio, en cada incremento de tiempo, debe resolverse un sistema de ecuaciones de grandes dimensiones.

Sun y colaboradores [Sun et al., 2003] comparan los métodos implícito y explícito para la simulación numérica de problemas dinámicos lineales, tanto rápidos como lentos. Para los problemas rápidos, el método explícito es más eficiente, ya que implica un coste computacional mucho menor que el implícito. En cambio, mediante el método implícito el amortiguamiento numérico provoca una disminución de la amplitud de la fuerza de contacto. Para los problemas dinámicos lentos, el amortiguamiento numérico del método implícito reduce el ruido y proporciona una mayor precisión. En el método explícito, debido a que el tamaño del incremento de tiempo para asegurar la estabilidad del cálculo debe ser muy pequeño, el número de incrementos a completar puede llegar a ser demasiado grande.

Se puede afirmar, de forma muy general, que los problemas de dinámica estructural se analizan de una manera más adecuada mediante métodos de integración temporal implícita. En cuanto a los problemas de ondas de choque, el método explícito es más efectivo. Sin embargo, el empleo de uno u otro depende en gran medida del problema que se desea analizar, pudiéndose incluso emplear combinaciones de ambos métodos [Noels et al., 2004].

## Modelos de material

La elección de un modelo de material adecuado es considerado por muchos autores como el aspecto más importante a la hora de realizar el análisis numérico de problemas de impacto, tanto de alta como de baja velocidad [Dean y Wright, 2003; Mackerle, 1997]. Zukas [Zukas, 1993] hace una revisión de diferentes modelos empleados en la simulación numérica de problemas de dinámica estructural, y además, añade que la obtención de los datos de material con los que hay que alimentar a dichos modelos es también crucial, ya que la validez de los modelos también depende de la correcta calibración de los parámetros que lo componen. Son también numerosos los autores que inciden en esta última consideración [Dean y Read, 2001; Schang et al., 1996].

Los programas de elementos finitos disponen de librerías de modelos constitutivos que describen comportamientos generales del material, como por ejemplo el

viscoelástico, elasto-plástico, hiperelástico, etc. Estos modelos son adecuados para casos muy generales y materiales comúnmente utilizados en aplicaciones estructurales. Para materiales menos utilizados o que presenten comportamientos atípicos, algunos programas disponen de la posibilidad, mediante subrutinas de usuario, de implementar modelos analíticos de comportamiento del material distintos a los que posee el propio programa en su librería.

El aspecto relativo a los modelos de material se analiza en mayor profundidad en el apartado 1.2.4 de este capítulo.

### **Elección de los parámetros numéricos**

Zukas [Zukas, 1993] afirma que la principal causa de la realización de un análisis numérico erróneo de un problema de impacto reside en la mala elección de los parámetros numéricos. En la tabla 1.2 se muestran algunas directrices, en función de si el problema a analizar es un caso de impacto de baja velocidad o de alta velocidad.

Tabla 1.2: Características de los parámetros numéricos en función de las aplicaciones de impacto [Zukas, 1993].

	<b>Impactos de baja velocidad (Dinámica estructural)</b>	<b>Impactos de alta velocidad (Propagación de ondas)</b>
<b>Malla</b>	Lagrangiana	Euleriana y Lagrangiana
<b>Discret. espacial</b>	Elementos finitos	Diferencias finitas/Elementos finitos
<b>Integración temporal</b>	Explícito e implícito	Explícito
<b>Viscosidad artificial</b>	Ninguna, o implícita vía discretización	Formulación explícita
<b>Modelo de material</b>	Diversos modelos (normalmente pequeñas def. y grandes rotaciones)	Elasto-plástico incremental
<b>Criterio de fallo</b>	Deformación plástica	Máx. inst. de vble. de campo; daño acumulado; modelos micromecánicos
<b>Condiciones de contorno</b>	Diversos tipos	Reflexivo y transmisivo
<b>Cond. inic.</b>	Fuerza, desplazamiento, velocidad	Velocidad

Sin embargo, dicha tabla debe ser considerada únicamente a modo orientativo, ya que, dependiendo del caso concreto que se desee analizar, puede ocurrir que en un mismo fenómeno de impacto se entrecrucen aspectos relacionados tanto con la dinámica estructural, como con la propagación de ondas. En otras ocasiones, es posible que la elección de uno u otro método no resulte crucial, proporcionando en ambos casos resultados similares. En cualquier caso, los resultados de la simulación numérica deben ir acompañados de un estudio experimental, para comparar los resultados y validar el modelo numérico.

El empleo de distintos métodos numéricos para la simulación de problemas de impacto, tanto de alta como de baja velocidad, está muy generalizado; muestra de ello es el gran número de trabajos que se pueden encontrar en la bibliografía, en los que se simula numéricamente el comportamiento de componentes reales sometidos a impacto, mediante métodos numéricos. A continuación se comentan algunos de esos trabajos, concernientes a materiales poliméricos:

- Gilchrist y Mills [Gilchrist y Mills, 1994] realizan la simulación numérica de impactos de baja velocidad sobre cascos de motocicleta fabricados en material sándwich de piel de acrilonitrilo-butadieno-estireno (ABS) o policarbonato (PC), y espuma de poliestireno (PS). Emplean una integración temporal explícita y una ley constitutiva del material obtenida a partir de un modelo de material reológico. Para comprobar la validez del análisis numérico, comprueban los resultados numéricos con los obtenidos en ensayos experimentales [Mills, 1996]. Shuaieib y colaboradores [Shuaieib et al., 2005] analizan también un casco de motocicleta sometido a impacto, aunque en este caso, no realizan una correlación numérico-experimental. Emplean un programa de elementos finitos comercial (LS DYNA), con integración temporal explícita.
- Altenhof y colaboradores [Altenhof et al., 2002] realizan un análisis numérico-experimental de los ensayos de impacto entre el modelo deformable que simula el pecho de un pasajero, y el volante de un vehículo. Una vez más, el análisis numérico se lleva a cabo mediante el programa comercial de integración explícita LS DYNA, empleando modelos de material disponibles en el programa para definir el comportamiento de los diferentes materiales que componen el ensayo.
- Singh y colaboradores [Singh et al., 2006] modelizan numéricamente las carcasas poliméricas comúnmente empleadas para proteger circuitos impresos y otros elementos en todo tipo de aparatos electrónicos. Emplean también un programa de elementos finitos comercial explícito (ABAQUS/Explicit), aunque, en este caso, implementan un modelo de material desarrollado previamente [Duan et al., 2002b,a] en dicho programa. Analizan distintos aspectos para optimizar el diseño de las carcasas, aunque tampoco realizan ninguna correlación numérico-experimental. En esta misma línea se sitúa el trabajo realizado por Kim y Park [Kim y Park, 2004], consistente en el análisis numérico-experimental del impacto producido en la caída de un teléfono móvil. El programa de elementos finitos que emplean vuelve a ser explícito (LS-DYNA), y predicen la localización potencial del daño, para compararla con datos estadísticos reales. Emplean modelos de material simplificados, disponibles en el programa, para modelizar comportamientos complejos de materiales como el caucho o la pantalla de cristal líquido.

Como se puede observar, en todas las aplicaciones comentadas se emplea un método de integración temporal explícito, debido a que, en general, las no linealidades introducidas por las interacciones entre sólidos, o las grandes deformaciones del material, dificultan e incluso imposibilitan la resolución mediante el método implícito. Sin embargo, aunque mucho menos numerosos, también se pueden encontrar trabajos sobre el análisis numérico de impactos, empleando una integración temporal implícita [Kenny et al., 2002; Noels et al., 2005; Strömberg, 2005].

#### 1.2.4. Modelos de material

Se pueden encontrar numerosos trabajos relacionados con la simulación numérica de impactos, en los que se emplean diferentes modelos de material, tanto para metales sometidos a impactos de alta velocidad (entre otros, [Lee y Prakash, 1999; Ramírez y Rubio-González, 2006; Akbari-Mousavi et al., 2007; Akbari-Mousavi

y Al-Hassani, 2007] como para compuestos sometidos a impactos de baja velocidad [Richardson y Wisheart, 1996; Johnson et al., 2001; Lee et al., 1999; Okoli y Abdul-Latif, 2002; Li et al., 2002a,b; Guan y Yang, 2002], en los que predomina la definición del fallo frente a otros comportamientos, como la dependencia en la velocidad de deformación. En lo referente a los materiales poliméricos sometidos a impactos de baja velocidad, también se pueden encontrar diversos modelos de material para su utilización en análisis numéricos.

Los modelos de material describen matemáticamente la relación entre tensiones, deformaciones, sus derivadas temporales y cualquier otra variable como variables de estado, historias o funciones integrales necesarias para describir el comportamiento del material. La tensión se puede representar mediante un tensor de nueve coeficientes (ecuación 1.2) denominado tensor de Cauchy: las tensiones  $\sigma_{11}$ ,  $\sigma_{22}$  y  $\sigma_{33}$  son tensiones normales, perpendiculares a los planos en los que actúan; y las tensiones  $\tau_{12}$ ,  $\tau_{13}$ ,  $\tau_{23}$ ,  $\tau_{21}$ ,  $\tau_{31}$  y  $\tau_{32}$  son tensiones de cizalladura, paralelas a los planos en los que actúan.

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \tau_{12} & \tau_{13} \\ \tau_{21} & \sigma_{22} & \tau_{23} \\ \tau_{31} & \tau_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix} \quad (1.2)$$

El tensor de tensiones que actúan sobre un elemento cúbico de material se representa tal y como se muestra en la figura 1.14. Como el cubo está en equilibrio, se

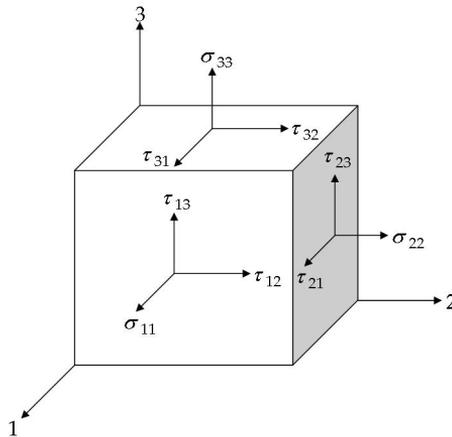


Figura 1.14: Representación esquemática del tensor de tensiones.

tiene que cumplir que  $\tau_{12} = \tau_{21}$ ,  $\tau_{13} = \tau_{31}$  y  $\tau_{23} = \tau_{32}$ , por lo que, de los nueve coeficientes que conforman el tensor de tensiones, únicamente seis son independientes (ecuación 1.3).

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \tau_{12} & \tau_{13} \\ \tau_{12} & \sigma_{22} & \tau_{23} \\ \tau_{12} & \tau_{23} & \sigma_{33} \end{bmatrix} \quad (1.3)$$

Es habitual encontrar que las tensiones se dividan en dos componentes: la tensión hidrostática o dilatacional  $\sigma_k$ , que produce variaciones de volumen, y la tensión desviadora o de cizalladura  $\sigma_e$ , que produce una distorsión. Los diferentes criterios de fallo suelen definirse como una combinación de ambas tensiones, siendo la forma más simple la mostrada en la ecuación 1.4,

$$\sigma_0 = \sigma_e + \mu \sigma_k \quad (1.4)$$

donde  $\mu$  es un parámetro del material que mide la sensibilidad del fallo frente a la componente hidrostática de la tensión.

La tensión hidrostática se determina mediante la ecuación 1.5. La tensión desviadora puede representarse de diferentes maneras; una de las más habituales es empleando la tensión equivalente según el criterio de Von Mises, dada por la ecuación 1.6:

$$\sigma_k = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (1.5)$$

$$\sigma_{ef} = \left\{ \frac{1}{2} \left[ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right] \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (1.6)$$

En cuanto al tensor de deformación, es habitual encontrar planteamientos en los que éste se separa también en dos componentes: uno correspondiente a la deformación elástica, y otro, a la deformación plástica (ecuación 1.7). En algunos casos, dicha separación se lleva a cabo en el tensor de velocidades de deformación (ecuación 1.8).

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p \quad (1.7)$$

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_e + \dot{\varepsilon}_p \quad (1.8)$$

Los materiales poliméricos se caracterizan por presentar un comportamiento complejo frente a impacto. El inicio y crecimiento de una grieta viene precedida por la aparición de mecanismos irreversibles de deformación en el material. Dos de los mecanismos de deformación irreversibles más importantes son la cedencia por cizalladura y el *crazing*. Los procesos de deformación por cizalladura no ocasionan variaciones de volumen en el seno del material, ya que no se produce una separación de las macromoléculas, únicamente una variación de la forma. En cambio, el *crazing* implica un aumento volumétrico; se trata de un defecto superficial, similar a una fisura, pero entre un 40 % y un 75 % del volumen de una *craze* son en realidad cavidades [Jiménez, 2002] (figura 1.15). El material presente en la *craze* se encuentra en forma de micro-fibrilas, que unen las dos caras de la misma y que son capaces de transmitir carga. La iniciación del *crazing* se produce en presencia de una componente dilatacional de las tensiones, y se ve favorecido en presencia de estados de tensión triaxiales [Aurrekoetxea, 2003].

Tanto la cedencia por cizalladura, como el *crazing*, pueden darse de forma simultánea, aunque el dominio de uno u otro depende de las características de la estructura molecular del material, geometría, temperatura y velocidad de deformación [Sugimoto et al., 1995; Ishikawa et al., 1996; Dijkstra et al., 2002]. Por ejemplo, para una determinada temperatura, existe un valor de velocidad de deformación a

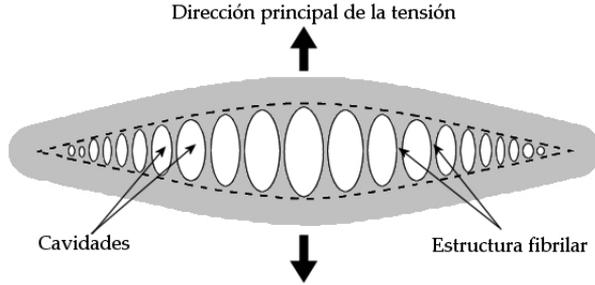


Figura 1.15: Representación esquemática de una *craze*.

partir de la cual el *crazing* predomina frente a la cedencia por cizalladura, para el PP [Gensler et al., 2000; Jang et al., 1985]. Del mismo modo, a una determinada velocidad de deformación, existe una temperatura por debajo de la cual predomina el *crazing* frente a la cedencia por cizalladura que ocurre por encima de ella. Esto implica que, dependiendo de las condiciones en las que se produzca el impacto, los mecanismos de deformación que gobiernan la respuesta del material pueden ser distintas, y por lo tanto, la respuesta del material también puede variar.

Este comportamiento complejo implica que los modelos de material desarrollados para describir el comportamiento mecánico de materiales regidos por otros mecanismos de deformación como los metales, puedan no resultar adecuados para materiales poliméricos [Dean y Wright, 2003; Lawrence et al., 1999; Schang et al., 1996].

Existen diversos planteamientos a la hora de definir un modelo de material adecuado que represente el comportamiento frente a impactos de baja velocidad de los materiales poliméricos; sin embargo, dos de ellos son predominantes: modelos de extrapolación y modelos obtenidos en condiciones de impacto.

### Modelos de extrapolación

Los modelos de extrapolación son aquellos que se construyen a partir del comportamiento que presenta el material a velocidades de deformación bajas y medias. Se obtiene una función que representa una curva maestra tensión-deformación, correspondiente a una determinada velocidad de deformación; además, se define también una función que representa la variación de dicha curva maestra, a medida que aumenta la velocidad de deformación, obteniéndose una relación  $\sigma = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon})$ . A menudo, y dependiendo de la complejidad del modelo, se incluyen términos para tener en cuenta el efecto de otros parámetros como la temperatura, o el diferente comportamiento a tracción y a compresión de algunos polímeros [Boyce et al., 1994]. La puesta a punto de estos modelos consiste en realizar ensayos, normalmente uniaxiales, a diferentes velocidades de deformación; las constantes de los modelos se determinan mediante el ajuste de las curvas correspondientes al modelo con las curvas experimentales. Cuanto mayor sea el rango de velocidades de deformación abarcado en la puesta a punto del modelo, mayor será su precisión a la hora de reproducir el comportamiento del material; es por esto por lo que, normalmente, la puesta a punto de estos modelos incluye la realización de ensayos convencionales

de tracción en condiciones cuasi-estáticas, y en condiciones dinámicas mediante equipos servo-hidráulicos.

A este tipo de modelo pertenecen el modelo propuesto por Dean y Read [Dean y Read, 2001] y el modelo DSGZ propuesto por Duan y colaboradores [Duan et al., 2002b].

**a) Modelo de Dean y Read [Dean y Read, 2001]:** en el modelo uniaxial propuesto por Dean y Read, la relación tensión-deformación para una velocidad de deformación determinada, viene dada por la ecuación 1.9:

$$\sigma = \left[ \sigma_0 + (\sigma_f - \sigma_0) \left( 1 - e^{-\left(\frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_{ps}}\right)^\beta} \right) \right] (1 - q \varepsilon_p) \quad (1.9)$$

El parámetro  $\sigma_0$  es el límite elástico inicial, correspondiente a deformación plástica nula;  $\sigma_f$  es la tensión de fluencia correspondiente a la tensión constante del *plateau* de la curva tensión-deformación plástica del material;  $\varepsilon_{ps}$  es un parámetro que representa el valor medio de deformación en el rango de variación de tensión de  $\sigma_0$  a  $\sigma_f$ ;  $\beta$  influencia la anchura del citado rango;  $\varepsilon_p$  es la deformación plástica, calculada según la ecuación 1.10, siendo  $\varepsilon$  la deformación total; y el término que contiene el parámetro  $q$  representa la ligera disminución de pendiente de la curva tensión-deformación plástica que ocurre una vez superado el máximo de la curva tensión-deformación plástica.

$$\varepsilon_p = \varepsilon - \frac{\sigma}{E} \quad (1.10)$$

Los autores de este modelo consideran que, para su material de estudio (un copolímero propileno-etileno), los parámetros  $\beta$  y  $q$  son independientes de la velocidad de deformación.

La dependencia de este modelo en la velocidad de deformación se define, por tanto, en los términos  $\sigma_0$ ,  $\sigma_f$  y  $\varepsilon_{ps}$ . En los tres casos, esta dependencia se describe mediante la forma más simple de la ecuación de Eyring [Eyring, 1936] (ecuaciones 1.11, 1.12 y 1.13).

$$\sigma_0 = \sigma_{00} + c \log \dot{\varepsilon}_p \quad (1.11)$$

$$\sigma_f = \sigma_{f0} + b \log \dot{\varepsilon}_p \quad (1.12)$$

$$\varepsilon_{ps} = \varepsilon_{s0} - d \log \dot{\varepsilon}_p \quad (1.13)$$

Los parámetros  $\sigma_{00}$ ,  $\sigma_{f0}$ ,  $\varepsilon_{s0}$ ,  $c$ ,  $b$  y  $d$  son constantes obtenidas a partir del ajuste de las ecuaciones anteriores, con los resultados de ensayos experimentales.

En cuanto a la puesta a punto del modelo, los autores proponen la realización de ensayos de tracción en un rango de velocidades de deformación comprendido entre 0,00035 y 91 s<sup>-1</sup>.

Para las velocidades de deformación más lentas (0,0003 - 0,03 s<sup>-1</sup>), llevan a cabo ensayos convencionales de tracción con velocidades de desplazamiento entre mordazas de 1, 10 y 100 mm/min. La medición de las deformaciones, tanto longitudinales como transversales, se lleva a cabo mediante el empleo de extensómetros de contacto.

Para velocidades de deformación mayores (0,2 - 30 s<sup>-1</sup>), se emplean probetas escaladas a la mitad del tamaño de las empleadas para bajas velocidades, junto

con una máquina servo-hidráulica que proporciona velocidades de desplazamiento entre mordazas comprendidas entre 10 y 1000 mm/s. En el rango comprendido entre 10 y 100 mm/s, se mide la deformación longitudinal mediante extensómetros de contacto. Para mayores velocidades dentro de este rango, la deformación longitudinal se obtiene a partir del desplazamiento del cabezal de la máquina.

Los ensayos a las mayores velocidades de deformación se obtienen a partir de ensayos de impacto por caída de dardo, aunque los autores no especifican las características del ensayo (geometría de probeta e impactor, configuración del ensayo, masa y velocidad del impactor...), ni el procedimiento para la obtención de la curva tensión-deformación experimental correspondiente.

**b) Modelo DSGZ de Duan y colaboradores [Duan et al., 2002b]:** el modelo propuesto por Duan y colaboradores es también un modelo uniaxial, que se basa en otros cuatro modelos desarrollados con anterioridad: el modelo Johnson-Cook, el modelo G'Sell-Jonas, el modelo Matsuoka y el modelo Brooks.

El modelo Johnson-Cook [Johnson y Cook, 1983] fue desarrollado para describir la plasticidad de metales, y viene dado por la ecuación 1.14:

$$\sigma = (C_1 + C_2 \varepsilon^N) (1 + C_3 \ln \dot{\varepsilon}) (1 - \hat{\theta}^M) \quad (1.14)$$

donde  $\sigma$  es el límite elástico equivalente,  $\varepsilon$  es la deformación plástica equivalente,  $\dot{\varepsilon}$  es la velocidad de deformación plástica equivalente,  $\hat{\theta}$  es la temperatura homóloga (relación entre la temperatura ambiente y la de fusión), y  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$ ,  $N$  y  $M$  son coeficientes del material.

El modelo G'Sell-Jonas [G'Sell y Jonas, 1979] se emplea para la descripción del comportamiento mecánico de polímeros semi-cristalinos [Lauro y Oudin, 2003]. Se trata de un modelo que incluye el comportamiento visco-elástico y el visco-plástico en una misma ecuación (ecuación 1.15):

$$\sigma = \tilde{K} \varepsilon^h \varepsilon^2 (1 - e^{-W \varepsilon}) (\dot{\varepsilon})^{\tilde{m}} e^{\frac{a}{T}} \quad (1.15)$$

donde  $\sigma$  es el límite elástico equivalente,  $\varepsilon$  es la deformación equivalente,  $\dot{\varepsilon}$  es la velocidad de deformación equivalente,  $T$  es la temperatura absoluta, y  $\tilde{K}$ ,  $a$ ,  $W$ ,  $h$  y  $\tilde{m}$  son coeficientes del material.

El modelo Matsuoka [Brostow y Corneliussen, 1986] se emplea para predecir el comportamiento mecánico de polímeros amorfos, y viene dado por la siguiente expresión matemática (ecuación 1.16):

$$\sigma = E_0 e^{-C \varepsilon} \varepsilon e^{-\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon t_{rel}}\right)^\beta} \quad (1.16)$$

donde  $\sigma$  es el límite elástico equivalente,  $\varepsilon$  es la deformación equivalente,  $\dot{\varepsilon}$  es la velocidad de deformación equivalente,  $t_{rel}$  es el tiempo de relajación efectivo asociado a la temperatura, y  $E_0$ ,  $C$  y  $\beta$  son coeficientes del material.

El modelo Brooks [Brooks, 1997] viene determinado por la siguiente expresión matemática (ecuación 1.17):

$$\sigma = \tilde{K} \lambda_{zz}^{\tilde{m}} (\lambda_0 \lambda_{zz}^q + [1 - \lambda_0 \lambda_{zz}^q] e^{-\alpha \varepsilon}) (1 - e^{-\beta \varepsilon}) \quad (1.17)$$

donde,

$$\lambda_{zz} = \dot{\varepsilon} e^{\frac{Q}{BT}} \quad (1.18)$$

y  $\sigma$  es el límite elástico equivalente,  $\varepsilon$  es la deformación plástica equivalente,  $\dot{\varepsilon}$  es la velocidad de deformación equivalente,  $T$  es la temperatura absoluta, y  $\tilde{K}$ ,  $\tilde{m}$ ,  $\lambda_0$ ,  $q$ ,  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $Q$  y  $B$  son coeficientes del material.

A partir de estos cuatro modelos, y tomando diferentes ideas de cada uno de ellos, Duan y colaboradores proponen el modelo DSGZ. La estructura básica del modelo es similar a la del modelo de Brooks, aunque algunos de sus términos son sustituidos por otros, provenientes de los restantes tres modelos. La expresión matemática del modelo DSGZ viene dada por la ecuación 1.19:

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = \tilde{K} \left( f(\varepsilon) + \left[ \frac{\varepsilon e^{\left(1 - \frac{\varepsilon}{C_3 h(\dot{\varepsilon}, T)}\right)}}{C_3 h(\dot{\varepsilon}, T)} - f(\varepsilon) \right] e^{[\ln(g(\dot{\varepsilon}, T)) - C_4] \varepsilon} \right) h(\dot{\varepsilon}, T) \quad (1.19)$$

donde,

$$f(\varepsilon) = (e^{-C_1 \varepsilon} + \varepsilon^{C_2}) (1 - e^{-\alpha \varepsilon}) \quad (1.20)$$

$$h(\dot{\varepsilon}, T) = (\dot{\varepsilon})^{\tilde{m}} e^{\frac{a}{T}} \quad (1.21)$$

y  $g(\dot{\varepsilon}, T)$  se define como la forma adimensional de  $h(\dot{\varepsilon}, T)$ . Los parámetros  $\tilde{K}$ ,  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$ ,  $C_4$ ,  $a$ ,  $\tilde{m}$  y  $\alpha$  son los ocho parámetros de este modelo de material. La calibración de estos parámetros se lleva a cabo mediante el ajuste del modelo a, al menos, tres curvas tensión-deformación correspondientes a ensayos de compresión realizados a distintas temperaturas y velocidades de deformación. El procedimiento de calibración de los parámetros del modelo se describe en detalle en [Duan et al., 2002b].

El modelo DSGZ, diseñado para polímeros sometidos a cargas monoaxiales de compresión, es generalizado por los mismos autores [Duan et al., 2002a], para que tenga validez en cualquier otro caso de carga. Así, el modelo DSGZ generalizado permite diferenciar entre sollicitaciones de tracción y de compresión, y también tiene en cuenta el acoplamiento termo-mecánico durante la deformación plástica. Verifican la validez del modelo mediante la simulación mediante el MEF de ensayos de caída de dardo en la configuración de flexión de discos, para varios polímeros amorfos y uno semicristalino [Duan et al., 2003]. Obtienen buenas correlaciones numérico-experimentales de las curvas carga-desplazamiento, hasta los valores máximos de las mismas. Singh y colaboradores [Singh et al., 2006] aplican el modelo DSGZ generalizado en simulaciones mediante MEF, para optimizar el diseño frente a impacto de carcasas fabricadas en materiales poliméricos.

## Modelos obtenidos en condiciones de impacto

La principal diferencia entre los modelos de extrapolación y los obtenidos directamente en condiciones de impacto es que en los segundos, no se requiere de una puesta a punto realizada a bajas velocidades de deformación; el modelo se ajusta a curvas experimentales resultantes de ensayos en condiciones de impacto, y de esa manera, se asegura su validez en las condiciones en las que se realizan los ensayos experimentales. Normalmente, los modelos empleados en estos casos son modelos reológicos. Estos modelos se construyen mediante la asociación de elementos reológicos como muelles o amortiguadores. En función del tipo de asociación (en serie o en paralelo) de los distintos elementos o grupos de elementos reológicos, se obtiene una expresión matemática diferente, que se ajusta a la curva experimental correspondiente para obtener los parámetros del modelo.

a) **Elemento muelle:** el elemento muelle, de constante  $K$ , se utiliza para describir el comportamiento elástico-lineal de sólidos (figura 1.16).

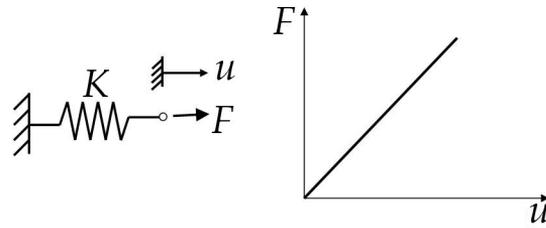


Figura 1.16: Representación esquemática del elemento muelle, y relación fuerza-desplazamiento del mismo.

La expresión matemática correspondiente viene dada por la ecuación 1.22 que relaciona la fuerza  $F$  con el desplazamiento  $u$ , mediante la rigidez  $K$ .

$$F = K u \quad (1.22)$$

b) **Elemento amortiguador:** el elemento amortiguador, de constante  $C$ , relaciona la fuerza  $F$  con la velocidad  $v$  de forma lineal (figura 1.17), y se emplea para describir el comportamiento viscoso de sólidos.

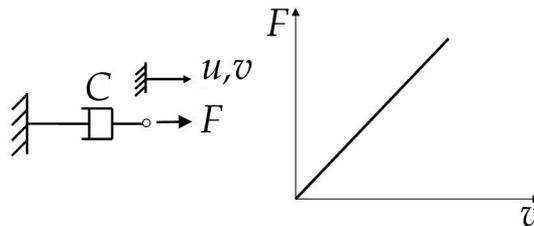


Figura 1.17: Representación esquemática del elemento amortiguador, y relación fuerza-velocidad del mismo.

La expresión matemática correspondiente a este modelo, viene dada por la ecuación 1.23, que relaciona la fuerza  $F$  con la velocidad  $\dot{u}$  de forma lineal, mediante la constante  $C$ .

$$F = C \dot{u} \quad (1.23)$$

c) **Elemento patín:** el elemento patín representa un valor límite de fuerza,  $F = F_0$ , a partir del cual el material empieza a deformarse de manera irreversible. Este elemento, por sí mismo, describe el comportamiento plástico perfecto de un sólido (figura 1.18).

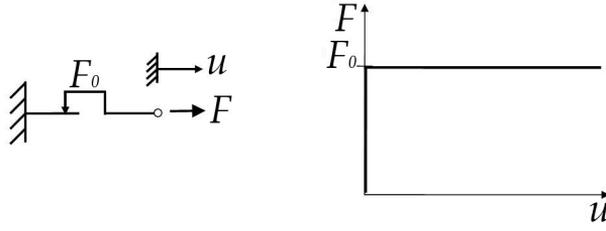


Figura 1.18: Representación esquemática del elemento patín, y relación fuerza-desplazamiento del mismo.

Además de estos elementos reológicos simples, existen otros menos comunes como pueden ser los elementos tope, que definen un valor límite de deformación, o los muelles y amortiguadores no lineales [Lemaitre y Chaboche, 2004; Dowling, 2007].

Hay que destacar que, normalmente, estos modelos incluyen el comportamiento del material, así como la geometría de ensayo, en su definición. Por ello, si el objetivo consiste en emplear estos modelos para obtener las ecuaciones constitutivas de un material en condiciones de impacto, es necesario separar analíticamente la parte del modelo correspondiente a la geometría del ensayo. Así, suponiendo que los elementos reológicos simples mostrados anteriormente se aplican a un ensayo en la configuración de tracción, sobre una probeta de sección  $A_0$  y longitud  $l_0$ , las relaciones entre la fuerza y el desplazamiento del elemento muelle pueden transformarse en una relación entre la tensión y la deformación de forma inmediata (ecuación 1.24).

$$\left. \begin{aligned} F &= K u \\ \sigma &= \frac{F}{A_0} \\ \varepsilon &= \frac{u}{l_0} \end{aligned} \right\} \sigma A_0 = K \varepsilon l_0 \Rightarrow \sigma = \frac{K l_0}{A_0} \varepsilon \Rightarrow \sigma = E \varepsilon \quad (1.24)$$

Siguiendo el mismo razonamiento, para el elemento amortiguador se tiene que:

$$\left. \begin{aligned} F &= C \dot{u} \\ \sigma &= \frac{F}{A_0} \\ \dot{\varepsilon} &= \frac{d}{dt} \left( \frac{u}{l_0} \right) = \frac{du}{dt} \frac{1}{l_0} = \frac{\dot{u}}{l_0} \end{aligned} \right\} \sigma A_0 = C \dot{\varepsilon} l_0 \Rightarrow \sigma = \frac{C l_0}{A_0} \dot{\varepsilon} \Rightarrow \sigma = \eta \dot{\varepsilon} \quad (1.25)$$

Si en lugar de aplicar los modelos reológicos a una configuración de tracción, se aplican a otras configuraciones como flexión tres puntos o flexión de placas, se puede seguir un razonamiento similar que permita obtener las relaciones tensión-deformación del material a partir de las relaciones fuerza-desplazamiento de los modelos reológicos.

La asociación entre los diferentes elementos reológicos, o grupos de elementos reológicos, puede realizarse de dos formas: en serie o en paralelo. A la hora de de-

terminar las ecuaciones correspondientes a los modelos, las condiciones de contorno que hay que aplicar en cada caso son las siguientes:

- asociación en serie: Las fuerzas en ambas ramas del modelo son iguales, mientras que el desplazamiento total viene dado por la suma de los desplazamientos de cada rama (figura 1.19 (a)).
- asociación en paralelo: Los desplazamientos de ambas ramas del modelo son iguales, mientras que la suma de las fuerzas de cada rama es igual a la fuerza total aplicada (figura 1.19 (b)).

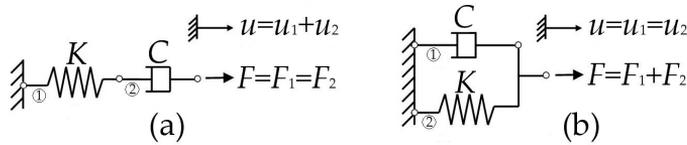


Figura 1.19: Asociación de un muelle y un amortiguador (a) en serie y (b) en paralelo, y condiciones de contorno en cada caso.

Siguiendo estas pautas, se pueden obtener las relaciones  $F = f(u)$  y  $F = f(\dot{u})$  de un modelo cualquiera, formado por la asociación en serie y/o paralelo de diferentes elementos y grupos de elementos reológicos con una o varias masas, y, en función del tipo de geometría de ensayo que se disponga, obtener las relaciones  $\sigma = f(\varepsilon)$  y  $\sigma = f(\dot{\varepsilon})$  correspondientes al material.

En la bibliografía pueden encontrarse diversos modelos de material basados en modelos reológicos para describir el comportamiento mecánico de componentes fabricados en materiales poliméricos, algunos de los cuales son específicos para condiciones de impacto [Bramuzzo, 1985; Pettarin et al., 2004; Egan, 1997; Ruan y Yu, 2005; Lorriot et al., 1998; Fancey, 2005; Reed et al., 2000; Wu y Yu, 2001; Fasce et al., 1999].

El modelo propuesto por Sánchez-Soto y colaboradores, del *Centre Català del Plàstic* [Sánchez-Soto et al., 2003] es de especial interés; se trata de un modelo reológico no conservativo, empleado para describir la respuesta de una probeta circular de material compuesto sometida a un ensayo de impacto-flexión por caída de dardo. El modelo tiene en cuenta la respuesta global de la probeta en flexión, y la respuesta local del material en forma de indentación, de forma simultánea, y surge como resultado del análisis de cada uno de estos fenómenos por separado, mediante modelos reológicos [Martínez et al., 2001; Sánchez-Soto et al., 2004; Jiménez, 2002]. El modelo está formado por una masa  $m$  asociada en serie con dos bloques, cada uno de ellos compuesto por un muelle y un amortiguador, asociados también en serie (figura 1.20).

El primer bloque representa la respuesta global o flexión de la probeta, y está formado por un muelle lineal de constante  $K_f$ , y un amortiguador lineal de constante  $C_f$ . Las ecuaciones correspondientes a este bloque son:

$$F_{K_f} = K_f u_{K_f} \quad (1.26)$$

$$F_{C_f} = C_f \dot{u}_{C_f} \quad (1.27)$$

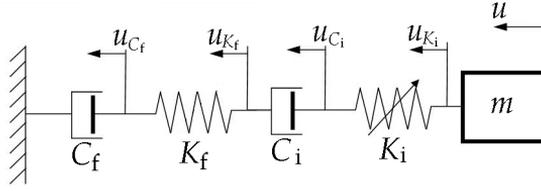


Figura 1.20: Modelo reológico no-conservativo para describir la respuesta global y local de un material sometido a un impacto de forma simultánea.

El segundo bloque representa la respuesta local o indentación de la probeta, y está formado por un muelle no lineal de constante  $K_i$  y un amortiguador lineal de constante  $C_i$ . La parte correspondiente a la rigidez está regida por la teoría de contacto de Hertz, correspondiente al contacto entre una esfera elástica isótropa de radio  $R$  con un semiespacio plano (ecuaciones 1.29 y 1.28), donde  $E_{\text{imp}}$  y  $\nu_{\text{imp}}$  son el módulo de elasticidad y el coeficiente de Poisson del impactor, y  $E_{\text{prob}}$  y  $\nu_{\text{prob}}$  los de la probeta; las pérdidas visco-elásticas se describen mediante el amortiguador lineal de constante  $C_i$  (ecuación 1.30).

$$K_i = \frac{4\sqrt{R}}{3} \left( \frac{1 - \nu_{\text{imp}}^2}{E_{\text{imp}}} + \frac{1 - \nu_{\text{prob}}^2}{E_{\text{prob}}} \right) \quad (1.28)$$

$$F = K_i u_{K_i}^{3/2} \quad (1.29)$$

$$F_{C_i} = C_i \dot{u}_{C_i} \quad (1.30)$$

### 1.3. Análisis crítico del estado del arte

En la revisión bibliográfica llevada a cabo, se constata el interés de numerosos autores en conocer el comportamiento de materiales poliméricos sometidos a impactos de baja velocidad; el objetivo de muchos de ellos consiste en llegar a simular este tipo de impactos mediante el MEF, para facilitar el proceso de diseño de componentes susceptibles a soportarlos. Sin embargo, este tipo de impactos llevan asociadas algunas dificultades, tanto experimentales como numéricas, que impiden el establecimiento de un protocolo de simulación.

Las mayores dificultades experimentales se encuentran en el rango superior de los impactos de baja velocidad, correspondiente a casos de gran interés, como los choques entre vehículos en automoción [Boyce y Crenshaw, 2005]. Algunos aspectos que en muchas ocasiones no se tienen en cuenta, y que, sin embargo, resultan cruciales a la hora de caracterizar el material en este rango de comportamiento, son los siguientes:

- durante los ensayos, las tensiones, deformaciones y velocidades de deformación inducidas en las cercanías de la zona de contacto son superiores a las producidas en el resto de la pieza. Esto hace que la respuesta de la pieza ensayada sea una combinación de la respuesta estructural global y la respuesta

local del material [Sánchez-Soto et al., 2004; Jiménez, 2002]; esto complica la extracción de propiedades de los materiales a partir de estos ensayos.

- también relacionado con el punto anterior, en ensayos multiaxiales, los campos de tensiones, deformaciones y velocidades de deformación generados en el material, son heterogéneos; por ejemplo, en una misma sección, dichos campos varían con el espesor; esto también complica la extracción de propiedades de los materiales a partir de este tipo de ensayos.
- generalmente, los ensayos no se producen a velocidad de deformación constante, sino que existe una aceleración/desaceleración del material durante el ensayo [Zoller, 1983], que habría que considerar a la hora de caracterizar el material.
- pueden producirse pérdidas visco-elástico-plásticas, incluso a niveles de energía de impacto muy bajos [Jiménez, 2002; Lee y Prakash, 1999], que hay que tener en cuenta para caracterizar el material en esas condiciones.
- pueden producirse fenómenos dinámicos no deseados cuando la frecuencia de excitación debida al impacto es cercana a alguna frecuencia propia del sistema de ensayo.

En cuanto a las dificultades numéricas, las más importantes están relacionadas con el establecimiento y puesta a punto de modelos de material empleados para describir el comportamiento de materiales poliméricos sometidos a impactos de baja velocidad [Zukas, 1993]. A este respecto, se distinguen dos planteamientos: los modelos de extrapolación y los modelos reológicos, cuya puesta a punto se realiza directamente a partir de ensayos de impacto. Los inconvenientes de cada uno de estos planteamientos son los siguientes:

- los modelos de extrapolación presentan el inconveniente de que su puesta a punto ha de realizarse en un amplio rango de velocidades de deformación [Dean y Read, 2001; Duan et al., 2002b]; por lo tanto, se deben superar las dificultades experimentales previamente citadas. Con objeto de evitar estas dificultades experimentales, la puesta a punto de estos modelos puede hacerse a menores velocidades de deformación; sin embargo, hay que tener en cuenta que los micro-mecanismos de deformación y fractura del material pueden cambiar a mayores velocidades de deformación [Gensler et al., 2000], pudiendo resultar en una extrapolación inadecuada por parte del modelo.
- los modelos reológicos se ponen a punto a partir de ensayos de impacto, por lo que también deben tenerse en cuenta las dificultades experimentales citadas anteriormente. Además, puesto que estos modelos representan la respuesta de una pieza (tanto la correspondiente al material, como a la de su geometría), es necesario eliminar la parte de la respuesta correspondiente a la geometría para poder obtener un modelo que describa únicamente el comportamiento del material [Martínez et al., 2001].

Con respecto a otros aspectos relativos a la simulación mediante el MEF, como el método de integración temporal o del tipo de elemento a emplear, en el rango de impactos de baja velocidad, principalmente predominan los trabajos en los que se emplean métodos explícitos, con elementos Lagrangianos o combinados Lagrangianos/Eulerianos [Gilchrist y Mills, 1994; Altenhof et al., 2002; Singh et al., 2006].

## 1.4. Objetivos

El objetivo principal de este trabajo consiste en analizar el comportamiento de materiales poliméricos sometidos a impactos de baja velocidad, con vistas a superar algunas de las dificultades, tanto experimentales como numéricas, que surgen a la hora de emplear el MEF para predecir dicho comportamiento.

Desde un punto de vista experimental, el objetivo de este trabajo es el de establecer un método de caracterización de materiales poliméricos en condiciones de impacto de baja velocidad, que permita obtener información válida para la puesta a punto de modelos de material empleados en la simulación mediante el MEF. Los objetivos operativos asociados a la parte experimental son los siguientes:

- puesta a punto y realización de ensayos convencionales de tracción, de impacto-tracción instrumentado y de impacto-indentación instrumentado.
- desarrollo de un método de caracterización que permita la obtención de curvas tensión-deformación a velocidades de deformación constantes, en condiciones de impactos de baja velocidad.
- caracterización de la indentación o respuesta local del material, mediante el empleo de un modelo reológico.

Desde el punto de vista numérico, el objetivo de este trabajo consiste en simular el comportamiento de materiales poliméricos sometidos a ensayos de impacto de baja velocidad mediante el MEF, empleando modelos de material sencillos, con vistas a validar el procedimiento de caracterización propuesto. Los objetivos operativos relativos a la parte numérica son:

- simulación de los ensayos de impacto-tracción e impacto-indentación instrumentados mediante el MEF, empleando modelos de material sencillos, con las propiedades obtenidas a partir del método de caracterización propuesto.
- optimización de distintos parámetros numéricos (modelización geométrica, tipos de elemento, condiciones de contacto, etc.).
- correlación numérico-experimental de las curvas fuerza-tiempo y desplazamiento-tiempo de los ensayos de impacto-tracción e impacto-indentación instrumentados.)

## 1.5. Organización de la memoria de la tesis

La memoria de la tesis está dividida en cinco capítulos:

- en el presente capítulo (Capítulo 1, *Introducción*) se realiza el *Enmarque de la tesis* (apartado 1.1), en el que se justifica la elección del tema de análisis de esta tesis. En el apartado 1.2, *Impacto en materiales poliméricos. Estado del arte*, se lleva a cabo la revisión bibliográfica sobre el tema de estudio, tanto desde un punto de vista experimental, como numérico. En el apartado 1.3, *Análisis crítico del estado del arte*, se destacan las principales dificultades y carencias detectadas en el análisis del estado del arte, a la hora de abordar el tema de interés de la tesis. Como resultado del apartado anterior, en el apartado 1.4, *Objetivos*, se establecen los objetivos de este trabajo.

- en el Capítulo 2, *Materiales y técnicas experimentales*, se describe el *Material empleado en los ensayos experimentales* (apartado 2.1), así como la geometría de las probetas, el equipo y el plan de ensayos de los *Ensayos convencionales de tracción* (apartado 2.2), de los *Ensayos de impacto-tracción instrumentado* (apartado 2.3) y los ensayos de impacto-indentación (apartado 2.4, *Ensayos de impacto instrumentado por caída de dardo: impacto-indentación*).
- en el Capítulo 3, *Modelos numéricos*, se describen las características (geometría, tipo de elementos, contactos, etc.) de los diferentes modelos construidos para la simulación de los ensayos de impacto-tracción (apartado 3.1, *Modelización mediante el MEF de los ensayos de impacto-tracción*) y de los ensayos de impacto-indentación (apartado 3.2, *Modelización mediante el MEF de los ensayos de impacto-indentación*).
- en el Capítulo 4, *Resultados y discusión*, se muestran los *Resultados de los ensayos experimentales* (apartado 4.1), tanto de los ensayos convencionales de tracción, como de impacto-tracción e impacto-indentación. En el apartado 4.2, *Caracterización a impacto-tracción del PP*, se describe el método de caracterización propuesto para la obtención de las curvas tensión-deformación del material en condiciones de impacto de baja velocidad, y se aplica al PP. En el apartado 4.3, *Caracterización a impacto-indentación del PP: aplicación de un modelo reológico*, se obtienen las características del PP sometido a impacto-indentación, mediante la aplicación de un modelo reológico basado en la teoría de Hertz. En el apartado 4.4, se muestran las *Conclusiones sobre el método de caracterización propuesto*. En el apartado siguiente (apartado 4.5, *Simulación mediante el MEF de los ensayos de impacto-tracción*), se muestran los resultados de las simulaciones de impacto-tracción empleando los diferentes modelos, así como la correlación numérico-experimental de los resultados característicos de los ensayos; en el apartado 4.6, *Simulación mediante el MEF de los ensayos de impacto-indentación*, se repite el contenido, pero en esta ocasión aplicado a los ensayos de impacto-indentación.
- por último, en el Capítulo 5, *Conclusiones generales*, se enumeran las conclusiones generales a las que se ha llegado tras el desarrollo de este trabajo (apartado 5.1, *Conclusiones*), así como las aportaciones del mismo (apartado 5.2, *Aportaciones*), y se enuncian las líneas futuras (apartado 5.3, *Líneas futuras*).



---

CAPÍTULO 2

MATERIALES Y TÉCNICAS  
EXPERIMENTALES

---



# Materiales y técnicas experimentales

---

En este capítulo se describe el trabajo experimental llevado a cabo en esta investigación. En primer lugar se define el material empleado, que ha sido el mismo en los distintos ensayos realizados. Después, para cada uno de los ensayos, se describen la geometría y el proceso de fabricación de las probetas, el propio ensayo experimental y el tipo de resultados que se obtienen en cada caso. Por último, se muestra el plan de ensayos llevado a cabo en cada caso.

## 2.1. Material empleado en los ensayos experimentales

En este trabajo se ha empleado un polipropileno isotáctico homopolímero de grado inyección (SM6100K, Montell) con un MFI de 11 g/10 min. Se han realizado 3 tipos de ensayos: 1) ensayos convencionales de tracción, 2) ensayos de impacto-tracción instrumentado, y 3) ensayos de impacto instrumentado por caída de dardo en la configuración de impacto-indentación.

## 2.2. Ensayos convencionales de tracción

### 2.2.1. Descripción de la geometría y proceso de fabricación de las probetas de tracción

Para realizar los ensayos de tracción, se han utilizado probetas de tipo halterio ASTM D-638-97, tipo I. La geometría y dimensiones de la probeta de tracción se muestran en la figura 2.1.

Las probetas se han inyectado en una máquina Battenfeld BA 600CDC, con los siguientes parámetros de inyección:

- temperatura del fundido: 200 °C.
- tiempo de enfriamiento: 20 s.
- presión de inyección: 594 bar.
- tiempo de inyección: 0,43 s.

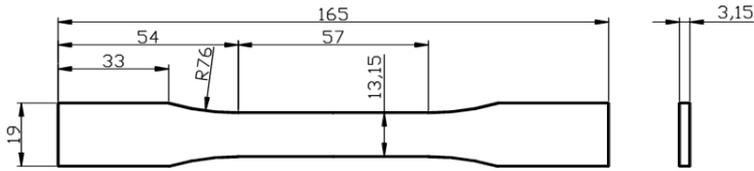


Figura 2.1: Geometría y dimensiones (en mm) de la probeta de tracción (ASTM D-638-97, tipo I).

- velocidad de giro del husillo: 200 rpm.

Tras eliminar el bebedero mediante un *cutter*, las probetas se han introducido en una estufa a 130 °C durante 2 h 30 min para eliminar tensiones internas. Durante el recocido, las probetas han estado situadas entre dos paneles de vidrio con una masa en la parte superior, suficiente para evitar posibles deformaciones asociadas a la relajación de tensiones (figura 2.2).

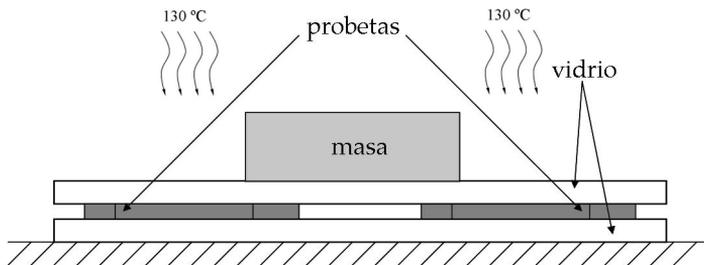


Figura 2.2: Disposición de las probetas de tracción de PP en la estufa durante el recocido.

### 2.2.2. Descripción del equipo de ensayos convencionales de tracción y tipo de resultados obtenidos

Los ensayos de tracción se han llevado a cabo a temperatura ambiente (20-25 °C) en una máquina universal de ensayos Instron 4206 equipada con una célula de carga de 5 kN y a distintas velocidades de desplazamiento de mordazas. La fuerza registrada en la célula de carga se divide por el área de la sección de la zona calibrada de las probetas,  $A_0$ , para obtener los valores de tensión  $\sigma$ . El desplazamiento  $u$ , determinado por la máquina a partir de los giros de los servomotores y del paso de los husillos, se divide por la longitud inicial de la zona calibrada de las probetas,  $l_0$ . A partir de las curvas tensión-deformación obtenidas, se han calculado los siguientes parámetros:

- módulo de elasticidad ( $E$ ), obtenido a partir de la pendiente inicial de la curva tensión-deformación.



Tabla 2.1: Plan de ensayos convencionales de tracción. Para cada ensayo se muestra el identificador del mismo (Id.), velocidad de desplazamiento de las mordazas ( $\dot{u}$ ) y si se ha utilizado o no extensómetro (Ext.)

nº	Id.	$\dot{u}$ (mm/min)	Ext.
1	T 5 (1)	5	NO
2	T 5 (2)		
3	T 5 (3)		
4	T 10 (1)	10	NO
5	T 10 (2)		
6	T 10 (3)		
7	T 50 (1)	50	NO
8	T 50 (2)		
9	T 50 (3)		
10	T 50 (1) E	50	SI
11	T 50 (2) E		
12	T 100 (1)	100	NO
13	T 100 (2)		
14	T 100 (3)		

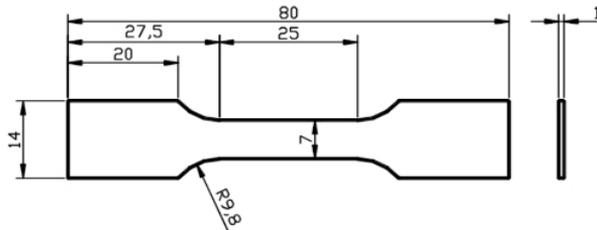


Figura 2.4: Geometría y dimensiones (en mm) de la probeta de impacto-tracción ISO 8256:1990 (tipo II).

Para la fabricación de las probetas se han seguido las fases que se indican a continuación:

1. inyección de placas: se han inyectado placas cuadradas de  $99 \times 99$  mm, con aristas redondeadas con un radio de 5 mm, y un espesor nominal de 1 mm (figura 2.5), en una inyectora Mateu & Solé, Meteor 440/90. Las condiciones de inyección han sido las mismas que las empleadas en las probetas de tracción.
2. Recocido de las placas inyectadas: tras eliminar el bebedero de las placas mediante un *cutter*, éstas se han introducido en una estufa a  $130$  °C durante

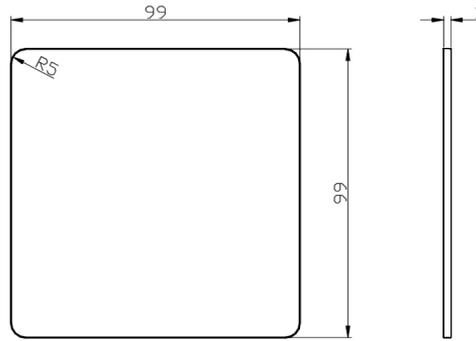


Figura 2.5: Placa inyectada para el mecanizado de probetas de impacto-tracción.

2 h 30 min para eliminar tensiones internas. Se han colocado paneles de vidrio entre las sucesivas capas de placas inyectadas (figura 2.6), de manera que debido al peso de los mismos se han evitado posibles deformaciones asociadas a la relajación de tensiones.

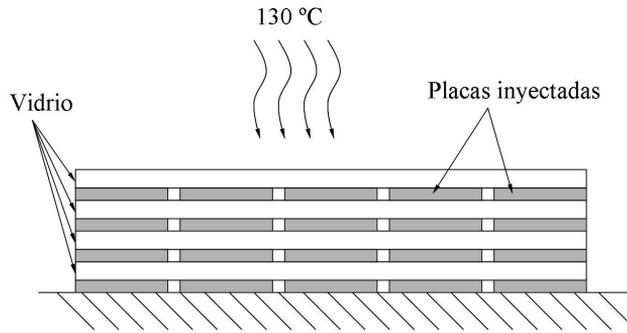


Figura 2.6: Disposición de las placas de PP en la estufa durante el recocido.

3. mecanizado de las probetas: de cada placa se han obtenido dos probetas mediante mecanizado con una mini-fresadora vertical Charlyrobot (figura 2.7). Las condiciones de mecanizado han sido las siguientes:

- velocidad de corte:  $8000 \text{ min}^{-1}$ .
- velocidad de avance:  $1 \text{ mm/s}$ .

Las probetas se han mecanizado en dos direcciones (figura 2.8): 1) de manera que las líneas de flujo del material generadas durante el llenado del molde

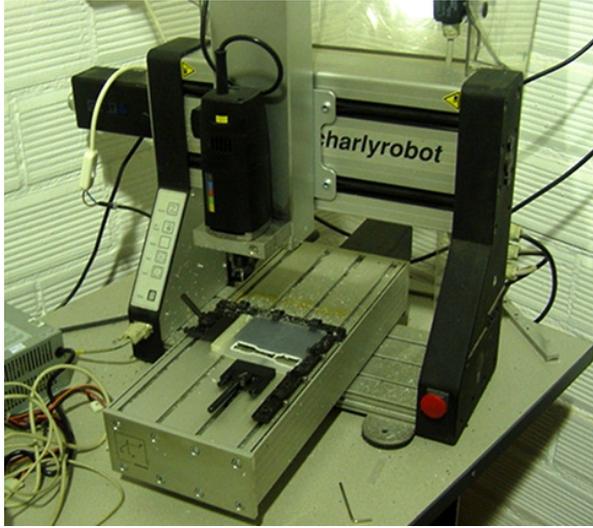


Figura 2.7: Mecanizado de las probetas de impacto-tracción.

sean paralelas a la dirección longitudinal de las probetas, con el fin de obtener las propiedades óptimas del material en dicha dirección; y 2) de manera que las líneas de flujo del material sean perpendiculares a la dirección longitudinal de las probetas, con el fin de obtener las propiedades más desfavorables en dicha dirección. Las rebabas generadas durante el proceso de mecanizado se han eliminado a mano mediante un *cutter*.

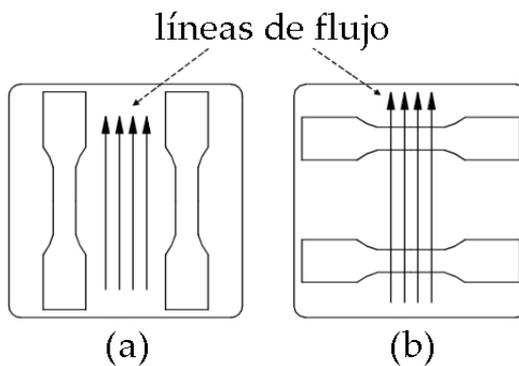


Figura 2.8: Mecanizado de las probetas (a) paralelas y (b) perpendiculares a las líneas de flujo de material.

### 2.3.2. Descripción del equipo de ensayos de impacto-tracción instrumentado y tipo de resultados obtenidos

Se han realizado ensayos de impacto-tracción instrumentado mediante un péndulo Ceast 6545/0000, y un utillaje de impacto-tracción Ceast 6547/900, con instrumentación M961 (figura 2.9) y a una temperatura ambiente de  $T = 25\text{ }^{\circ}\text{C}$ .



Figura 2.9: Máquina de ensayos de impacto pendular junto con el utillaje de impacto tracción instrumentado.

El funcionamiento del equipo de impacto-tracción es el siguiente: sobre uno de los extremos de la probeta, se aprisiona la mordaza móvil del utillaje (ref. 6545/096), de masa 60,93 g, mediante dos tornillos (figura 2.10). El otro extremo de la probeta va aprisionado en la mordaza fija del utillaje (figura 2.11). El péndulo se suelta desde una altura determinada de manera que cuando alcanza la posición vertical, el impactor golpea sobre la mordaza móvil del utillaje, generando una sollicitación impulsiva de tracción sobre la probeta. Una vez que el *trigger* se activa, el captador piezoeléctrico situado en la mordaza fija del utillaje registra la evolución de la fuerza en función de tiempo durante el impacto.

Para cada ensayo, se registra la fuerza durante un periodo de tiempo predefinido por el usuario, que se divide en 4000 puntos de medida. Por ello, es necesario realizar ensayos preliminares a diferentes velocidades de impacto y con tiempos de adquisición elevados, y a partir de los resultados obtenidos, escoger un tiempo de adquisición adecuado a cada ensayo, que sea ligeramente superior al tiempo de duración del impacto. De esta manera, se consigue aumentar la sensibilidad de las curvas  $F-t$ , que, en todo caso, va a depender de las condiciones de ensayo y del tiempo de adquisición escogido.

La energía de impacto depende tanto de la velocidad de impacto, como de la masa del impactor:



Figura 2.10: Probeta amarrada por uno de sus extremos a la mordaza móvil del utillaje de impacto-tracción.

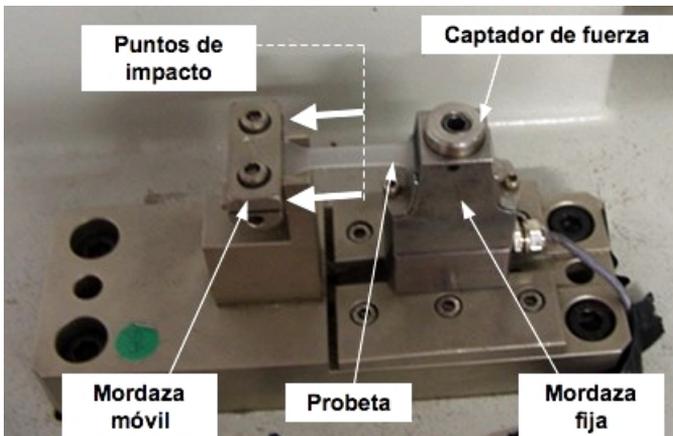


Figura 2.11: Probeta amarrada al utillaje de impacto-tracción en posición de ensayo.

- la velocidad de impacto depende de la altura de la que se deja caer el impactor, o lo que es lo mismo, del ángulo formado por el brazo del péndulo antes de dejarlo caer. El péndulo dispone de un utillaje (ref. 6545/922) que permite regular este ángulo (figura 2.12).
- se puede variar la masa del impactor, atornillando sobre él determinadas piezas de manera equilibrada. En este caso se ha dispuesto de 3 masas de impactor distintas para llevar a cabo los ensayos: 1,091 kg (ref. 6545/022), 2,182 kg (ref. 6545/23) y 3,545 kg (ref. 6545/06).

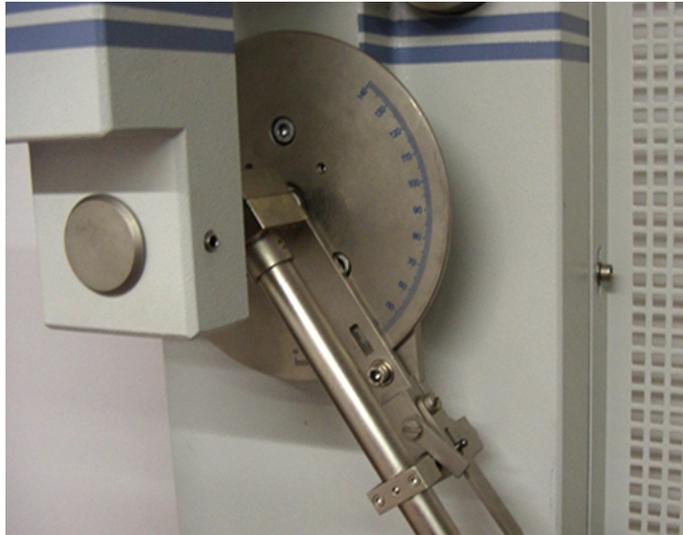


Figura 2.12: Utillaje para la regulación del ángulo de caída del impactor.

Como resultado de los ensayos de impacto-tracción instrumentado se obtienen curvas de fuerza en función del tiempo (figura 2.13). Los valores característicos de estas curvas son: la fuerza máxima  $F_{m\acute{a}x}$  que se alcanza durante el impacto, el instante de tiempo  $t_{F_{m\acute{a}x}}$  en el que se alcanza dicha fuerza máxima, el tiempo de contacto total  $t_c$  y, en los casos en los que se produzca la rotura de la probeta, el instante de tiempo en el que ocurre  $t_r$ . Además de estos parámetros, la forma de las curvas es otro factor a tener en cuenta, ya que varía en función de la energía de impacto, lo cual está ligado a una variación de la respuesta del material [Jiménez, 2002]:

- para los ensayos realizados a los niveles más bajos de energía, se obtienen curvas casi simétricas correspondientes al régimen de comportamiento visco-elástico del material.
- a mayores niveles de energía de impacto se obtienen curvas asimétricas correspondientes al régimen de comportamiento visco-elástico-plástico del material.
- para los mayores niveles de energía, se obtienen curvas asimétricas con una caída repentina de la fuerza inducida por la rotura de la probeta.

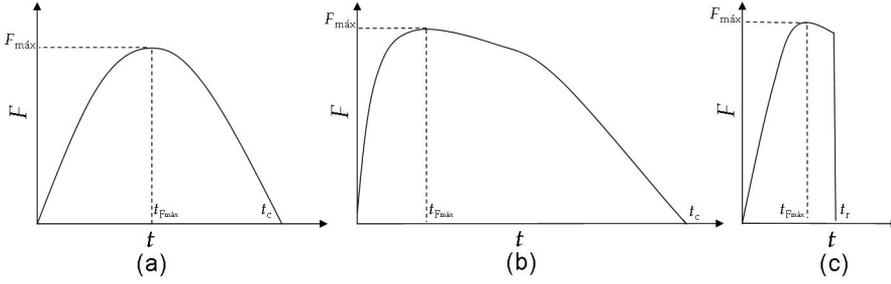


Figura 2.13: Curvas  $F$ - $t$  de impacto-tracción características para niveles de energía de impacto (a) bajos, (b) medios y (c) elevados.

Para establecer la cantidad de energía disipada en cada ensayo experimental se determina el coeficiente de restitución  $e$ . Este coeficiente se calcula a partir de las curvas  $F$ - $t$  mediante la ecuación 2.1 [Martínez et al., 2001; Sánchez-Soto et al., 2004], donde  $m_{\text{imp}}$  es la masa del impactor, y  $\dot{u}_{\text{imp}}$  es la velocidad en el instante inicial del impacto. El coeficiente de restitución  $e$  puede tomar valores comprendidos entre 0 y 1, siendo  $e = 0$  en el caso en que toda la energía de impacto es disipada por la probeta, y  $e = 1$  en el caso en que la disipación es nula, o lo que es lo mismo, cuando se trata de un impacto totalmente elástico. El coeficiente de restitución se calcula únicamente en los ensayos en los que no se produce la rotura de la probeta.

$$e = \frac{\int_0^{t_c} F dt}{m_{\text{imp}} \dot{u}_{\text{imp}}} - 1 \quad (2.1)$$

A partir de estas curvas experimentales  $F$ - $t$ , aplicando la segunda ley de Newton y mediante integraciones sucesivas de la aceleración, se calcula el desplazamiento del impactor [Cessna et al., 1976; Zoller, 1983], y en consecuencia, de la probeta [Grellmann et al., 2001]; en una primera integración se determina la velocidad  $\dot{u}(t)$  en función del tiempo (ecuación 2.2), y en la segunda integración, el desplazamiento  $u(t)$  en función del tiempo (ecuación 2.3).

$$\dot{u}(t) = \dot{u}_{\text{imp}} - \frac{1}{m_{\text{imp}}} \int_0^t F(t) dt \quad (2.2)$$

$$u(t) = \int_0^t \left[ \dot{u}_{\text{imp}} - \frac{1}{m_{\text{imp}}} \int_0^t F(t) dt \right] dt \quad (2.3)$$

El hecho de que el desplazamiento se determine de esta manera indirecta se justifica por la dificultad que entraña la realización de una medida experimental; las malas propiedades adhesivas del PP y las grandes deformaciones que llega a sufrir durante el impacto, junto con el hecho de que el impactor cubre totalmente tanto el utillaje de impacto-tracción como la propia probeta en el instante del impacto (figura 2.14), dificultan la utilización de sistemas de medición de desplazamiento tanto de contacto como ópticos.

Para que las curvas  $F$ - $t$  sean consideradas válidas, la magnitud de los efectos dinámicos, que pueden aparecer sobre todo en la parte inicial de las mismas, de-

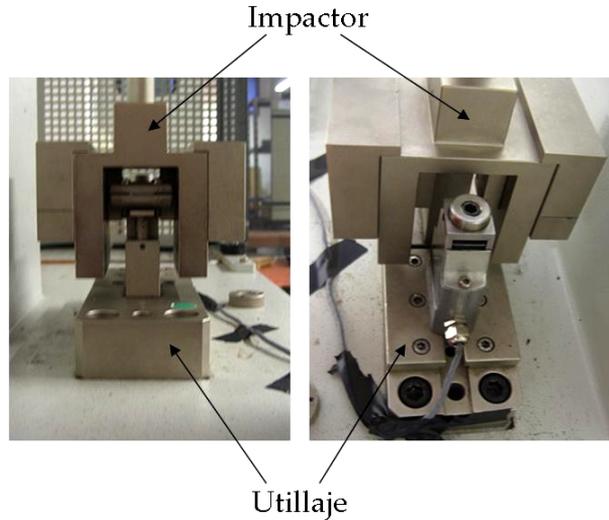


Figura 2.14: El impactor envuelve completamente al utillaje de impacto-tracción en el instante del impacto.

be ser pequeña, y durante el impacto, el impactor debe mantenerse en contacto permanentemente con la mordaza móvil del utillaje [Martínez, 1988].

### 2.3.3. Plan de ensayos de impacto-tracción instrumentado

Se han ensayado probetas en la dirección longitudinal, paralela a las líneas de flujo de llenado del molde, y en dirección transversal a las mismas. En el caso de las probetas longitudinales, se han realizado ensayos con cada una de las tres masas de impactor disponibles: 1,091 kg, 2,182 kg y 3,545 kg, identificadas con las letras A, B y C, respectivamente. Debido que se disponía de un número menor de probetas transversales, se han ensayado únicamente con las masas de impactor de 2,182 kg y 3,545 kg. Además, para cada una de las masas, se han realizado ensayos a distintas energías de impacto, de manera que la variable ha sido la velocidad de impacto  $\dot{u}_{imp}$ . Dicha velocidad de impacto se ha variado de 0,5 a 3,5 m/s nominales con incrementos de 0,2 m/s para las probetas longitudinales, y de 0,9 a 3,5 m/s con incrementos de 0,4 m/s para las transversales. Para ello, y en función de la longitud del brazo del péndulo, el software del sistema de adquisición calcula, en cada caso, el ángulo entero más cercano que tiene que formar el péndulo con la vertical, y de esta manera, se define la posición desde la que se deja caer. Este cálculo se realiza suponiendo que no existe ninguna pérdida de energía por fricción en el péndulo. En la tabla 2.2 se muestran los valores nominales de la velocidad de impacto, los ángulos del péndulo correspondientes, los valores reales de velocidad de impacto y los valores de energía de impacto correspondientes para cada una de las masas.

Algunos de los ensayos han sido repetidos hasta en cuatro ocasiones en idénticas condiciones de masa del impactor y de velocidad de impacto, para analizar la reproducibilidad de los mismos. La codificación empleada para identificar las condiciones de ensayo de cada uno de ellos es la siguiente:

Tabla 2.2: Relación entre velocidad de impacto nominal ( $\dot{u}_{\text{imp}_{\text{nom}}}$ ), ángulo con el que se deja caer el péndulo ( $\alpha$ ), velocidad de impacto real ( $\dot{u}_{\text{imp}_{\text{real}}}$ ) y energía de impacto ( $E_{\text{imp}}$ ) correspondiente a cada una de las masas del impactor ( $m_{\text{imp}_A}$ ,  $m_{\text{imp}_B}$  y  $m_{\text{imp}_C}$ ).

$\dot{u}_{\text{imp}_{\text{nom}}}$ (m/s)	$\alpha$ (°)	$\dot{u}_{\text{imp}_{\text{real}}}$ (m/s)	$E_{\text{imp}} (m_{\text{imp}_A})$ (J)	$E_{\text{imp}} (m_{\text{imp}_B})$ (J)	$E_{\text{imp}} (m_{\text{imp}_C})$ (J)
0,5	15	0,50	0,135	0,27	0,44
0,7	21	0,70	0,265	0,53	0,86
0,9	27	0,89	0,440	0,87	1,42
1,1	33	1,09	0,650	1,29	2,10
1,3	40	1,31	0,940	1,87	3,04
1,5	46	1,50	1,220	2,44	3,97
1,7	53	1,71	1,590	3,19	5,18
1,9	59	1,89	1,940	3,88	6,31
2,1	66	2,09	2,370	4,75	7,71
2,3	74	2,31	2,900	5,80	9,42
2,5	81	2,49	3,380	6,75	10,97
2,7	90	2,71	4,000	8,00	13,00
2,9	98	2,89	4,560	9,12	14,87
3,1	108	3,10	5,240	10,48	17,02
3,3	119	3,30	5,940	11,88	19,31
3,5	132	3,50	6,680	13,36	21,70

- el tipo de ensayo realizado se representa mediante letras mayúsculas. En este caso, los ensayos de impacto-tracción se han representado mediante las letras IT.
- la masa del impactor se representa mediante una letra mayúscula: A para  $m_{\text{imp}_A} = 1,091$  kg, B para  $m_{\text{imp}_B} = 2,182$  kg y C para  $m_{\text{imp}_C} = 3,454$  kg.
- la velocidad de impacto se representa por su valor, en m/s.
- en caso de que el ensayo se haya repetido para analizar la reproducibilidad, el número de repetición se representa entre paréntesis: (1), (2), (3) o (4).
- finalmente, la última letra representa la dirección en la que han sido mecanizadas las probetas: L si han sido mecanizadas en la dirección longitudinal o paralelas a las líneas de flujo de llenado del molde, y T si han sido mecanizadas transversalmente a las mismas.

En la figura 2.15 se presenta un ejemplo ilustrativo de cómo se ha realizado la codificación de los ensayos de impacto-tracción.

En total, se han llevado a cabo 112 ensayos de impacto-tracción instrumentado, 83 en dirección longitudinal y 29 en dirección transversal. El motivo por el que se ha realizado un menor número de ensayos en dirección transversal es que éstos se van a utilizar únicamente para comparar las curvas  $F-t$  con las correspondientes a los ensayos experimentales en la dirección longitudinal. Por el contrario, y teniendo en cuenta que los ensayos longitudinales son los que a priori van a presentar un mejor

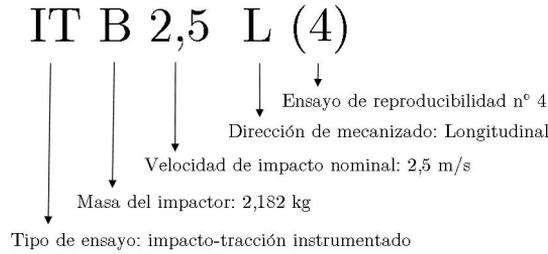


Figura 2.15: Ejemplo de codificación de los ensayos de impacto-tracción.

comportamiento frente a impacto, son éstos los que después van a ser tratados numéricamente, y por tanto, los que van a centrar el interés de este trabajo. En las tablas 2.3 y 2.4 se muestran todos los ensayos de impacto-tracción realizados, tanto longitudinales como transversales, con su codificación correspondiente. En estas mismas tablas, además, se muestran las medidas reales de la sección de cada probeta ensayada, necesarias para realizar el posterior tratamiento numérico de los resultados experimentales.

## 2.4. Ensayos de impacto instrumentado por caída de dardo: impacto-indentación

### 2.4.1. Descripción de la geometría y proceso de fabricación de las probetas

Las probetas para los ensayos de impacto por caída de dardo consisten en placas circulares de diámetro 80 mm × 4 mm de espesor. En el caso de los ensayos de impacto-indentación, debido a que el área sobre la que afecta el fenómeno de indentación es muy pequeña comparada con las medidas nominales de las probetas, se ha dividido cada probeta en ocho sectores para realizar un ensayo de impacto-indentación en cada uno de ellos (figura 2.16).

Las probetas se han obtenido por inyección, en una inyectora Mateu & Solé, Meteor 440/90. El bebedero ha sido retirado mediante un *cutter*, y las probetas se han introducido en una estufa a 130 °C durante 2h30' para eliminar tensiones internas. En este caso también se han colocado paneles de vidrio entre las sucesivas capas de probetas de manera que el peso de las mismas evite posibles deformaciones asociadas a la relajación de tensiones (figura 2.6).

### 2.4.2. Descripción del equipo de ensayos de impacto instrumentado por caída de dardo y tipo de resultados obtenidos

Se han realizado ensayos de impacto-indentación instrumentados a una temperatura ambiente  $T = 25$  °C mediante un equipo de ensayos de impacto de caída de dardo instrumentado comercial Dartvis de Ceast.

Tabla 2.3: Plan de ensayos de impacto-tracción instrumentado sobre probetas mecanizadas en la dirección longitudinal, paralela a las líneas de flujo del material. Para cada ensayo se muestra el identificador del mismo (Id.), la velocidad nominal de impacto ( $v_{imp}$ ), la energía de impacto ( $E_{imp}$ ) y las medidas reales del espesor ( $a$ ) y anchura ( $b$ ) de la zona calibrada de cada probeta.

$m_{impA} = 1,091 \text{ kg}$							$m_{impB} = 2,182 \text{ kg}$							$m_{impC} = 3,545 \text{ kg}$						
n°	Id.	$v_{imp}$ (m/s)	$E_{imp}$ (J)	$a$ (mm)	$b$ (mm)		n°	Id.	$v_{imp}$ (m/s)	$E_{imp}$ (J)	$a$ (mm)	$b$ (mm)		n°	Id.	$v_{imp}$ (m/s)	$E_{imp}$ (J)	$a$ (mm)	$b$ (mm)	
1	ITTA0,5L(1)	0,5	0,14	1,08	7,1		32	ITTB0,5L	0,5	0,27	1,08	7,0		59	ITTC0,5L	0,5	0,44	1,09	7,1	
2	ITTA0,5L(2)			1,10	7,1		33	ITTB0,7L(1)	1,07	7,0	60	ITTC0,7L		0,7	0,86	1,10	7,1			
3	ITTA0,5L(3)	0,5	0,14	1,08	7,1		34	ITTB0,7L(2)	0,7	0,53	1,08	7,1		61	ITTC0,9L	0,9	1,42	1,10	7,1	
4	ITTA0,5L(4)			1,08	7,1		35	ITTB0,7L(3)			1,08	7,1		62	ITTC1,1L(1)	1,1	1,09	7,1		
5	ITTA0,7L	0,7	0,27	1,07	7,0	36	ITTB0,7L(4)	0,9	0,87	1,08	7,1	63	ITTC1,1L(2)	1,1	1,09		7,1			
6	ITTA0,9L	0,9	0,44	1,07	7,1	37	ITTB0,9L	1,1	1,29	1,09	7,1	64	ITTC1,1L(3)		1,1	1,09	7,1			
7	ITTA1,1L(1)	1,1	0,65	1,07	7,1		38	ITTB1,1L	1,3	1,87	1,08	7,1		65		ITTC1,1L(4)	1,3	3,04	1,09	7,1
8	ITTA1,1L(2)			1,07	7,2		39	ITTB1,3L	1,09	7,1	66	ITTC1,3L		1,5	3,97	1,09		7,0		
9	ITTA1,3L(1)	1,3	0,94	1,07	7,1		40	ITTB1,5L(1)	1,5	2,44	1,09	7,0		67	ITTC1,5L	1,7	5,18	1,09	7,1	
10	ITTA1,3L(2)			1,07	7,1		41	ITTB1,5L(2)			1,09	7,1		68	ITTC1,7L		1,9	6,31	1,09	7,1
11	ITTA1,3L(3)	1,3	0,94	1,07	7,1		42	ITTB1,5L(3)	1,5	2,44	1,09	7,1		69	ITTC1,9L(1)	1,9		6,31	1,09	7,1
12	ITTA1,3L(4)			1,06	7,1		43	ITTB1,5L(4)			1,09	7,2		70	ITTC1,9L(2)		1,9	6,31	1,09	7,1
13	ITTA1,5L	1,5	1,22	1,07	7,0	44	ITTB1,7L	1,7	3,19	1,08	7,1	71	ITTC1,9L(3)	1,9	6,31	1,09		7,1		
14	ITTA1,7L	1,7	1,59	1,07	7,1	45	ITTB1,9L	1,9	3,88	1,09	7,1	72	ITTC1,9L(4)		1,9	6,31	1,09	7,1		
15	ITTA1,9L	1,9	1,94	1,07	7,0	46	ITTB2,1L	2,1	4,75	1,09	7,1	73	ITTC2,1L	2,1		7,71	1,09	7,1		
16	ITTA2,1(1)L	2,1	2,37	1,07	7,3		47	ITTB2,3L(1)	2,3	5,80	1,09	7,1			74	ITTC2,3L	2,3	9,42	1,08	7,1
17	ITTA2,1(2)L			1,06	7,1		48	ITTB2,3L(2)			1,08	7,2		75	ITTC2,5L	2,5		10,97	1,08	7,1
18	ITTA2,1(3)L	2,1	2,37	1,05	7,1		49	ITTB2,3L(3)	2,3	5,80	1,09	7,1		76	ITTC2,7L(1)		2,7	13,00	1,09	7,1
19	ITTA2,1(4)L			1,06	7,1		50	ITTB2,3L(4)			1,08	7,1		77	ITTC2,7L(2)	2,7		13,00	1,09	7,1
20	ITTA2,3L	2,3	2,90	1,06	7,1	51	ITTB2,5L	2,5	6,75	1,08	7,1	78	ITTC2,7L(3)	2,7	13,00		1,08	7,1		

(continuación de la tabla 2.3)

$m_{impA} = 1,091 \text{ kg}$						$m_{impB} = 2,182 \text{ kg}$						$m_{impC} = 3,545 \text{ kg}$					
n°	Id.	$\dot{u}_{imp}$ (m/s)	$E_{imp}$ (J)	a (mm)	b (mm)	n°	Id.	$\dot{u}_{imp}$ (m/s)	$E_{imp}$ (J)	a (mm)	b (mm)	n°	Id.	$\dot{u}_{imp}$ (m/s)	$E_{imp}$ (J)	a (mm)	b (mm)
21	ITA2,5L(1)	2,5	3,38	1,06	7,2	52	ITB2,7L	2,7	8,00	1,08	7,1	79	ITC2,7L(4)	2,7	13,00	1,09	7,1
22	ITA2,5L(2)			1,05	7,1	53	ITB2,9L			2,9	9,12	1,08	7,1			80	ITC2,9L
23	ITA2,7L(1)	2,7	4,00	1,06	7,1	54	ITB3,1L(1)	3,1	10,48	1,09	7,2	81	ITC3,1L	3,1	17,02	1,09	7,1
24	ITA2,7L(2)			1,07	7,1	55	ITB3,1L(2)			3,1	10,48	1,09	7,1			82	ITC3,3L
25	ITA2,9L(1)	2,9	4,56	1,07	7,1	56	ITB3,1L(3)	3,3	11,88	1,09	7,1	83	ITC3,5L	3,5	21,70	1,09	7,1
26	ITA2,9L(2)			1,08	7,2	57	ITB3,3L			3,3	11,88	1,09	7,1				
27	ITA2,9L(3)	2,9	4,56	1,07	7,2	58	ITB3,5L	3,5	13,36	1,10	7,1						
28	ITA2,9L(4)			1,08	7,1												
29	ITA3,1L	3,1	5,24	1,08	7,0												
30	ITA3,3L	3,3	5,94	1,08	7,1												
31	ITA3,5L	3,5	6,68	1,07	7,2												

Tabla 2.4: Plan de ensayos de impacto-tracción instrumentado sobre probetas mecanizadas en la dirección transversal, perpendicular a las líneas de flujo del material. Para cada ensayo se muestra el identificador del mismo (Id.), la velocidad nominal de impacto ( $v_{imp}$ ), la energía de impacto ( $E_{imp}$ ) y las medidas reales del espesor ( $a$ ) y anchura ( $b$ ) de la zona calibrada de cada probeta.

$m_{impB} = 2,182 \text{ kg}$							$m_{impC} = 3,545 \text{ kg}$					
n°	Id.	$v_{imp}$ (m/s)	$E$ (J)	$a$ (mm)	$b$ (mm)		n°	Id.	$v_{imp}$ (m/s)	$E$ (J)	$a$ (mm)	$b$ (mm)
84	ITB0,9T	0,9	0,87	1,06	7,1		99	ITC0,9T	0,9	1,42	1,08	7,0
85	ITB1,3T	1,3	1,87	1,07	7,1		100	ITC1,3T(1)			1,08	7,1
86	ITB1,7T(1)			1,06	7,1		101	ITC1,3T(2)			1,08	7,1
87	ITB1,7T(2)			1,07	7,1		102	ITC1,3T(3)	1,3	3,04	1,08	7,1
88	ITB1,7T(3)	1,3	1,87	1,06	7,1		103	ITC1,3T(4)			1,08	7,1
89	ITB1,7T(4)			1,07	7,1		104	ITC1,7T	1,7	5,18	1,09	7,1
90	ITB2,1T	2,1	4,75	1,06	7,1		105	ITC2,1T	2,1	7,71	1,09	7,1
91	ITB2,5T	2,5	6,75	1,07	7,1		106	ITC2,5T	2,5	10,97	1,08	7,1
92	ITB2,9T	2,9	9,12	1,06	7,1		107	ITC2,9T(1)			1,07	7,1
93	ITB3,1T(1)			1,07	7,1		108	ITC2,9T(2)	2,9		1,07	7,1
94	ITB3,1T(2)			1,07	7,1		109	ITC2,9T(3)		14,81	1,07	7,1
95	ITB3,1T(3)	3,1	10,48	1,07	7,1		110	ITC2,9T(4)			1,06	7,1
96	ITB3,1T(4)			1,06	7,1		111	ITC3,1T	3,1	17,02	1,07	7,1
97	ITB3,3T	3,3	11,88	1,09	7,1		112	ITC3,3T	3,3	19,31	1,06	7,1
98	ITB3,5T	3,5	13,36	1,10	7,1							

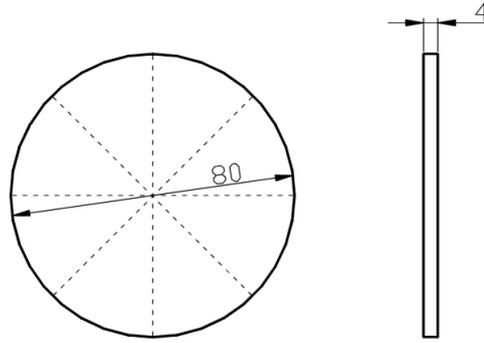


Figura 2.16: Geometría, dimensiones (en mm) y separación en sectores de las probetas de impacto-indentación.

En los ensayos de impacto-indentación, la flexión de la probeta se encuentra restringida por encontrarse ésta apoyada sobre una superficie rígida, en este caso, una placa de acero de 10 mm de espesor. De esta manera, toda la energía del impacto se emplea en indentar el material.

En la máquina de impacto por caída de dardo, la velocidad de impacto depende de la altura de caída del impactor, la cual se puede ajustar mediante una regla situada en la propia máquina. En el equipo empleado en este estudio, la masa mínima del impactor es de 0,7437 kg, y se puede aumentar añadiendo piezas de masa conocida al impactor. A su vez, se puede variar la geometría y tamaño del indentador, mediante la utilización de distintos cabezales (semiesférico, cilíndrico, etc.) que se atornillan en la parte inferior de la masa.

En el caso en el que no se produce la rotura de la probeta, la máquina de impacto por caída de dardo dispone de un dispositivo que sujeta el impactor tras el impacto, y de esa manera, impide que el impactor vuelva a golpear por segunda vez sobre la probeta tras el rebote. Sin embargo, para las alturas de caída más pequeñas, el rebote tiene un recorrido tan pequeño que el citado dispositivo no es capaz de retenerlo antes de que el impactor golpee por segunda vez sobre la probeta. En esos casos, la señal de fuerza registrada presenta dos picos separados por un intervalo de tiempo denominado tiempo de rebote en el que la fuerza es nula. El segundo impacto, ocurrido tras el rebote, lleva asociada una energía menor que el primer impacto por las pérdidas ocurridas durante el primero.

Como resultado de los ensayos por caída de dardo, tanto en la configuración de flexión como en la de indentación, se obtienen curvas  $F-t$  similares a las descritas previamente en la figura 2.13. Los valores característicos de las curvas  $F-t$  son también la fuerza máxima  $F_{m\acute{a}x}$ , el instante de tiempo en el que se alcanza dicha fuerza máxima  $t_{F_{m\acute{a}x}}$ , el tiempo de duración del impacto  $t_c$  y el tiempo de rotura  $t_r$  en los casos en los que ésta se produzca. A partir de estas curvas se puede determinar el coeficiente de restitución  $e$  (ecuación 2.1) y la velocidad y el desplazamiento del impactor en función del tiempo  $\dot{u}(t)$  y  $u(t)$  (ecuaciones 2.2 y 2.3).



Tabla 2.5: Plan de ensayos de impacto-indentación instrumentado. Para cada ensayo se muestra el identificador del mismo (Id.), altura de caída del impactor ( $h_{\text{imp}}$ ), velocidad de impacto ( $\dot{u}_{\text{imp}}$ ) y la energía de impacto ( $E_{\text{imp}}$ ).

n°	Id.	$h_{\text{imp}}$ (mm)	$\dot{u}_{\text{imp}}$ (m/s)	$E_{\text{imp}}$ (J)	n°	Id.	$h_{\text{imp}}$ (mm)	$\dot{u}_{\text{imp}}$ (m/s)	$E_{\text{imp}}$ (J)
1	II5(1)	5	0,31	0,04	31	II55(1)	55	1,04	0,4
2	II5(2)				32	II55(2)			
3	II5(3)				33	II55(3)			
4	II10(1)	10	0,44	0,07	34	II60(1)	60	1,08	0,44
5	II10(2)				35	II60(2)			
6	II10(3)				36	II60(3)			
7	II15(1)	15	0,54	0,11	37	II65(1)	65	1,13	0,47
8	II15(2)				38	II65(2)			
9	II15(3)				39	II65(3)			
10	II20(1)	20	0,63	0,15	40	II70(1)	70	1,17	0,51
11	II20(2)				41	II70(2)			
12	II20(3)				42	II70(3)			
13	II25(1)	25	0,7	0,18	43	II75(1)	75	1,21	0,55
14	II25(2)				44	II75(2)			
15	II25(3)				45	II75(3)			
16	II30(1)	30	0,77	0,22	46	II80(1)	80	1,25	0,58
17	II30(2)				47	II80(2)			
18	II30(3)				48	II80(3)			
19	II35(1)	35	0,83	0,26	49	II85(1)	85	1,29	0,62
20	II35(2)				50	II85(2)			
21	II35(3)				51	II85(3)			
22	II40(1)	40	0,89	0,29	52	II90(1)	90	1,33	0,66
23	II40(2)				53	II90(2)			
24	II40(3)				54	II90(3)			
25	II45(1)	45	0,94	0,33	55	II95(1)	95	1,37	0,69
26	II45(2)				56	II95(2)			
27	II45(3)				57	II95(3)			
28	II50(1)	50	0,99	0,36	58	II100(1)	100	1,40	0,73
29	II50(2)				59	II100(2)			
30	II50(3)				60	II100(3)			



---

CAPÍTULO 3  
MODELOS NUMÉRICOS

---



# Modelos numéricos

---

En este capítulo se describen los modelos numéricos empleados para la simulación mediante el MEF de los dos tipos de ensayos experimentales de impacto descritos en el apartado 2: impacto-tracción e impacto-indentación por caída de dardo. Se ha empleado el programa de elementos finitos comercial Abaqus, y se han construido distintos modelos con el objetivo de analizar la influencia de diferentes variables de la simulación en los resultados: modelizado geométrico, densidad de malla, tipo de elemento, modelos del material, etc. El objetivo de estas simulaciones consiste en realizar la correlación numérico-experimental y establecer así la importancia de cada una de las variables de simulación y su valor óptimo.

## 3.1. Modelización mediante el MEF de los ensayos de impacto-tracción

La simulación de los ensayos de impacto-tracción se ha llevado a cabo utilizando una integración temporal explícita (Abaqus/Explicit). En cuanto a la elección entre la utilización de elementos Eulerianos y Lagrangianos, como norma general, los Lagrangianos se utilizan para analizar problemas transitorios, y los Eulerianos para procesos estacionarios [ABAQUS, 2004], por lo que se ha optado por la utilización de los primeros. Para evitar la excesiva distorsión de la malla, se ha utilizado un mallado adaptativo en la parte central de la probeta, que es la que está sometida a mayores deformaciones. En el caso concreto de Abaqus, el mallado adaptativo se basa en la utilización de un tipo de elemento híbrido Lagrangiano/Euleriano ALE (*Arbitrary Lagrangian-Eulerian*).

### 3.1.1. Modelización geométrica y tipos de elemento

Los modelos de las probetas de impacto-tracción se han dividido en tres partes: 1) extremo móvil, 2) centro y 3) extremo fijo (figura 3.1), de manera que el extremo fijo de la probeta se amarra a la mordaza fija del utillaje, y el extremo móvil, a la mordaza móvil (figura 2.11).

En las simulaciones se ha supuesto que el impactor y la mordaza móvil del utillaje de impacto-tracción están en contacto durante el tiempo de duración del impacto. Así mismo, se ha supuesto que el péndulo carece de rozamiento, y que el choque entre el impactor y la mordaza móvil, ambos metálicos, es perfectamente elástico. De esta manera, la energía potencial de que dispone el impactor antes de dejarlo

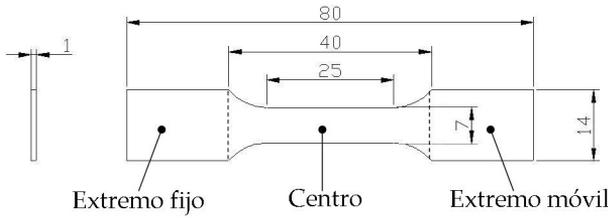


Figura 3.1: División geométrica de los modelos de las probetas de impacto-tracción: extremo fijo, centro y extremo móvil.

caer se transmite íntegramente a la probeta. Bajo estas hipótesis de modelizado, únicamente se ha construido el modelo de la probeta; el impactor y el utillaje de impacto-tracción no han sido modelizados geoméricamente, pero su efecto se ha tenido en cuenta a la hora de definir las condiciones de carga y de contorno, y a la hora de establecer las propiedades mecánicas de algunas de las partes de la probeta.

Debido a que no se han modelizado geoméricamente ni el impactor ni la mordaza móvil, tampoco ha sido necesario modelizar el contacto entre ambos. De esta manera, en las simulaciones de los ensayos de impacto-tracción se ha evitado el análisis sobre la elección de distintos algoritmos de contacto, y se ha centrado el interés en otros aspectos como el mallado o los modelos de material.

Se han construido dos modelos geoméricos distintos para simular los ensayos de impacto-tracción instrumentado: un modelo 2D para mallarlo con elementos estructurales de tipo placa (*shell*) y elementos continuos bidimensionales de tensión plana (*plane*), y un modelo 3D para mallarlo mediante elementos volumétricos continuos, ya sean paralelepípedos (*bricks*) o tetraedros (*tetrahedron*). Como norma general, para la integración temporal explícita únicamente se pueden emplear elementos de primer orden de integración reducida [ABAQUS, 2004]. Teniendo en cuenta esta restricción, se han construido varios modelos mallados con distintos tipos de elemento, tal y como se muestra en la tabla 3.1.

Los distintos modelos se han mallado con varias distribuciones y densidades de malla, tal y como se describe a continuación:

- modelo en 3D con elementos tipo C3D8R (figura 3.2(a)):
  - 40 elementos en la longitud de la zona calibrada de la probeta.
  - 20 elementos en la anchura de la zona calibrada de la probeta.
  - un elemento en el espesor de la probeta.
- modelo en 3D con elementos tipo C3D8R, mallado “denso” (figura 3.2(b)):
  - 75 elementos en la longitud de la zona calibrada de la probeta.
  - 40 elementos en la anchura de la zona calibrada de la probeta.
  - tres elementos en el espesor de la probeta.

Tabla 3.1: Descripción de los elementos empleados en el mallado de los modelos del ensayo de impacto-tracción, así como su dimensionalidad espacial (Dim.) y denominación (Denom.).

Dim.	Denom.	Descripción
3D	C3D8R	Paralelepípedo lineal de 8 nodos. Integración reducida. Control de <i>hourglassing</i> .
	C3D4	Tetraedro lineal de 4 nodos.
2D	S4R	Placa de propósito general. Doble curvatura. Integración reducida. Control de <i>hourglassing</i> . Deformaciones de membrana finitas.
	CPS3	Elemento plano de 3 nodos de tensión plana.
	CPS4R	Elemento plano bilineal de 4 nodos. Integración reducida. Control de <i>hourglassing</i> .

- modelo en 3D con elementos tipo C3D4 (figura 3.2(c)):
  - 36 elementos en la longitud de la zona calibrada de la probeta.
  - 28 elementos en la anchura de la zona calibrada de la probeta.
  - un elemento en el espesor de la probeta.
- modelo en 2D con elementos tipo S4R (figura 3.2(d)):
  - 40 elementos en la longitud de la zona calibrada de la probeta.
  - 20 elementos en la anchura de la zona calibrada de la probeta.
- modelo en 2D con elementos tipo CPS3 (figura 3.2(e)):
  - 40 elementos en la longitud de la zona calibrada de la probeta.
  - 14 elementos en la anchura de la zona calibrada de la probeta.
- modelo en 2D con elementos tipo CPS4R (figura 3.2(f)):
  - 66 elementos en la longitud de la zona calibrada de la probeta.
  - 20 elementos en la anchura de la zona calibrada de la probeta.

### 3.1.2. Modelos de material

Las probetas de impacto-tracción están fabricadas en PP, por lo que cabe pensar que debería aplicarse un único modelo constitutivo con las propiedades de dicho material a toda la probeta. Sin embargo, teniendo en cuenta que la probeta va a estar sometida a condiciones de contorno muy distintas en cada una de sus partes (extremo fijo, centro y extremo móvil), y que el resto de los componentes del equipo de impacto-tracción (utillaje, impactor, etc.) no han sido modelizados, es necesario definir un modelo de material con propiedades diferentes para cada una de las partes del modelo de la probeta.

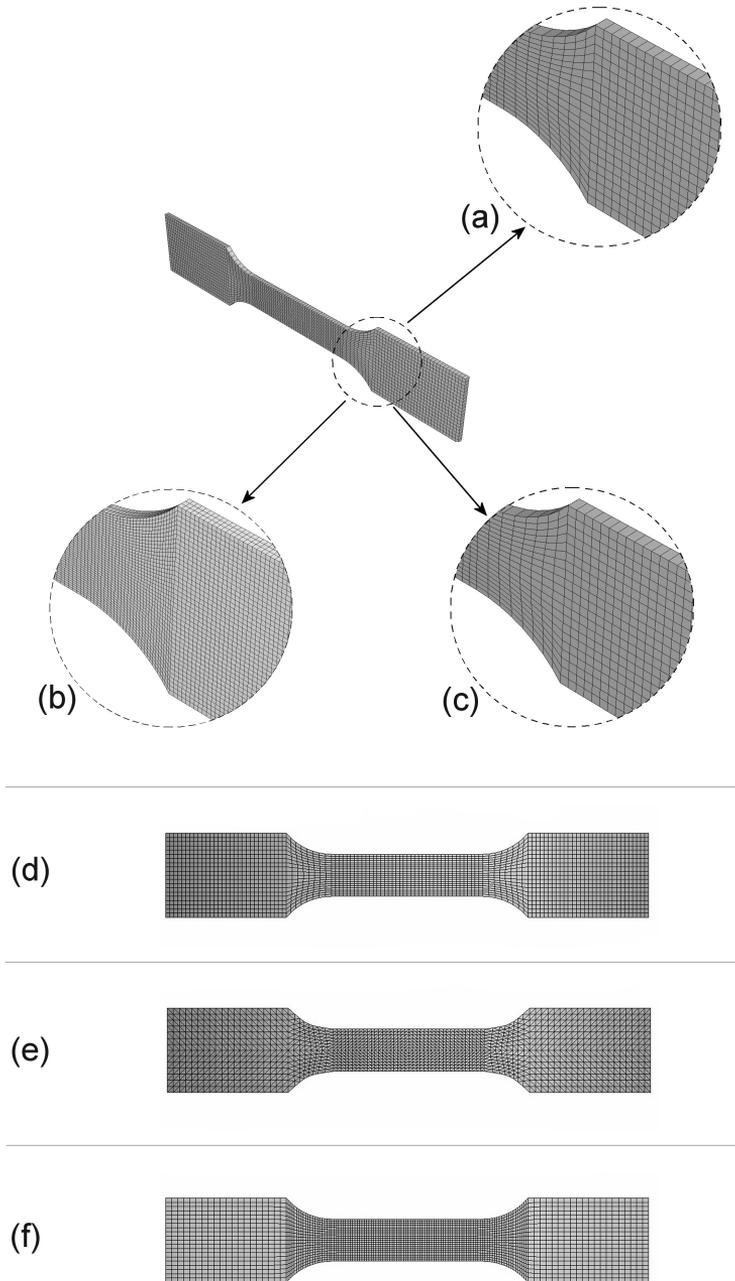


Figura 3.2: Modelos de la probeta de impacto-tracción, mallados con elementos (a) C3D8R, (b) C3D8R mallado “denso”, (c) C3D4, (d) S4R, (e) CPS3, (f) CPS4R

### Extremo fijo de la probeta

Se ha supuesto que el extremo fijo de la probeta está perfectamente unido a la mordaza fija del utillaje. Para simular esta unión, al extremo fijo de la probeta se le han asignado las propiedades mecánicas del acero ( $E = 210$  GPa,  $\nu = 0,3$  y  $\rho = 7,8 \cdot 10^3$  kg/m<sup>3</sup>) mediante un modelo de material elástico-lineal.

La utilización de un modelo de material elástico-lineal se justifica debido a la gran diferencia de propiedades mecánicas entre el acero y el PP; incluso cuando este último rompe debido al impacto, el acero se encuentra aún muy por debajo de su límite elástico.

### Centro de la probeta

En el centro de la probeta, el comportamiento del PP se ha supuesto isótropo, y se ha descrito mediante tres modelos de material simples, disponibles en el propio programa de elementos finitos (figura 3.3):

- modelo elástico-lineal (EL), definido únicamente por el módulo de elasticidad,  $E$ . Se supone que no hay disipación de energía en el material, y que toda la energía de impacto aplicada a la probeta es devuelta sin ninguna pérdida.
- modelo elasto-plástico perfecto (EP), definido por el módulo de elasticidad,  $E$ , y el límite elástico,  $\sigma_0$ . El material presenta un comportamiento elástico-lineal hasta un valor de tensión  $\sigma_0$  a partir del cual la deformación aumenta a tensión constante e independientemente de la velocidad de deformación, disipando energía por deformación plástica.
- modelo elasto-plástico con endurecimiento dependiente de la velocidad de deformación (EPVD), definido por el módulo de elasticidad  $E$ , el límite elástico  $\sigma_0$  y un endurecimiento de la zona plástica lineal variable, dependiente de la velocidad de deformación  $\dot{\epsilon}$ . El comportamiento es elástico-lineal e independiente de la velocidad de deformación hasta un valor de tensión  $\sigma_0$ . A partir de  $\sigma_0$  el material presenta un endurecimiento por deformación plástica dependiente de la velocidad de deformación. El rango de velocidades de deformación en el que se define el endurecimiento plástico debe estar acorde con las velocidades de deformación inducidas en el material en el caso que se desea analizar. En el caso de los ensayos de impacto-tracción, este rango puede estimarse como sigue: la velocidad de impacto nominal máxima a la que se han realizado es de  $\dot{u}_{\text{impmáx}} = 3,5$  m/s; como la longitud de la zona calibrada de la probeta es  $l_0 = 25$  mm, el orden de magnitud de la velocidad de deformación máxima  $\dot{\epsilon}_{\text{máx}}$  inducida al material se determina según la ecuación 3.1:

$$\dot{\epsilon}_{\text{máx}} = \frac{\dot{u}_{\text{impmáx}}}{l_0} = \frac{3,5 \times 1000}{25} = 140 \text{ s}^{-1} \quad (3.1)$$

Por lo tanto, para simular los ensayos de impacto-tracción realizados a la máxima velocidad de impacto, se tienen que definir las propiedades del material hasta un valor máximo de velocidad de deformación de en torno a  $\dot{\epsilon}_{\text{máx}} = 140 \text{ s}^{-1}$  en el modelo EPVD.

Las curvas experimentales del PP a partir de las cuales se han definido los citados modelos de material, se han obtenido mediante un método de caracterización propuesto en el marco de este trabajo de investigación, que se explica detalladamente

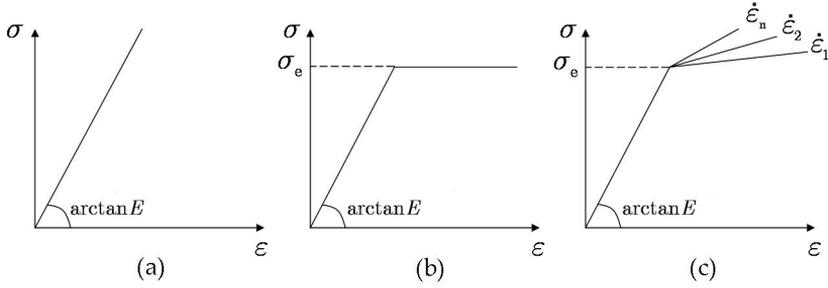


Figura 3.3: Ejemplos de los tres modelos de material empleados en las simulaciones: (a) EL, (b) EP y (c) EPVD.

en el Capítulo 4; los valores característicos de cada uno de los modelos se muestran en dicho capítulo.

### Extremo móvil de la probeta

Se ha supuesto que la unión entre el extremo móvil de la probeta y la mordaza móvil del utillaje es perfecta, y su comportamiento se ha descrito según un modelo elástico-lineal y con las propiedades del acero ya citadas. Sin embargo, en este caso se ha aumentado la densidad  $\rho_{\text{ext. móvil}}$  de forma que la masa total del extremo móvil de la probeta sea igual a la masa del impactor  $m_{\text{imp}}$ ; la masa de la probeta  $m_{\text{probeta}} \approx 0,000847$  kg y de la mordaza móvil  $m_{\text{mord. móvil}} = 0,06093$  kg se suponen despreciables frente a la masa del impactor, que en todos los casos ha sido superior a 1 kg. Este valor modificado de la densidad se obtiene dividiendo la masa del impactor por el volumen total del extremo móvil de la probeta  $V_{\text{ext. móvil}}$  (Eq. 3.2).

$$\rho_{\text{ext. móvil}} = \frac{m_{\text{imp.}}}{V_{\text{ext. móvil}}} \quad (3.2)$$

Se han realizado ensayos con tres masas de impactor distintas ( $m_{\text{imp}_A} = 1,091$  kg,  $m_{\text{imp}_B} = 2,182$  kg y  $m_{\text{imp}_C} = 3,545$  kg) y el volumen nominal del extremo móvil de la probeta, cuyas dimensiones se muestran en la figura 3.1, viene dado por la ecuación 3.3:

$$V_{\text{ext. móvil}} = 20 \times 14 \times 1 = 280 \text{ mm}^3 \quad (3.3)$$

Por lo tanto, se han determinado los tres valores de densidad que han sido asignados a las propiedades del material del extremo móvil de la probeta en cada caso, que vienen dados por las ecuaciones 3.4, 3.5 y 3.6:

$$\rho_{\text{ext. móvil}_A} = \frac{1,091}{280 \times 10^{-9}} = 3,8964 \times 10^6 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad (3.4)$$

$$\rho_{\text{ext. móvil}_B} = \frac{2,182}{280 \times 10^{-9}} = 7,7928 \times 10^6 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad (3.5)$$

$$\rho_{\text{ext. móvil}_C} = \frac{3,545}{280 \times 10^{-9}} = 12,6607 \times 10^6 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad (3.6)$$

### 3.1.3. Condiciones de contorno y de carga

Se les han asignado condiciones de contorno y de carga a los extremos fijo y móvil de la probeta, simulando en el primer caso las uniones con el utillaje de impacto-tracción, y en el segundo, la energía de impacto transmitida a la probeta.

#### Extremo fijo

Se han restringido todos los grados de libertad de los nodos que componen el extremo fijo de la probeta, simulando de esa manera la unión rígida perfecta entre dicho extremo y la mordaza fija del utillaje.

#### Extremo móvil

A todos los nodos que componen el extremo móvil de la probeta se les ha impuesto una velocidad inicial  $v_0$  igual a la velocidad de impacto  $\dot{u}_{imp}$  de cada ensayo. Además, la densidad de los elementos que componen este extremo ha sido modificada en cada caso para que la masa total del mismo sea igual a la del impactor. En consecuencia, la energía aplicada sobre este extremo del modelo al imponer una velocidad inicial  $v_0$  a todos sus nodos, es igual a la energía cinética de que disponía el impactor justo antes del impacto. De esa manera, se ha supuesto que el choque entre el impactor y la mordaza móvil de la probeta es perfectamente elástico.

### 3.1.4. Obtención de resultados

En los ensayos experimentales de impacto-tracción, la señal de fuerza-tiempo se registra en el extremo fijo del utillaje. En el modelo de elementos finitos, se ha determinado la evolución en el tiempo de la fuerza de reacción  $F_{Ri}$  de cada uno de los nodos que conforman la frontera entre el extremo fijo y el centro de la probeta; la suma de todas las fuerzas nodales proporciona la fuerza total  $F_T$  debida al impacto (figura 3.4 y ecuación. 3.7).

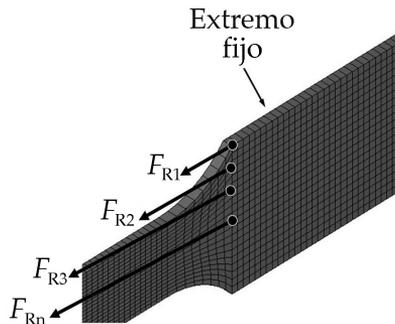


Figura 3.4: Fuerzas nodales de reacción  $F_{Ri}$  en la intercara entre el extremo fijo y el centro de la probeta.

$$F_R = \sum_{i=1}^n F_{Ri} \quad (3.7)$$

A partir de la curva  $F-t$  se determinan  $F_{\text{máx}}$ ,  $t_{F_{\text{máx}}}$ ,  $t_c$ ,  $t_r$  y el coeficiente de restitución  $e$ , mediante la ecuación 2.1. Además, se ha obtenido también la evolución en el tiempo del desplazamiento de los nodos que componen el extremo móvil de la probeta producido por el impacto.

## 3.2. Modelización mediante el MEF de los ensayos de impacto-indentación

En la simulación de los ensayos de impacto indentación se han modelizado tanto la probeta como el impactor y, en consecuencia, también el contacto directo que se da entre ambos durante el impacto.

### 3.2.1. Modelización geométrica y tipos de elemento

Únicamente se han modelizado dos componentes del ensayo: el impactor (semi-esférico de diámetro 12,7 mm) y la probeta (placa de diámetro 80 mm y espesor 4 mm). El resto de elementos (masa, guías, placa de apoyo, etc.) no se han modelizado geoméricamente, pero se han tenido en cuenta en la definición de las condiciones de carga y de contorno.

En la simulación se ha supuesto que en cada probeta se ha llevado a cabo un único ensayo de impacto-indentación, de manera que el impactor golpea en el centro de la probeta; sin embargo, a la hora de realizar los ensayos experimentales, cada probeta se ha dividido en ocho sectores y se ha realizado un ensayo en cada uno de ellos. Esta diferencia de modelización no afecta al resultado de las simulaciones, siempre y cuando las ocho huellas de indentación estén suficientemente alejadas entre sí; esto es así debido a que la cantidad de material afectada por la huella de indentación en las probetas es muy pequeña.

Para la simulación de ensayos de impacto-indentación por caída de dardo se han construido dos tipos de modelo geométrico (figura 3.5):

- un modelo axisimétrico simplificado del impactor y la probeta.
- un modelo 3D completo.

Debido a la gran diferencia de propiedades mecánicas entre el impactor y el PP, en ambos modelos el impactor se ha representado como un componente analítico rígido: una curva correspondiente a un cuarto de círculo en el caso del modelo axisimétrico, y una superficie semiesférica en el caso del modelo en 3D.

En cuanto a la malla del modelo de la probeta, se han empleado elementos Lagrangianos e híbridos tipo ALE, por las mismas razones citadas en el apartado 3.1 correspondiente a la modelización de los ensayos de impacto-tracción. Los elementos empleados han sido cuadriláteros axisimétricos en el modelo axisimétrico, y paralelepípedos continuos en el modelo en 3D.

Los distintos tipos de modelos y mallas de la probeta construidos para la simulación de los ensayos de impacto-indentación por caída de dardo se muestran en la tabla 3.2.

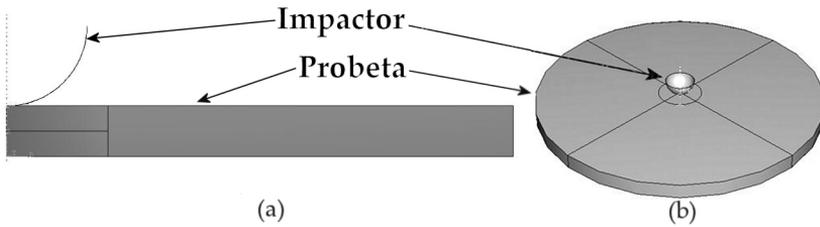


Figura 3.5: Modelos geométricos del ensayo de impacto-indentación por caída de dardo: (a) modelo axisimétrico simplificado y (b) modelo completo en 3D.

Tabla 3.2: Descripción de los elementos empleados en el mallado de los modelos de la probeta, así como su dimensionalidad espacial (Dim.) y denominación (Denom.).

Dim.	Denom.	Descripción
Axisim.	CAX4R	Cuadrilátero axisimétrico bilineal de 4 nodos. Integración reducida. Control de <i>hourglassing</i> .
3D	C3D8R	Paralelepípedo lineal de 8 nodos. Integración reducida. Control de <i>hourglassing</i> .

### 3.2.2. Modelos de material

Los modelos de los ensayos de impacto-indentación están constituidos de dos componentes: el impactor y la probeta. El impactor, al haberse definido como un componente analítico rígido tanto en el modelo axisimétrico como en el de 3D, no requiere de la definición de un modelo de material que describa su comportamiento puesto que no va a sufrir deformación alguna. En cuanto a la probeta de PP, su comportamiento se va a describir mediante los mismos modelos de material empleados para la simulación de los ensayos de impacto-tracción: modelos EL, EP y EPVD, descritos en el apartado 3.1.2.

### 3.2.3. Condiciones de contorno y de carga

Puesto que se han construido dos modelos geométricos distintos para la simulación de los ensayos de impacto-indentación, uno axisimétrico y el otro en 3D, las condiciones contorno y de carga también son distintas en cada caso.

#### Modelo axisimétrico

En el modelo axisimétrico, se han establecido las siguientes condiciones de contorno:

- desplazamiento transversal impedido en los nodos situados en la línea que define la parte inferior de la probeta (figura 3.6, (1)), que representa el apoyo con la placa de acero.
- desplazamiento radial y rotación impedidos en los nodos que componen el eje de axisimetría del modelo (figura 3.6, (2)), correspondiente al centro de la

probeta.

- desplazamiento radial y rotación impedidos en el punto de referencia de la curva analítica rígida (figura 3.6, (3)) que representa el impactor.

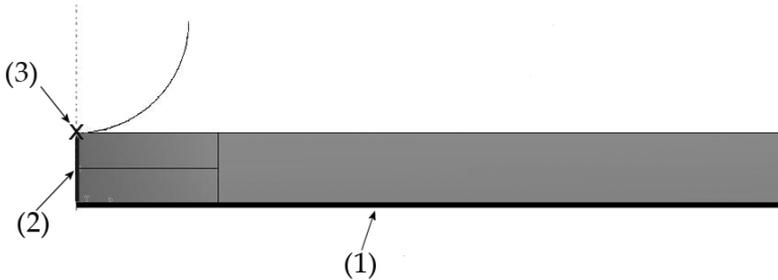


Figura 3.6: Condiciones de contorno en los modelos axisimétricos: desplazamiento vertical impedido en la superficie de contacto de la probeta con la placa de apoyo (1); y condiciones de axisimetría en el eje central (2) y en el punto de referencia del indentador (3).

### Modelo en 3D

En el modelo en 3D, se han establecido las siguientes condiciones de contorno:

- desplazamiento vertical impedido en los nodos situados en la superficie de apoyo de la probeta con la placa de acero (figura 3.7, (1)).
- desplazamientos en el plano de la placa y rotaciones impedidos en el punto de referencia de la superficie rígida que modeliza el impactor (figura 3.7, (2)).

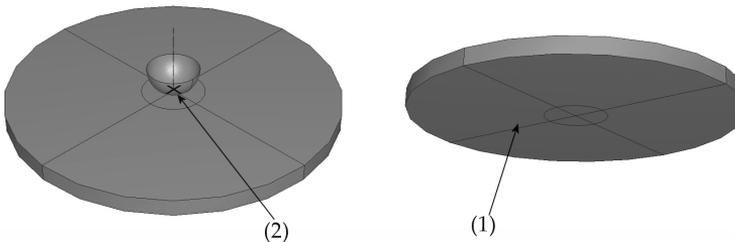


Figura 3.7: Superficie de apoyo de la probeta con la placa de acero (superficie 1) y con el impactor (superficie 2), en los modelos de las probetas de impacto-indentación en 3D.

En cuanto a las condiciones de carga, tanto en el modelo axisimétrico como en el modelo 3D, al punto de referencia asociado al modelo analítico rígido del impactor

se le ha asignado una masa igual a la masa del impactor utilizado en los ensayos,  $m_{\text{imp}} = 0,7437$  kg. Además, a dicho punto se le ha impuesto una condición de velocidad inicial igual a la velocidad de impacto del ensayo experimental,  $\dot{u}_{\text{imp}}$  (que a su vez depende de  $h_{\text{imp}}$ ), que se desea simular.

### 3.2.4. Condiciones de contacto

Abaqus dispone de la posibilidad de modelizar el contacto entre dos cuerpos que impactan mediante dos tipos de algoritmos de contacto: el cinemático (*kinematic contact*) y el de penalización (*penalty contact*); ambos han sido comentados en la revisión bibliográfica de este trabajo (apartado 1.2.3). Con el objetivo de analizar la influencia de la utilización de uno u otro algoritmo, y de cuantificar las diferencias en los resultados, se han realizado simulaciones empleando ambos algoritmos.

### 3.2.5. Obtención de resultados

En los ensayos experimentales de impacto por caída de dardo, la señal  $F-t$  se registra en el impactor. En el modelo de elementos finitos se ha determinado la evolución en el tiempo de la fuerza de reacción vertical  $F_R$  en el punto de referencia de la superficie analítica rígida que representa al impactor. Esta fuerza de reacción está provocada por la presión de contacto, y ha sido calculada tanto en el modelo axisimétrico como en el de 3D (figura 3.8). A partir de la curva  $F-t$  de la simulación, se han determinado  $F_{\text{máx}}$ ,  $t_{F_{\text{máx}}}$ ,  $t_c$ ,  $t_r$  y el coeficiente de restitución  $e$ . Además, se ha calculado también la evolución en el tiempo del desplazamiento de dicho punto de referencia.



Figura 3.8: Fuerza de reacción  $F_R$  debido al contacto en el punto de referencia asociado al impactor, (a) en el modelo axisimétrico y (b) en el modelo 3D.



---

CAPÍTULO 4

# RESULTADOS Y DISCUSIÓN

---



# Resultados y discusión

---

En este capítulo se presentan y discuten los resultados obtenidos en esta tesis. En primer lugar, se muestran los resultados obtenidos en los distintos ensayos experimentales realizados sobre el PP, y las conclusiones obtenidas a partir de ellos. En segundo lugar, se explica paso a paso un nuevo método de caracterización del material, propuesto para obtener las curvas tensión-deformación a velocidad de deformación constante (o curvas *iso-strain rate*), y se aplica dicho método a las curvas experimentales del PP. Además, se determinan los valores característicos de los modelos de material empleados para el PP en el MEF, que se ajustan a las curvas *iso-strain rate*. Finalmente, se muestran los resultados y las correlaciones numérico-experimentales de las simulaciones mediante el MEF de los ensayos de impacto-tracción e impacto-indentación por caída de dardo, y se obtienen las conclusiones.

## 4.1. Resultados de los ensayos experimentales

### 4.1.1. Resultados de los ensayos de tracción

En la figura 4.1 se muestran los resultados obtenidos de los ensayos de tracción a velocidades de ensayo de 5, 10, 50 y 100 mm/min. Para cada velocidad se han llevado a cabo tres ensayos. Las dimensiones de las probetas, el método para el cálculo de los parámetros y la codificación de los ensayos se han descrito en el apartado 2.2.

En la figura 4.2 se muestran superpuestas las curvas  $F-u$  de cuatro ensayos de tracción realizados a distintas velocidades. Se puede observar cómo, para pequeños desplazamientos, todas las curvas presentan una parte lineal correspondiente a la respuesta elástica del material. Según aumenta el desplazamiento, se va perdiendo dicha linealidad. A partir de este punto, el comportamiento es distinto en función de la velocidad del ensayo:

- en los ensayos a 5 y 10 mm/min, a partir del máximo la fuerza decrece coincidiendo con un estrechamiento localizado, formándose un cuello en la probeta. Una vez que se estabiliza dicho cuello, la fuerza se mantiene constante mientras el cuello se va propagando a lo largo de la probeta. Los ensayos a 5 y 10 mm/min se han interrumpido una vez alcanzado el punto donde comienza la propagación del cuello, debido a que el módulo de elasticidad y el límite elástico, que son los parámetros que se quieren determinar a partir de estos ensayos, se obtienen a partir de la pendiente inicial y del valor máximo de las curvas.

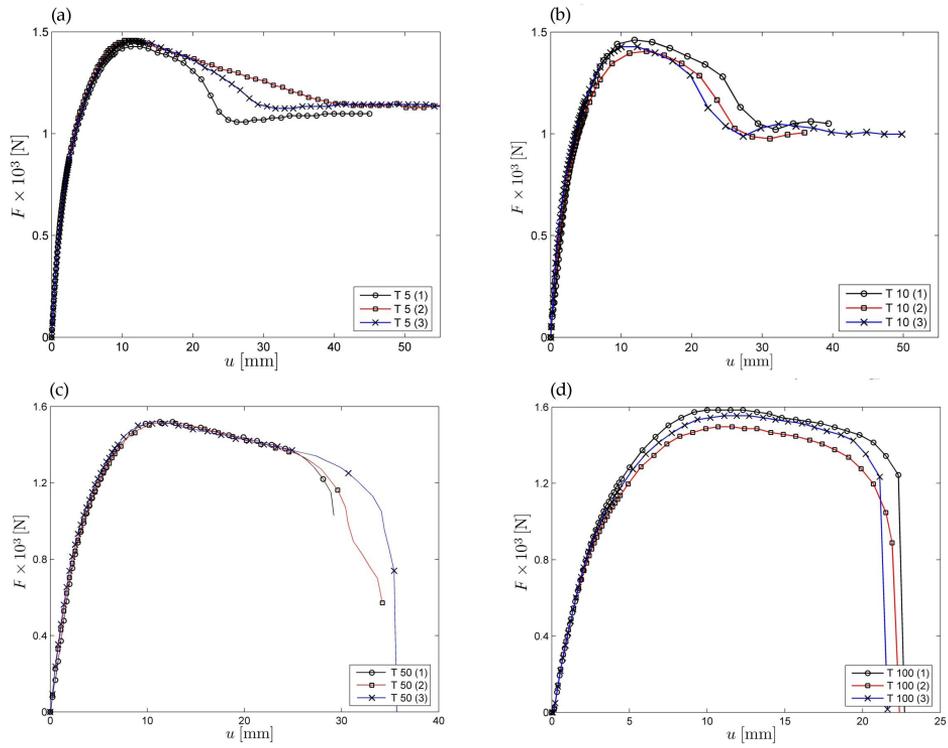


Figura 4.1: Curvas  $F$ - $u$  correspondientes a los ensayos de tracción realizados a (a) 5, (b) 10, (c) 50 y (d) 100 mm/min.

- en los ensayos a 50 y a 100 mm/min, una vez alcanzado el máximo, la fuerza comienza a disminuir, pero, antes de que se forme el cuello y empiece a propagarse a lo largo de la probeta, se produce la rotura de la misma. Este hecho está relacionado con la movilidad de las macromoléculas, a las que no da tiempo de re-orientarse antes de romperse al ser sometidas a un esfuerzo aplicado a mayor velocidad [Young y Lovell, 1991].

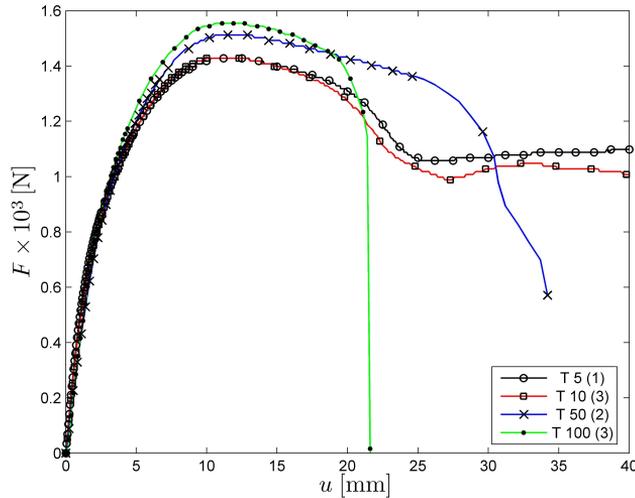


Figura 4.2: Evolución de las curvas  $F-u$  correspondientes a los ensayos de tracción realizados a distintas velocidades de ensayo

Teniendo en cuenta que la deformación verdadera se puede determinar según la ecuación 4.1, y que la velocidad de ensayo  $\dot{u}$  se define como alargamiento de la probeta por cada minuto transcurrido, la velocidad de deformación de cada ensayo viene dada por la ecuación 4.2. De esta manera, los ensayos de 5, 10, 50 y 100 mm/min corresponden a velocidades de deformación de  $0,0014 \text{ s}^{-1}$ ;  $0,0027 \text{ s}^{-1}$ ;  $0,0105 \text{ s}^{-1}$  y  $0,0169 \text{ s}^{-1}$  respectivamente.

$$\varepsilon = \ln \left( 1 + \frac{\Delta l}{l_0} \right) \quad (4.1)$$

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\ln \left( 1 + \frac{\dot{u}}{l_0} \right)}{60} \quad (4.2)$$

A partir de las curvas  $F-u$  de cada ensayo realizado sin extensómetro, se han calculado los valores promedio tanto del módulo de elasticidad  $E$  como de la tensión de fluencia  $\sigma_0$  del material a bajas velocidades de deformación. En la figura 4.3 se muestra la evolución de  $E$  y  $\sigma_0$  con la velocidad de deformación. Se observa que  $\sigma_0$  aumenta según aumenta la velocidad de deformación. En el caso del módulo de elasticidad  $E$  se observa que su valor disminuye ligeramente con la velocidad de deformación. Teniendo en cuenta la magnitud de tal disminución, así como el rango de velocidades de deformación en el que ha ocurrido, este hecho puede estar

asociado a la forma en que se determina la deformación; el alargamiento de la probeta se ha determinado a partir del desplazamiento de la cruceta, que a su vez depende del giro de los motores y del paso de los husillos de la máquina de tracción, pudiéndose perder precisión. Además, si se tiene en cuenta que pueden aparecer también fenómenos inerciales al comienzo de los ensayos realizados a las mayores velocidades, es probable que se generen errores a la hora de determinar el valor del módulo elástico.

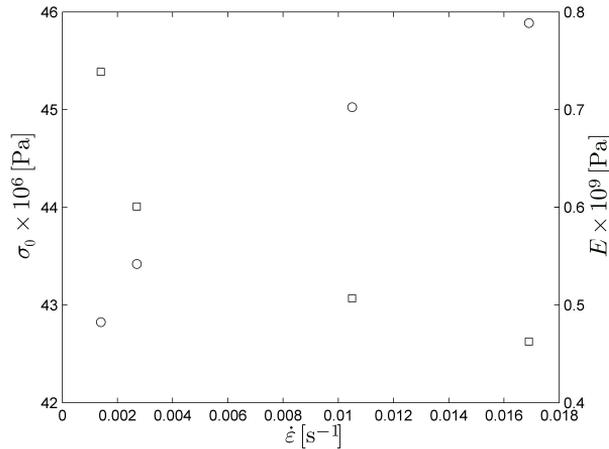


Figura 4.3: Evolución de  $E(\square)$  y  $\sigma_0(\circ)$ , con la velocidad de deformación.

Por otro lado, y a fin de cuantificar el posible error de medida de la deformación, el ensayo a 50 mm/min se ha realizado también con extensómetro. En la figura 4.4 se muestra la comparación de las curvas  $F-u$  obtenidas.

Teniendo en cuenta que la longitud inicial de la zona calibrada de la probeta es de 57 mm en los ensayos de tracción, y de 50 mm ( $l_0$  del extensómetro) en los ensayos de tracción con extensómetro, se han determinado los valores promedio de  $E$  y  $\sigma_0$  de los ensayos con extensómetro, y se han comparado con los obtenidos sin él (tabla 4.1); se puede observar que el módulo de elasticidad obtenido a partir de las curvas de tracción con extensómetro es tres veces mayor que el obtenido a partir de los ensayos de tracción sin extensómetro. A esto hay que añadir que en los ensayos sin extensómetro la variación de  $E$  en función de la velocidad de ensayo ha presentado un comportamiento opuesto al esperado. Esto induce a considerar poco precisas las medidas de desplazamientos y, en consecuencia, los parámetros del material obtenidos a partir de dichos desplazamientos. Sin embargo, los ensayos de tracción sin extensómetro pueden considerarse válidos para analizar tendencias y patrones de respuesta del material.

Para este trabajo se ha decidido emplear los resultados de tracción obtenidos sin extensómetro, a pesar de que las medidas con extensómetro son más precisas. Esta decisión se ha tomado debido a que, como se verá más adelante, en los ensayos de impacto la medición del desplazamiento se ha realizado entre mordazas, y no sobre una longitud determinada de la zona calibrada de la probeta. De esta manera, los resultados obtenidos en tracción serán comparables a los obtenidos en condiciones de impacto.

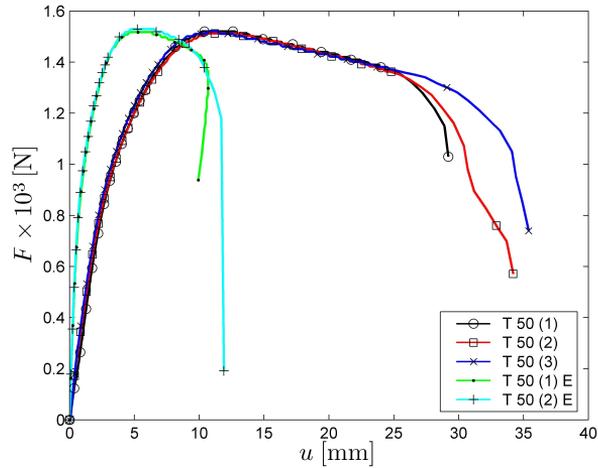


Figura 4.4: Comparación de las curvas  $F$ - $u$  correspondientes a los ensayos de tracción a 50 mm/min, con y sin extensómetro.

Tabla 4.1: Comparación de los valores promedio y las desviaciones de  $\sigma_0$  y  $E$ , correspondientes a los ensayos convencionales de tracción realizados a 50 mm/min sin extensómetro (T 50 ( $i$ )) y con extensómetro (T 50 ( $j$ ) E)

Ensayo	$\sigma_0$	$E$
	[MPa]	[GPa]
T50( $i$ )	$45 \pm 0,6$	$0,5 \pm 0,1$
T50( $j$ )E	$40 \pm 2,0$	$1,5 \pm 0,1$

### 4.1.2. Resultados de los ensayos de impacto-tracción instrumentado

A continuación se muestran los resultados obtenidos de los ensayos experimentales de impacto-tracción instrumentado a distintas velocidades de impacto y para distintas masas del impactor. Como ya se ha comentado, los ensayos se han llevado a cabo tanto sobre probetas mecanizadas en la dirección paralela a las líneas de flujo del material (probetas longitudinales) como en la dirección perpendicular a las mismas (probetas transversales). En cada caso se han analizado: *a)* la evolución del patrón de las curvas  $F-t$  en función de la velocidad de impacto, *b)* la evolución del coeficiente de restitución en función de la energía de impacto, *c)* la reproducibilidad de las curvas experimentales  $F-t$  para distintas velocidades de impacto y *d)* la aparición de mecanismos de deformación irreversibles en el material, con vistas a determinar el límite elástico del mismo. Una vez analizados los resultados obtenidos en las probetas longitudinales y transversales, se ha realizado una comparación de los mismos. Por último, se ha identificado un número considerable de ensayos que han sido considerados defectuosos, debido a anomalías que presentan las curvas  $F-t$  correspondientes, tratando de determinar el motivo por el que han aparecido dichas anomalías.

#### Probetas longitudinales

**a) Evolución del patrón de las curvas:** en primer lugar, se han analizado las curvas experimentales  $F-t$  obtenidas con una masa del impactor de 1,091 kg (código A), para velocidades de impacto comprendidas entre 0,7 y 3,5 m/s. En la figura 4.5(a) se muestran las curvas correspondientes a las velocidades de impacto comprendidas entre 0,7 y 1,7 m/s. Se puede observar que para la velocidad de impacto de 0,7 m/s, la curva es quasi-simétrica con una ligera asimetría, lo cual indica que predomina la respuesta visco-elástica del material [Sullcahuamán, 2001]. Para las velocidades de impacto de 1,1 y 1,3 m/s, se observa que tanto la pendiente de la parte inicial de la curva como la fuerza máxima generada durante el impacto van aumentando al aumentar la velocidad de impacto; además, hay una pérdida de simetría cada vez mayor en las curvas, y el tiempo de contacto durante el impacto también va aumentando. Dicha pérdida de simetría se asocia a pérdidas de energía debidas a un comportamiento visco-elástico/plástico del material [Sullcahuamán, 2001]. Para las velocidades de impacto de 1,5 y 1,7 m/s este patrón se sigue cumpliendo, si bien el aumento de la fuerza máxima a medida que aumenta la velocidad de impacto es cada vez menor; el instante de tiempo en el que se alcanza la fuerza máxima en cada ensayo también es menor según aumenta la velocidad de impacto, haciéndose cada vez más patente el máximo de la curva en la parte inicial de la misma.

Hay que destacar que algunas curvas se encuentran incompletas, como en este caso la correspondiente a 1,3 m/s; esto es debido a que el tiempo de adquisición de datos escogido, que debe de ser predicho por el usuario antes del ensayo, ha sido inferior a la duración del impacto.

En la figura 4.5(b) se muestran las curvas correspondientes a las velocidades de impacto comprendidas entre 1,7 y 2,7 m/s. Se puede observar que la pendiente inicial de las curvas y el tiempo de contacto siguen aumentando a medida que aumenta la velocidad de impacto. El instante de tiempo en el que se alcanza la fuerza máxima disminuye. En cuanto al valor de dicha fuerza máxima, se observa

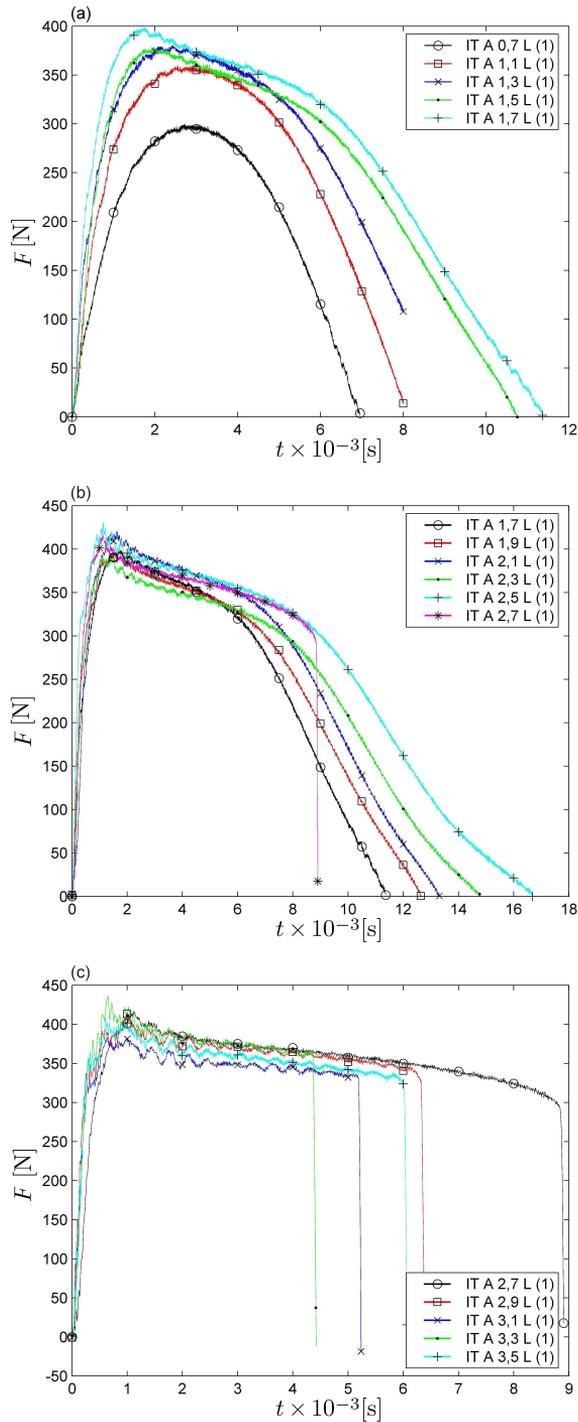


Figura 4.5: Curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de impacto-tracción realizados con una masa del impactor de 1,091 kg(A) sobre probetas longitudinales, a velocidades de impacto comprendidas (a) entre 0,7 y 1,7 m/s, (b) entre 1,7 y 2,7 m/s y (c) entre 2,7 y 3,5 m/s.

que en todos los casos se encuentra dentro del rango comprendido entre 380 y 425 N aunque ya no siguen una tendencia tan estricta en función de la velocidad de impacto, como ocurre a bajas velocidades de impacto. En el caso del ensayo a una velocidad de impacto de 2,7 m/s se observa que se produce una caída brusca de la fuerza  $F-t$ , asociada a la rotura de la probeta. Por lo tanto, el umbral de energía  $E_{rA}$  a partir de la cual se produce la rotura de la probeta con un impactor de masa 1,091 kg(A) viene dado por la ecuación 4.3.

$$E_{rA} = \frac{1}{2} m_{\text{impA}} \dot{u}_{\text{imp}}^2 = \frac{1}{2} 1,091 2,7^2 = 3,98 \text{ J} \quad (4.3)$$

En la figura 4.5(c) se muestran las curvas correspondientes a las velocidades de impacto comprendidas entre 2,7 y 3,5 m/s. Se observa que en todos los casos se produce una caída brusca de la fuerza, asociada a la rotura de la probeta. A medida que aumenta la energía de impacto, la duración del impacto va acortándose. En cuanto al valor de la fuerza, se sigue cumpliendo que el instante de tiempo en el que se alcanza el máximo es cada vez menor, si bien dicho máximo no sigue una tendencia definida, estando en todos los casos dentro del rango comprendido entre 360 y 440 N.

En segundo lugar, se analizan las curvas experimentales  $F-t$  obtenidas con una masa del impactor de 2,182 kg (código B), para velocidades de impacto comprendidas entre 0,5 y 3,5 m/s. En la figura 4.6(a) se muestran las curvas correspondientes a las velocidades de impacto comprendidas entre 0,5 y 1,1 m/s. Se puede comprobar que se repite el patrón observado para los ensayos llevados a cabo con una masa del impactor de 1,091 kg(A): a medida que aumenta la velocidad de impacto se da un aumento del valor de fuerza máxima y del tiempo de contacto, y una disminución del instante de tiempo en el que se alcanza dicha fuerza máxima.

En la figura 4.6(b) se muestran las curvas correspondientes a las velocidades de impacto comprendidas entre 1,1 y 1,7 m/s. Se comprueba que el tiempo de contacto aumenta con la velocidad de impacto, y la aparición de un máximo en la parte inicial de la curva se hace más patente ocurriendo cada vez en un instante de tiempo anterior, al igual que ocurría con una masa del impactor de 1,091 kg(A).

En la figura 4.6(c) se muestran las curvas correspondientes a los ensayos realizados a las velocidades de impacto más elevadas comprendidas entre 1,7 y 3,5 m/s con una masa del impactor de 2,182 kg(B). Para una velocidad de impacto de 1,9 m/s se da la primera rotura de la probeta, lo cual implica que el umbral energía  $E_{rB}$  necesario para que ocurra dicha rotura con una masa del impactor de 2,182 kg(B) es la obtenida mediante la ecuación 4.4.

$$E_{rB} = \frac{1}{2} m_{\text{impB}} \dot{u}_{\text{imp}}^2 = \frac{1}{2} 2,182 1,9^2 = 3,94 \text{ J} \quad (4.4)$$

A partir de que se da la primera rotura y según aumenta la velocidad de impacto, se observa que el instante de tiempo en el que se da dicha rotura, y también el instante en el que se alcanza la fuerza máxima, van disminuyendo. En cuanto al valor de fuerza máxima, no se observa una tendencia definida, si bien se puede afirmar que en todos los casos en los que se ha producido la rotura de la probeta dicho valor se encuentra en un rango comprendido entre 400 y 450 N.

Por último, se analizan las curvas experimentales  $F-t$  obtenidas con una masa del impactor de 3,545 kg (código C), para velocidades de impacto comprendidas entre 0,7 y 3,5 m/s. En la figura 4.7(a) se muestran las curvas correspondientes a

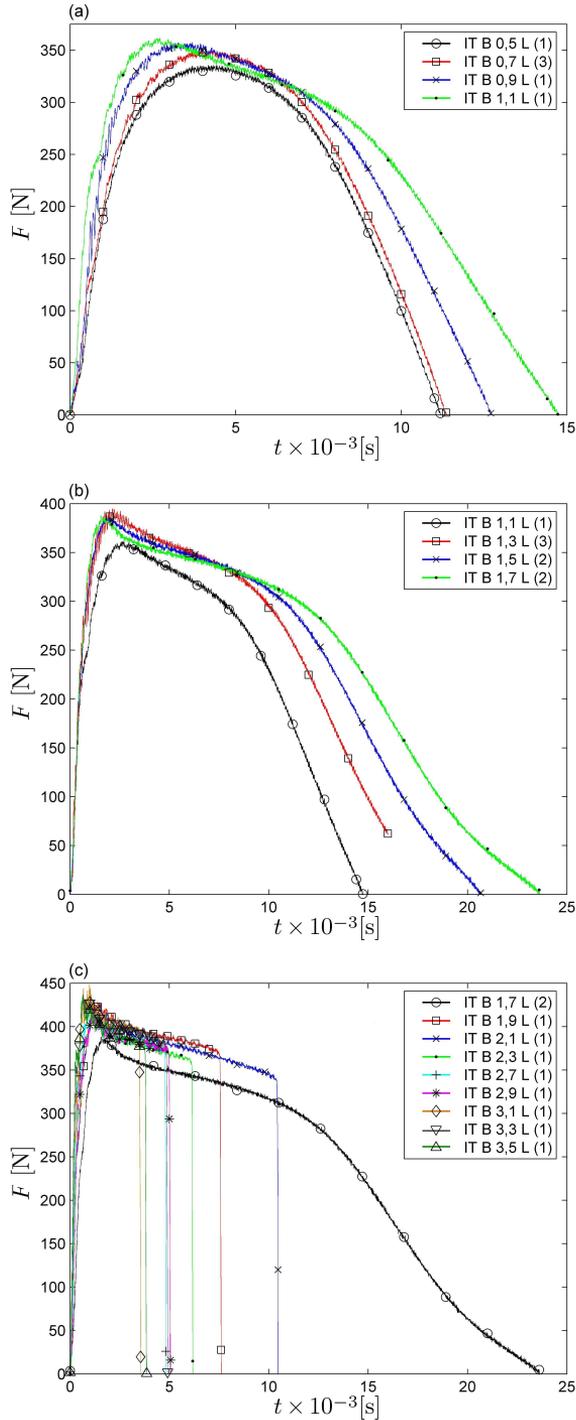


Figura 4.6: Curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de impacto-tracción realizados con una masa de impactor de 2,182 kg(B) sobre probetas longitudinales, a velocidades de impacto comprendidas (a) entre 0,5 y 1,1 m/s, (b) entre 1,1 y 1,7 m/s y (c) entre 1,7 y 3,5 m/s.

los ensayos realizados a velocidades de impacto comprendidas entre 0,7 y 1,3 m/s. Se observa que, incluso para los niveles de velocidad de impacto inferiores, las curvas presentan una gran asimetría que se puede asociar al comportamiento viscoelástico-plástico del material. Las curvas de los ensayos a 0,7 y 0,9 m/s aparecen prácticamente superpuestas, pero a partir de 0,9 m/s se cumple la tendencia observada en los resultados de los ensayos con masas del impactor inferiores: el tiempo de contacto y la fuerza máxima aumentan con la velocidad de impacto, y el instante de tiempo en el que se da la fuerza máxima disminuye, destacando la aparición de un máximo en la parte inicial de las curvas.

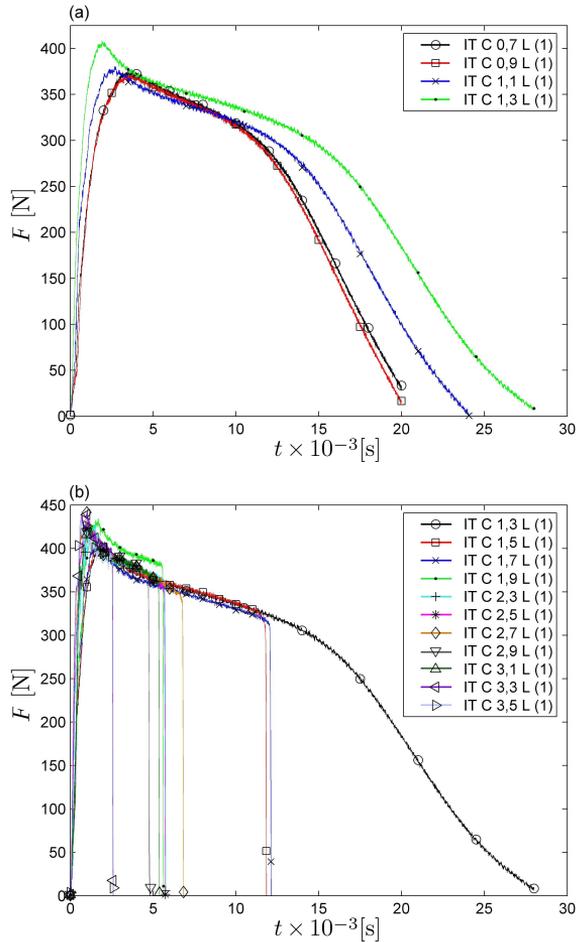


Figura 4.7: Curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de impacto-tracción realizados con una masa de impactor de 3,545 kg(C) sobre probetas longitudinales, a velocidades de impacto comprendidas (a) entre 0,7 y 1,3 m/s y (b) entre 1,3 y 3,5 m/s.

En la figura 4.7(b) se muestran las curvas correspondientes a los ensayos realizados a velocidades de impacto comprendidas entre 1,3 y 3,5 m/s. Se observa que la primera rotura de la probeta ocurre para una velocidad de impacto de 1,5 m/s;

esto implica que en el caso de los ensayos realizados con una masa del impactor de 3,545 kg(C), el umbral de energía  $E_{rC}$  necesaria para que se produzca la rotura de la probeta viene determinada por la ecuación 4.5.

$$E_{rC} = \frac{1}{2} m_{\text{impC}} \dot{u}_{\text{imp}}^2 = \frac{1}{2} 3,545 \cdot 1,5^2 = 3,99 \text{ J} \quad (4.5)$$

En este caso también se cumple la tendencia observada en los resultados obtenidos con masas del impactor inferiores: según aumenta la velocidad de impacto, tanto el instante de tiempo en el que se da la rotura como el instante en el que se alcanza la fuerza máxima van disminuyendo. En cuanto al valor de fuerza máxima, también se puede afirmar que en todos los casos se encuentra dentro del rango comprendido entre 380 y 450 N.

Como conclusión del análisis de la evolución del patrón de las curvas  $F-t$  de impacto-tracción sobre probetas longitudinales, se puede afirmar que, en el rango de velocidades de impacto analizado, las curvas siguen un patrón de comportamiento bien definido: para las menores energías de impacto, las curvas  $F-t$  presentan un aspecto quasi-simétrico, que se puede asociar a la respuesta visco-elástica del material [Jiménez, 2002]. Según aumenta la energía de impacto (ya sea aumentando la masa del impacto o la velocidad de impacto), la curva va perdiendo simetría en la medida en que la pendiente inicial aumenta y el instante en el que se da la fuerza máxima disminuye, al mismo tiempo que aumenta el tiempo de contacto del impacto. Esta pérdida de simetría se asocia a que el material presenta un comportamiento visco-elasto-plástico [Jiménez, 2002]. A medida que aumenta la energía de impacto antes de la rotura, destaca la presencia de un máximo de fuerza cada vez más definido en la parte inicial de la curva.

Para las diferentes masas de impactor analizadas, la primera rotura de la probeta se ha producido a un nivel de energía comprendido entre 3,94 y 3,99 J. Por lo tanto, en los rangos de masas de impactor y velocidades de impacto analizados, el umbral de rotura de las probetas ha demostrado depender de la energía de impacto independientemente de las distintas combinaciones de masa del impactor y velocidad de impacto que generan dicha energía de impacto.

Una vez superado el umbral de rotura, para cada masa del impactor, el valor máximo de la fuerza se mantiene en torno a un valor medio comprendido entre 375 y 450 N, sin seguir una tendencia clara a medida que aumenta la velocidad de impacto. En cuanto al tiempo de rotura, en general su tendencia es a disminuir según aumenta la energía de impacto; sin embargo, esta tendencia no es estricta, ya que para pequeños incrementos de energía de impacto puede presentar un comportamiento opuesto.

**b) Evolución del coeficiente de restitución en función de la energía de impacto:** se han determinado los coeficientes de restitución  $e$  (ecuación 2.1) de los ensayos de impacto-tracción realizados a diferentes energías de impacto. En los casos en los que se dispone de más de una curva en idénticas condiciones se ha determinado el valor medio del  $e$ . En la figura 4.8 se muestra su evolución en función de la energía de impacto  $E_{\text{imp}}$ . Se aprecia que incluso a las energías más bajas existe una disipación de energía no despreciable. Al aumentar ligeramente la energía de impacto, se da una caída brusca del valor de  $e$ ; a bajas energías de impacto (inferiores a 1 J) se alcanzan valores de disipación de energía de hasta un 40 % ( $e = 0,6$ ). A partir de este punto, a medida que aumenta la energía de

impacto, el valor del  $e$  disminuye de una forma menos brusca hasta llegar a valores de en torno a 0,4 para los ensayos realizados a las mayores energías.

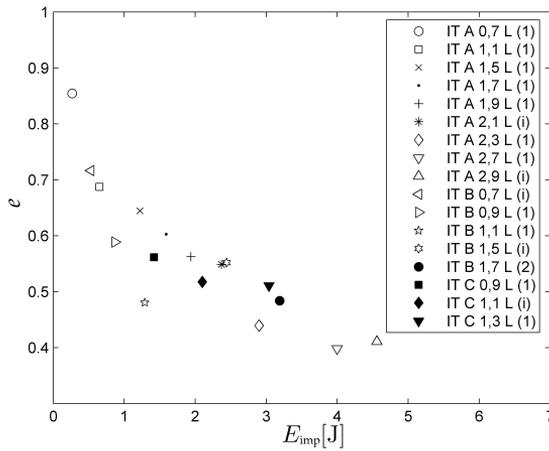


Figura 4.8: Evolución del coeficiente de restitución  $e$  de cada ensayo, en función de la energía de impacto  $E_{imp}$ , para probetas longitudinales.

Por lo tanto, en el rango de energías de impacto previas a la rotura, más de la mitad de la energía de impacto suministrada a la probeta es disipada por el material. Además, se observa que la variación de  $e$  con  $E_{imp}$  es independiente de la masa del impactor, lo cual demuestra que  $e$  depende únicamente de la energía de impacto, y no de la combinación masa del impactor-velocidad de impacto empleada para proporcionar dicha energía de impacto.

**c) Análisis de la reproducibilidad de los ensayos:** se ha analizado la reproducibilidad de los ensayos repitiendo algunos de ellos varias veces en idénticas condiciones y obteniendo los valores medios y desviaciones de los valores característicos de las curvas  $F$ - $t$ : fuerza máxima  $F_{m\acute{a}x}$ , instante en el que se da la fuerza máxima  $t_{F_{m\acute{a}x}}$ , tiempo de contacto  $t_c$  y tiempo de rotura  $t_r$  (en los casos en los que se da). En la figura 4.9 se muestran las curvas  $F$ - $t$  correspondientes a los ensayos de reproducibilidad realizados con una masa del impactor de 1,091 kg(A) y velocidades de impacto de 1,3 (figura 4.9(a)), 2,1 (figura 4.9(b)) y 2,9 m/s (figura 4.9(c)).

Se puede observar que las curvas correspondientes a ensayos realizados a velocidades de impacto de 1,3 y 2,1 m/s (figura 4.9(a)-(b)) presentan una forma y unos valores característicos muy similares. Sin embargo, en los ensayos realizados con una velocidad de impacto de 2,9 m/s (figura 4.9(c)) se observa que, de cuatro ensayos realizados en idénticas condiciones, en dos se ha producido la rotura de la probeta, mientras que en los otros dos, no. Por lo tanto, a pesar de que la primera rotura se ha producido a una velocidad de impacto de 2,7 m/s (figura 4.5(b)), a una velocidad ligeramente mayor siguen apareciendo casos en los que la probeta no rompe. No se ha podido determinar si esta rotura prematura ha sido provocada por algún defecto de la probeta, o si se debe a la dispersión propia del fenómeno

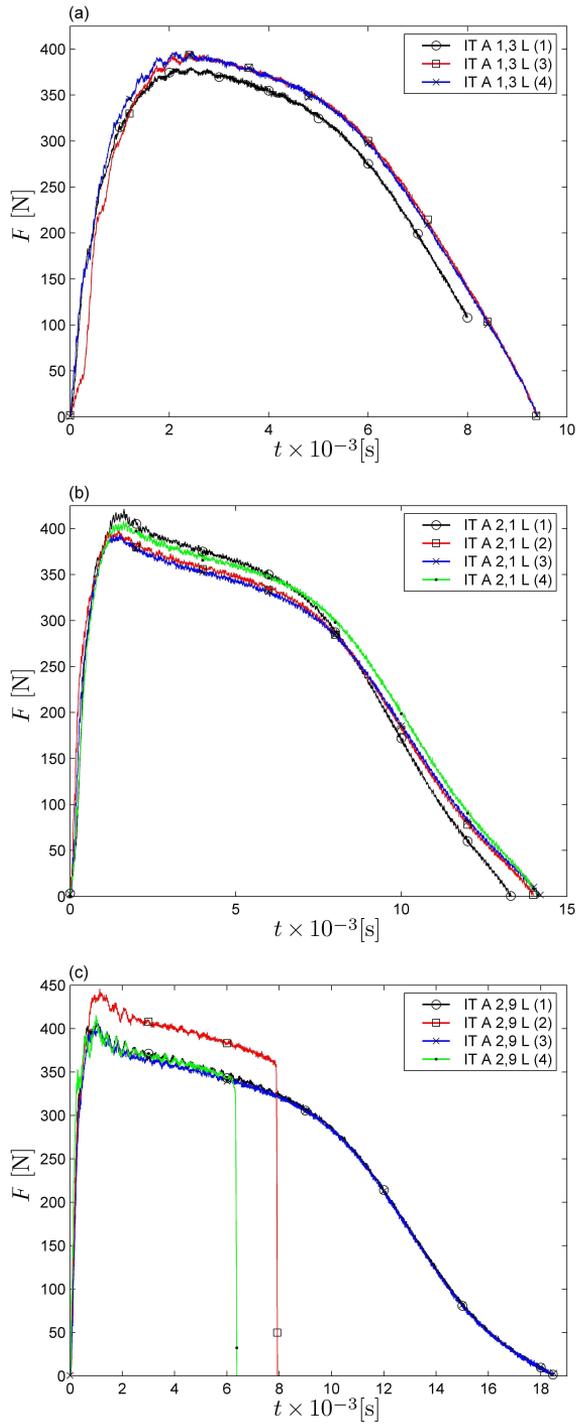


Figura 4.9: Curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de reproducibilidad longitudinales, para una masa del impactor de 1,091 kg(A) y velocidades de impacto de (a) 1,3 m/s, (b) 2,1 m/s y (c) 2,9 m/s.

de rotura. Por lo tanto, siguiendo un criterio más conservador, el umbral de rotura para una masa del impactor de 1,091 kg(A) se ha establecido a una velocidad de impacto de 2,7 m/s.

En la tabla 4.2 se muestran los valores medios característicos correspondientes a las curvas de reproducibilidad mostradas en la figura 4.9.

Tabla 4.2: Valores medios característicos de las curvas  $F-t$  de reproducibilidad de los ensayos de impacto-tracción realizados con una masa del impactor de 1,091 kg(A) sobre probetas longitudinales.

Ensayo	$F_{\text{máx}}$	$t_{F_{\text{máx}}} \times 10^{-3}$	$t_c \times 10^{-3}$	$t_r \times 10^{-3}$
	[N]	[s]	[s]	[s]
ITA1,3( $i$ )	391,5 $\pm$ 7,9**	2,41 $\pm$ 0,04**	9,40 $\pm$ 0,00*	- -
ITA2,1( $i$ )	405,2 $\pm$ 10,8	1,50 $\pm$ 0,13	13,90 $\pm$ 0,35	- -
ITA2,9( $i$ )	418,8 $\pm$ 16,0	1,07 $\pm$ 0,05	18,48 $\pm$ 0,02*	7,16 $\pm$ 0,78*

\* valores obtenidos a partir de dos ensayos.

\*\* valores obtenidos a partir de tres ensayos.

Todos los valores indicados en la tabla se han obtenido a partir de cuatro ensayos, salvo los indicados con asteriscos; éstos han sido obtenidos a partir de menos ensayos, debido a que las curvas  $F-t$  correspondientes se encontraban incompletas, o bien debido a que se ha producido la rotura de algunas de las probetas ensayadas en esas condiciones. A partir de los valores de dicha tabla, se puede afirmar que para una masa de impactor de 1,091 kg(A):

- las desviaciones de la fuerza máxima en ningún caso superan el 4% del valor medio. En el caso del tiempo de contacto, las desviaciones son inferiores al 2,5% del valor medio.
- las desviaciones máximas en el valor del instante de tiempo en el que se alcanza la fuerza máxima es inferior al 8,5% del valor medio en todos los casos.
- las desviaciones máximas del valor del tiempo correspondiente a la rotura es inferior al 11% del valor medio.

En la figura 4.10 se muestran las curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de reproducibilidad realizados con una masa del impactor de 2,182 kg(B) y velocidades de impacto de 0,7 (figura 4.10(a)), 1,5 (figura 4.10(b)), 2,3 (figura 4.10(c)) y 3,1 m/s (figura 4.10(d)). A su vez, en la tabla 4.3 se muestran los valores medios característicos correspondientes a las curvas de reproducibilidad representadas en la figura 4.10.

A partir de los valores de dicha tabla, se puede afirmar que, para una masa de impactor de 2,182 kg(B):

- las desviaciones correspondientes a la fuerza máxima no superan el 4,5% del valor medio, y las correspondientes al tiempo de contacto son inferiores al 2,5% del valor medio.
- las desviaciones del instante de tiempo en el que se da la fuerza máxima son inferiores al 7,5% del valor medio en todos los casos. En el caso del instante

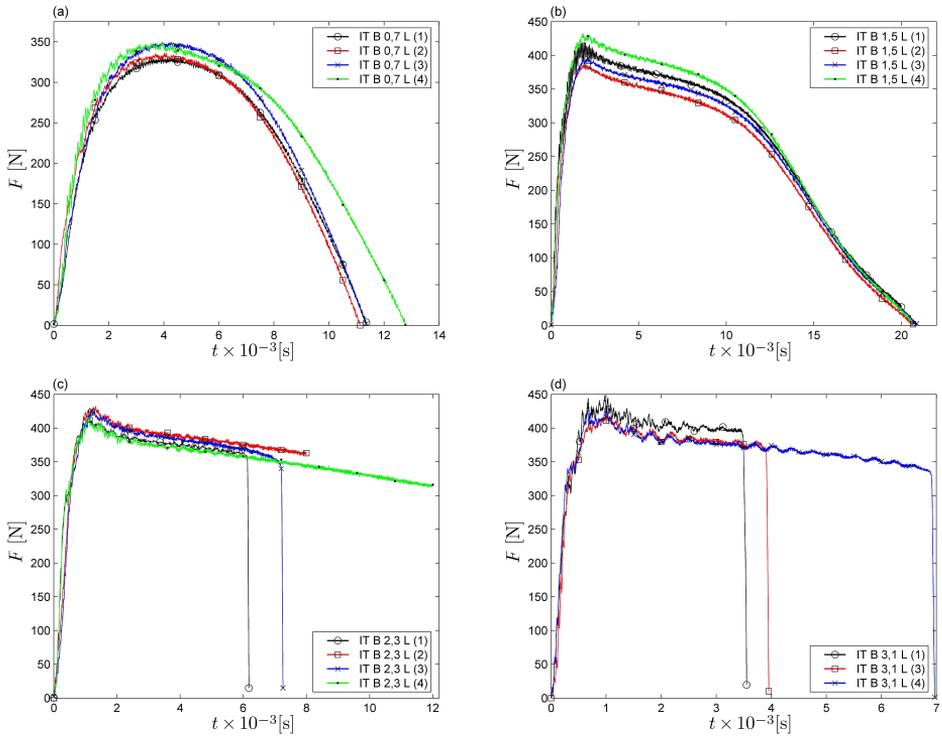


Figura 4.10: Curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de reproducibilidad longitudinales, para una masa del impactor de 2,182 kg(B) y velocidades de impacto de (a) 0,7 m/s, (b) 1,5 m/s, (c) 2,3 m/s y (d) 3,1 m/s.

Tabla 4.3: Valores medios característicos de las curvas  $F-t$  de reproducibilidad de los ensayos de impacto-tracción realizados con una masa del impactor de 2,182 kg(B) sobre probetas longitudinales.

Ensayo	$F_{\text{máx}}$ [N]	$t_{F_{\text{máx}}} \times 10^{-3}$ [s]	$t_c \times 10^{-3}$ [s]	$t_r \times 10^{-3}$ [s]
ITB0,7( $i$ )	$341,9 \pm 7,9$	$3,99 \pm 0,18$	$11,65 \pm 0,65$	--
ITB1,5( $i$ )	$408,7 \pm 18,3$	$1,90 \pm 0,11$	$20,74 \pm 0,09$	--
ITB2,3( $i$ )	$423,2 \pm 6,9$	$1,18 \pm 0,09$	--	$6,71 \pm 0,54^*$
ITB3,1( $i$ )	$431,9 \pm 12,2^{**}$	$1,00 \pm 0,03^{**}$	--	$4,82 \pm 1,52^{**}$

\* valor obtenidos a partir de dos ensayos.

\*\* valores obtenidos a partir de tres ensayos.

de tiempo correspondiente a la rotura, la desviación máxima asciende hasta un 33% por lo que se puede afirmar que, en lo que al tiempo de rotura se refiere, los ensayos no son en absoluto reproducibles.

En la figura 4.11 se muestran las curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de reproducibilidad realizados con una masa del impactor de 3,545 kg(C) y velocidades de impacto de 1,1 (figura 4.11(a)) y 1,9 m/s (4.11(b)). En la tabla 4.4 se muestran los valores medios característicos correspondientes a las curvas de reproducibilidad representadas en las figura 4.11.

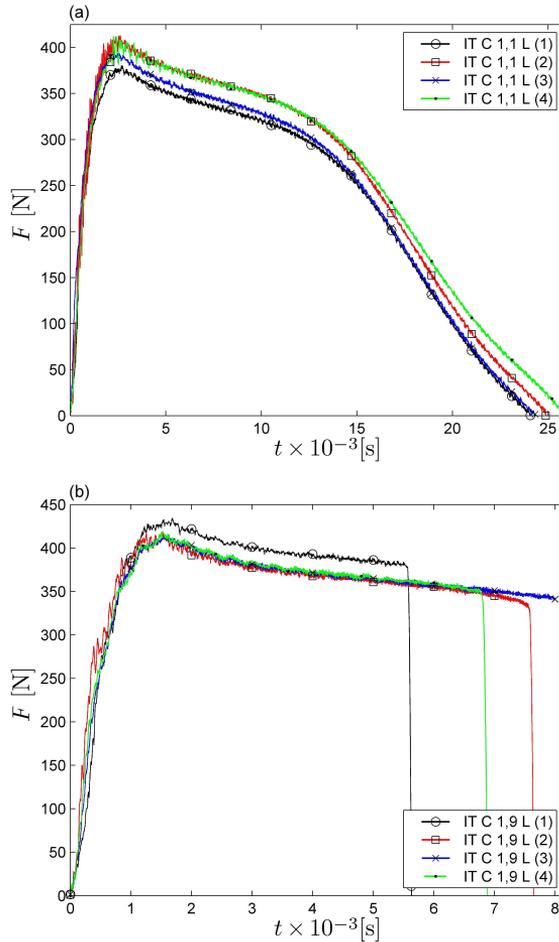


Figura 4.11: Curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de reproducibilidad longitudinales, para una masa del impactor de 3,545 kg(C) y velocidades de impacto de (a) 1,1 m/s y (b) 1,9 m/s.

Por lo tanto, se puede afirmar que para una masa de impactor de 3,545 kg(C):

- las desviaciones máximas correspondientes a los valores de fuerza máxima son inferiores al 3,5% del valor medio en los dos casos analizados.

Tabla 4.4: Valores medios característicos de las curvas  $F-t$  de reproducibilidad de los ensayos de impacto-tracción realizados con una masa del impactor de 3,545 kg(C) sobre probetas longitudinales.

<b>Ensayo</b>	$F_{m\acute{a}x}$ [N]	$t_{F_{m\acute{a}x}} \times 10^{-3}$ [s]	$t_c \times 10^{-3}$ [s]	$t_r \times 10^{-3}$ [s]
ITC1,1( $i$ )	399,9 ± 13,6	2,50 ± 0,15	24,78 ± 0,67	- -
ITC1,9( $i$ )	421,4 ± 7,8	1,57 ± 0,07	--	6,72 ± 0,83**

\*\* valor obtenidos a partir de tres ensayos.

- la desviación máxima correspondiente al instante de tiempo en el que se alcanza la fuerza máxima es inferior al 6% del valor medio.
- las desviaciones máximas correspondientes al tiempo de contacto han sido de un 2,5% del valor medio, y de un 12% del valor medio en el caso del tiempo de rotura.

Como conclusión del análisis de la reproducibilidad de los ensayos de impacto-tracción sobre probetas longitudinales, se puede afirmar que los ensayos presentan una buena reproducibilidad en términos de fuerza máxima (con desviaciones inferiores al 4,5% en todos los casos analizados) y tiempo de contacto (desviaciones inferiores al 3,5%). El valor del instante de tiempo en el que se da la fuerza máxima presenta unas desviaciones mayores (que en todo los casos analizados han sido inferiores al 8,5%). En condiciones cercanas a la rotura, las curvas presentan una mayor variabilidad en cuanto a que algunas de las probetas rompen y otras no; sin embargo, incluso en esas condiciones, los parámetros representativos presentan una buena reproducibilidad, a igualdad de condiciones de rotura (probeta rota/no rota). Por último, una vez superado el umbral de rotura, el tiempo de rotura es un parámetro que no se puede considerar en absoluto reproducible (la desviación máxima para este parámetro ha resultado ser de un 33%) en las condiciones en las que se han llevado a cabo los ensayos experimentales de impacto-tracción instrumentado.

**d) Análisis de la evolución de los valores característicos de las curvas  $F-t$  a partir de las curvas de reproducibilidad:** a partir de los ensayos de reproducibilidad, se ha determinado la evolución de los valores medios característicos de las curvas correspondientes, pero en lugar de agruparlos en función de la masa del impactor, se han representado todas juntas en función de la energía de impacto. En la figura 4.12(a) se observa que, independientemente de la combinación masa del impactor - velocidad de impacto utilizada para lograr una determinada energía de impacto, la  $F_{m\acute{a}x}$  aumenta según aumenta la energía de impacto [Martínez et al., 2001].

En la figura 4.12(b) se han representado los valores medios de  $t_{F_{m\acute{a}x}}$  de los ensayos de reproducibilidad. Se ve que, aunque por sí solos no presentan una tendencia clara, si se analizan agrupados por iguales masas del impactor (puntos unidos por líneas discontinuas en la gráfica) se ve que su valor disminuye con la energía de impacto, como ya ha sido comentado. Si, por el contrario, se fija la atención en los puntos correspondientes a distintas masas del impactor y velocidades de impacto

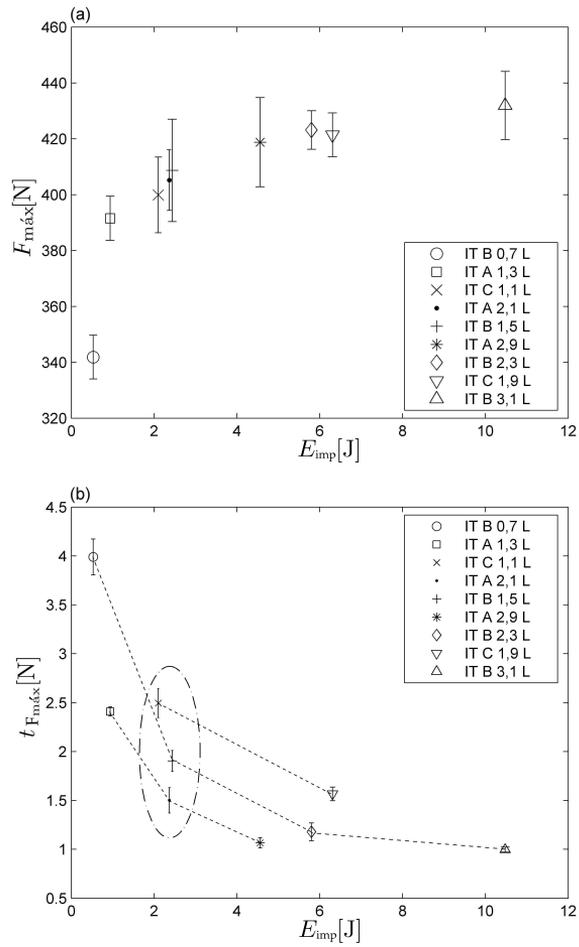


Figura 4.12: Evolución de los valores medios de (a)  $F_{máx}$  y (b)  $t_{F_{máx}}$ , en función de la energía de impacto  $E_{imp}$ .

cuya combinación resulta en una energía de impacto similar (puntos dentro de la elipse en la figura), se observa que el valor de  $t_{F_{\text{máx}}}$  aumenta según la combinación de mayor masa del impactor-menor velocidad de impacto.

En lo referente al tiempo de contacto  $t_c$ , en la figura 4.13(a) se representa su evolución en función de la energía de impacto. En este caso también se han unido mediante una línea discontinua los puntos correspondientes a ensayos realizados con igual masa del impactor, pudiéndose corroborar que el tiempo de contacto aumenta con la velocidad de impacto. Sin embargo, si se observan los puntos de  $t_c$  correspondientes a los ensayos cuya combinación de masa-velocidad da un valor de energía de impacto en torno a dos julios (puntos dentro de la elipse), se concluye que, al igual que ocurre para  $t_{F_{\text{máx}}}$ , el valor de  $t_c$  aumenta con la combinación de mayor masa - menor velocidad de impacto.

Por último, en la figura 4.13(b) se puede apreciar la evolución del tiempo de rotura en función de la energía de impacto. En este caso, se ve que el tiempo de rotura disminuye a medida que aumenta la energía de impacto. Sin embargo, cabe destacar la gran desviación obtenida en los valores de  $t_r$  pudiendo llegar a un valor máximo de hasta un 33 % del valor medio, como en el caso de los ensayos realizados con una masa de impactor de 2,182 kg(B) y a una velocidad de impacto de 3,1 m/s.

Por lo tanto, se demuestra que la fuerza máxima es un parámetro dependiente únicamente de la energía de impacto, sin importar cuál es la combinación de masa del impactor - velocidad de impacto empleado. En cambio, tanto el tiempo correspondiente a la fuerza máxima  $t_{F_{\text{máx}}}$  como el tiempo de contacto  $t_c$  dependen de la velocidad de impacto pero también de la masa del impactor: para una misma velocidad de impacto,  $t_{F_{\text{máx}}}$  disminuye y  $t_c$  aumenta con un aumento de la masa del impactor; y para una masa constante del impactor, ocurre lo mismo al aumentar la velocidad de impacto.

**e) Detección de mecanismos de deformación irreversibles en el material:**

en este apartado se analiza el comportamiento del material, a partir del análisis visual de las probetas ensayadas. En este contexto, las probetas han sido clasificadas en función del aspecto que presentan tras ser ensayadas (Fig 4.14): probetas sin daño, probetas con emblanquecimiento y probetas rotas.

La figura 4.15 muestra los valores de la tensión máxima  $\sigma_{\text{máx}}$  en función de la energía de impacto, para las masas del impactor de 1,091(A), 2,182(B) y 3,545 kg(C) (representadas en color negro, rojo y azul respectivamente). Se observa que para el rango de bajas energías (<2,5 J) las probetas no sufren ningún tipo de daño, y que la tensión máxima aumenta a medida que aumenta la energía de impacto. El emblanquecimiento aparece a partir de una energía de impacto de 2,5 J y es más importante en los ensayos realizados con una masa del impactor de 1,091 kg(A). En los ensayos realizados con una masa del impactor de 3,545 kg(C) no hay emblanquecimiento y las probetas ensayadas pasan directamente de un estado en el que no se aprecia daño alguno a la rotura. Por último, a partir de una energía de impacto de 4 J se produce la rotura de todas las probetas.

Tanto en los ensayos que provocan el emblanquecimiento de la probeta, como en los que provocan la rotura a energías de impacto inferiores a 10 J, la tensión máxima se mantiene prácticamente constante en torno a una valor de  $54 \pm 2,2$  MPa. Para energías superiores a 10 J se observa que la tensión máxima aumenta ligeramente según aumenta la energía de impacto.

De aquí se puede deducir que el límite elástico del material (entendido como el

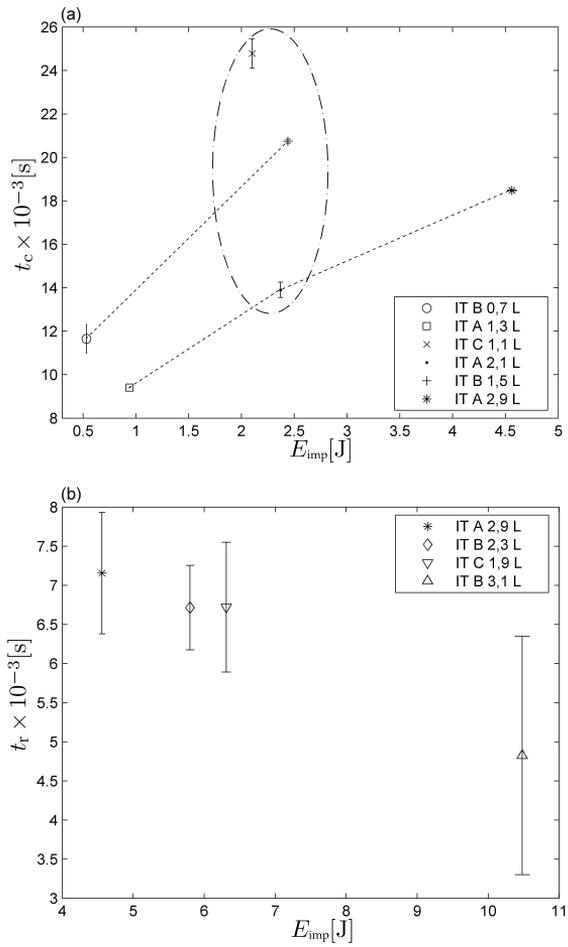


Figura 4.13: Evolución de los valores medios de (a)  $t_c$  y (b)  $t_r$ , en función de la energía de impacto  $E_{imp}$ .

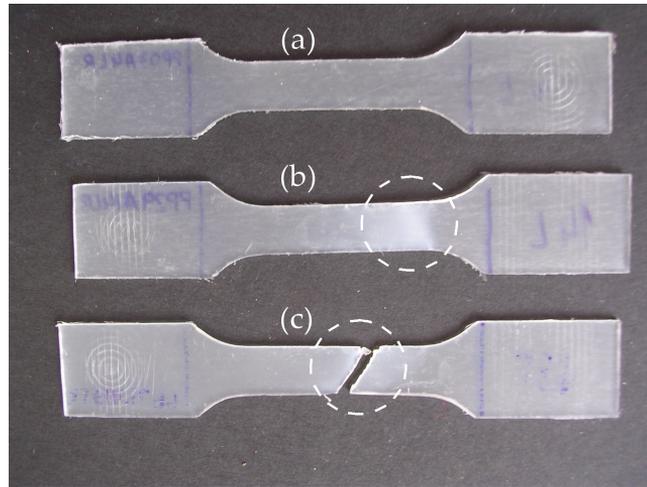


Figura 4.14: El análisis visual de las probetas tras el ensayo permite distinguir entre (a) probetas sin daño, (b) probetas con emblanquecimiento y (c) probetas con rotura.

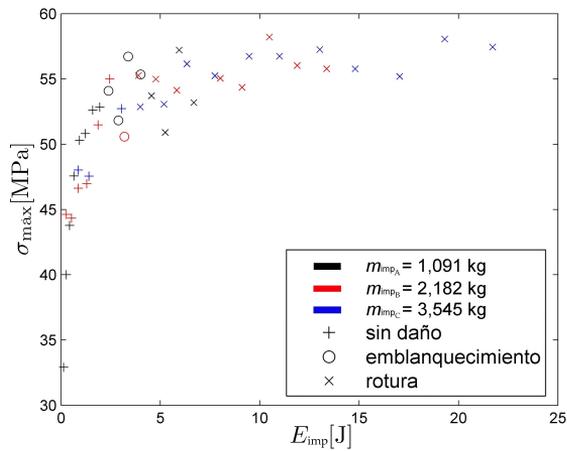


Figura 4.15: Evolución de la tensión máxima  $\sigma_{m\acute{a}x}$  en función de la energía de impacto  $E_{imp}$ , y del tipo de daño inducido en las probetas ensayadas con distintas masas del impactor.

valor de tensión a partir del cual aparecen mecanismos de deformación irreversibles en el material) está situado en un valor en torno a  $54 \pm 2,2$  MPa, y que el comportamiento plástico del material presenta un ligero endurecimiento.

### Probetas transversales

**a) Evolución del patrón de las curvas:** en la figura 4.16(a) se muestra la evolución de las curvas  $F-t$  correspondientes a ensayos de impacto-tracción realizados con una masa del impactor de 2,182 kg(B) a velocidades de impacto comprendidas entre 1,3 y 3,5 m/s sobre probetas transversales. Se puede apreciar que en todos los ensayos realizados se produce la rotura de las probetas, incluso en las realizadas a las menores velocidades de impacto. En todos los casos la rotura se produce en un rango de fuerza comprendido entre 375 y 425 N.

En cuanto al tiempo de rotura, éste disminuye según aumenta la velocidad de impacto, provocando que la pendiente de la curva sea mayor a medida que aumenta la velocidad de impacto.

En la figura 4.16(b) se muestra la evolución de las curvas  $F-t$  correspondientes a ensayos de impacto-tracción realizados con una masa del impactor de 3,545 kg(C) a velocidades de impacto comprendidas entre 0,9 y 3,3 m/s sobre probetas transversales. Salvo en el ensayo realizado a una velocidad de impacto de 0,9 m/s, en el que el valor de fuerza de rotura es de en torno a 340 N, en el resto de ensayos la rotura se produce en un rango de fuerzas comprendido entre 400 y 425 N, siendo la principal diferencia entre ellos el tiempo de rotura; éste, al igual que en todos los casos anteriormente analizados, disminuye según aumenta la velocidad de impacto, provocando un aumento de la pendiente de las curvas a medida que aumenta la velocidad de impacto.

Por lo tanto, se puede concluir que en el caso de las probetas transversales, incluso a las menores energías de impacto se produce la rotura de las probetas. La fuerza de rotura se mantiene en torno a un valor de 425 N en todos los casos, incluso en los ensayos realizados a distintas velocidades. En cuanto al tiempo de rotura, éste disminuye con la velocidad de impacto, coincidiendo con la tendencia observada en las probetas longitudinales.

**b) Evolución del coeficiente de restitución en función de la energía de impacto:** como se puede comprobar en el capítulo anterior, en el rango de energías en el que se han llevado a cabo los ensayos de impacto-tracción todas las probetas han resultado rotas, con lo que no se puede realizar un análisis del coeficiente de restitución.

**c) Análisis de la reproducibilidad de los ensayos:** en el caso de las probetas transversales, se ha analizado la reproducibilidad de los ensayos en tres condiciones diferentes, y se han obtenido los valores medios y desviaciones de la fuerza de rotura  $F_r$  y tiempo de rotura  $t_r$ .

En la figura 4.17 se muestran las curvas  $F-t$  correspondientes a tres ensayos realizados con una masa del impactor de 2,182 kg(B) y con una velocidad de impacto de 3,1 m/s. Se puede observar que las curvas presentan un patrón muy similar entre sí. La rotura se produce en un rango de fuerzas comprendido entre 390 y 450 N, y el tiempo de rotura en los tres casos es inferior a  $1 \times 10^{-3}$  s.

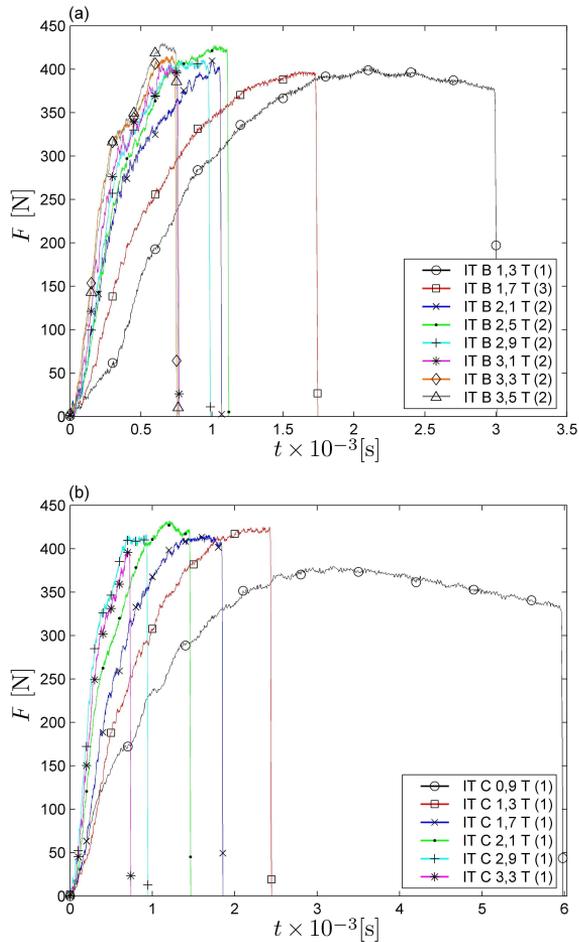


Figura 4.16: Curvas  $F$ - $t$  correspondientes a los ensayos de impacto-tracción realizados sobre probetas transversales, a velocidades de impacto comprendidas (a) entre 1,3 y 3,5 m/s con una masa del impactor de 2,182 kg(B), y (b) entre 0,9 y 3,3 m/s con una masa del impactor de 3,545 kg(C).

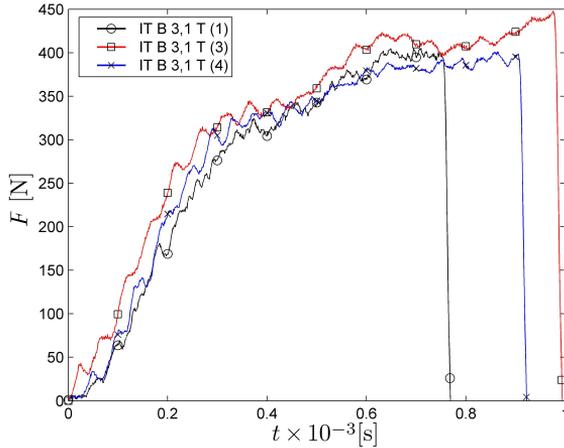


Figura 4.17: Curvas  $F$ - $t$  correspondientes a los ensayos de reproducibilidad transversales, para una masa del impactor de 2,182 kg(B) y una velocidad de impacto de 3,1 m/s.

En la tabla 4.5 se muestran los valores medios de fuerza y tiempo de rotura correspondientes a las curvas de reproducibilidad mostradas en la figura 4.17. En este caso, las desviaciones de la fuerza de rotura y del tiempo de rotura son del 7% y 13% respectivamente.

Tabla 4.5: Valores medios característicos de las curvas  $F$ - $t$  de reproducibilidad de los ensayos de impacto-tracción realizados con una masa del impactor de 2,182 kg(B) sobre probetas transversales.

Ensayo	$F_r$	$t_r \times 10^{-3}$
	[N]	[s]
IT B 3,1 (i)	$414,6 \pm 28,9$	$0,88 \pm 0,11$

En la figura 4.18 se muestran las curvas  $F$ - $t$  correspondientes a los ensayos de reproducibilidad realizados con una masa del impactor de 3,545 kg(C) y con velocidades de impacto de 1,3 m/s (figura 4.18(a)) y 2,9 m/s (figura 4.18(b)). Al igual que en caso anterior, se observa que las curvas presentan un patrón muy similar entre sí.

Los valores característicos medios de las curvas de reproducibilidad correspondientes a la figura 4.18(a) y (b) se muestran en la tabla 4.6. Las desviaciones máximas para la fuerza de rotura y para el tiempo de rotura no superan el 6% y 10% respectivamente.

Como resumen del análisis de la reproducibilidad de los ensayos de impacto-tracción sobre probetas transversales, se puede afirmar que los ensayos presentan una buena reproducibilidad tanto en la fuerza de rotura como en el tiempo de rotura, ya que las desviaciones en ningún caso superan el 7% y 13% respectivamente.

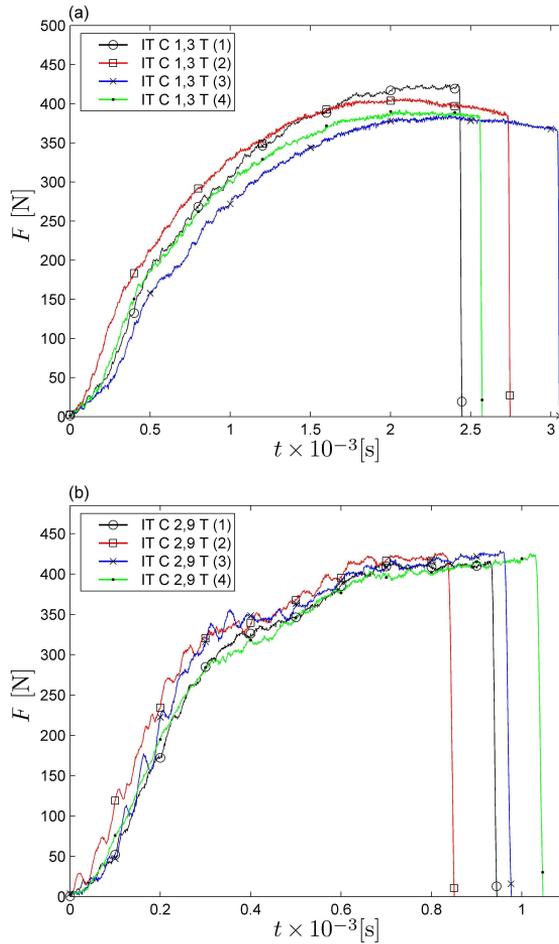


Figura 4.18: Curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de reproducibilidad transversales para una masa del impactor de 3,545 kg(C) y una velocidad de impacto de (a) 1,3 m/s y (b) 2,9 m/s.

Tabla 4.6: Valores medios característicos de las curvas  $F-t$  de reproducibilidad de los ensayos de impacto-tracción realizados con una masa del impactor de 3,545 kg(C) sobre probetas transversales.

Ensayo	$F_r$ [N]	$t_r \times 10^{-3}$ [s]
ITC1,3( $i$ )	$389,0 \pm 23,9$	$2,69 \pm 0,27$
ITC2,9( $i$ )	$422,6 \pm 4,4$	$0,94 \pm 0,08$

**d) Detección de mecanismos de deformación irreversibles en el material:**

al igual que ocurre con el coeficiente de restitución, en el caso del análisis visual de daño sobre las probetas transversales ensayadas no se ha podido obtener ninguna conclusión sobre la aparición de mecanismos de deformación irreversibles en el material. Esto es así debido a que todas las probetas ensayadas en el rango de energías de impacto analizado han resultado rotas.

**Comparación de los resultados obtenidos sobre probetas longitudinales y transversales**

Hasta ahora se han mostrado los resultados de los ensayos de impacto-tracción sobre probetas longitudinales y transversales por separado. En este apartado se desea comparar el comportamiento del material en función de la orientación macromolecular inducida por el proceso de inyección de las placas a partir de las cuales han sido mecanizadas las probetas.

La diferencia más importante entre los resultados de las probetas longitudinales y transversales reside en el umbral de energía necesaria para provocar la rotura de las mismas. En el caso de las probetas transversales resulta imposible determinar este umbral de energía de rotura, ya que todas las probetas ensayadas han roto. Sin embargo, se puede afirmar que dicho valor tiene que estar obligatoriamente por debajo de la energía de impacto más baja a la que se han ensayado las probetas transversales. En este caso, la menor energía de ensayo viene dada por la combinación de una masa del impactor de 2,182 kg(B) con una velocidad de impacto de 1,3 m/s, y su valor es de 1,844 J. En el caso de las probetas longitudinales, el umbral de rotura estaba situado en un valor de energía de impacto en torno a 3,95 J. Por lo tanto, se puede afirmar que el umbral de rotura de las probetas transversales se sitúa en un valor de energía inferior o igual al 46 % de valor de energía de las probetas longitudinales.

Este hecho se puede observar en la figura 4.19, en la que se comparan las curvas correspondientes a los ensayos de impacto-tracción realizados sobre probetas longitudinales y transversales a velocidades de impacto de 1,3 m/s (figura 4.19(a)) y de 1,7 m/s (figura 4.19(b)).

En ambos casos puede apreciarse que la parte inicial de las curvas longitudinal y transversal es prácticamente idéntica; sin embargo, en el caso de las probetas transversales, la rotura ocurre en un instante de tiempo muy corto (de en torno a  $2-3 \times 10^{-3}$  s), mientras que las longitudinales no rompen y el tiempo de contacto se prolonga mucho más (en torno a  $16-25 \times 10^{-3}$  s). Además, en el caso de las curvas correspondientes a las probetas longitudinales se observa una gran asimetría asociada a la respuesta plástica del material; esto implica que la capacidad de disipación de la energía de impacto en las probetas transversales es mucho menor que la de las longitudinales.

Por último, en la figura 4.20 se comparan las curvas  $F-t$  correspondientes a dos ensayos realizados sobre una probeta longitudinal y otra transversal, con una masa de 3,545 kg(C) y una velocidad de impacto de 3,5 m/s. Estas condiciones son suficientes para provocar la rotura tanto de la probeta longitudinal, como de la transversal. Se observa que la rotura se produce de una manera mucho más prematura en la probeta transversal, de manera que la energía disipada es mucho menor en las probetas transversales.

Como conclusión de la comparación del comportamiento del polipropileno so-

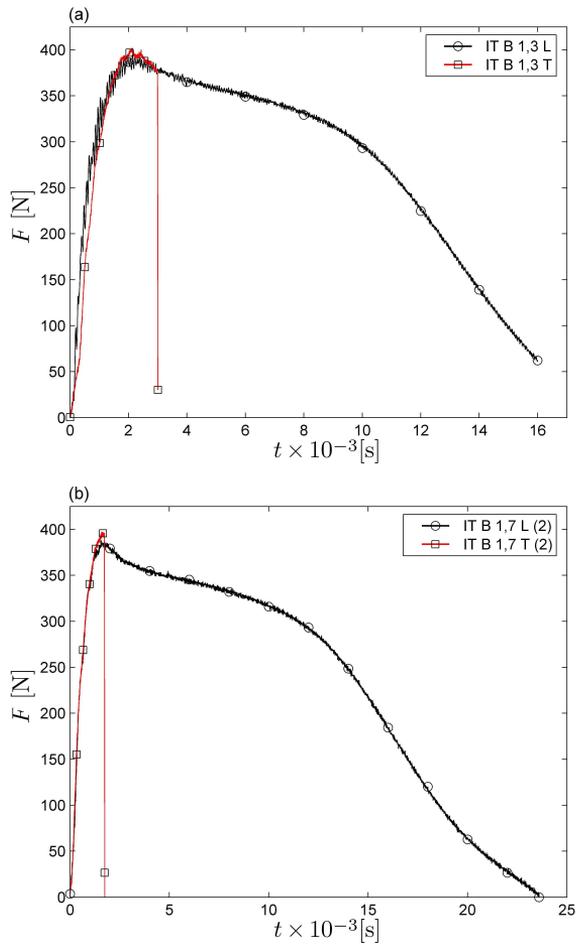


Figura 4.19: Curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de impacto-tracción sobre una probeta longitudinal y otra transversal, realizados con una masa del impactor de 2,182 kg(B) y velocidad de impacto (a) de 1,3 m/s y (b) de 1,7 m/s.

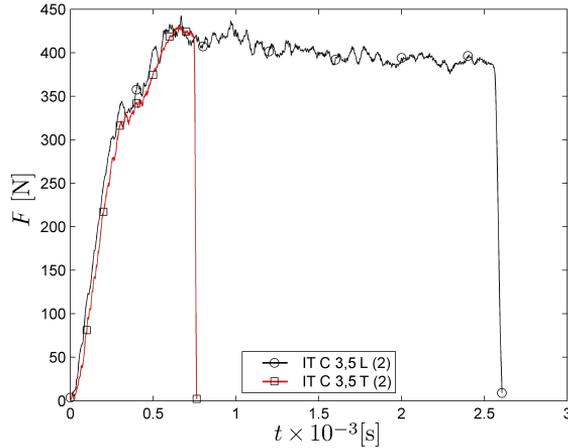


Figura 4.20: Curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de impacto-tracción sobre una probeta longitudinal y otra transversal, realizados con una masa del impactor de 3,545 kg(C) y velocidad de impacto de 3,5 m/s.

metido a impacto-tracción en función de la orientación macromolecular inducida por el proceso de inyección, se puede afirmar que existen grandes diferencias entre los resultados de las probetas orientadas longitudinalmente frente a las orientadas transversalmente; estas últimas presentan un valor de energía de rotura umbral que ha demostrado ser inferior o igual al 46 % de la energía de rotura umbral de las probetas transversales. En consecuencia, la capacidad de disipación de energía es mucho menor en el caso de las probetas transversales frente a las longitudinales. Este hecho indica que la orientación inducida por el proceso de transformación del material es un factor crucial en el proceso de diseño de componentes en polipropileno.

### 4.1.3. Resultados de los ensayos de impacto-indentación instrumentado por caída de dardo

En este apartado se muestran los resultados obtenidos a partir de los ensayos experimentales de impacto-indentación instrumentado. Los ensayos se han llevado a cabo dejando caer un impactor semiesférico (0,744 kg de masa y 12,7 mm de diámetro) en un rango de alturas de caída comprendido entre 5 y 100 mm, con incrementos de 5 mm. Cada ensayo se ha llevado a cabo en tres ocasiones en idénticas condiciones, para analizar su reproducibilidad. En cada ensayo se ha registrado la curva  $F-t$ , y a partir de ella se han determinado: la fuerza máxima alcanzada en el impacto  $F_{m\acute{a}x}$ , el tiempo correspondiente a la fuerza máxima  $t_{F_{m\acute{a}x}}$  y el tiempo de contacto entre el impactor y la probeta  $t_c$ . Además, se han analizado: *a)* la evolución del patrón de las curvas  $F-t$  en función de la altura de caída del impactor,  $h_{imp}$ , y la reproducibilidad de las mismas, y *b)* la evolución del coeficiente de restitución  $e$  en función de la energía de impacto.

### Evolución del patrón de las curvas $F-t$ y análisis de la reproducibilidad

En la figura 4.21(a) se muestran las curvas  $F-t$  correspondientes a los tres ensayos de impacto-indentación para  $h_{\text{imp}} = 5$  mm. Se puede apreciar que las tres curvas se encuentran desfasadas en el tiempo. Este desfase se debe a la existencia de “colas” o distorsiones que se observan al inicio y al final del contacto en las curvas  $F-t$ , y son consecuencia del acomodamiento entre el impactor, la probeta y la superficie de apoyo de la probeta. La aparición de estas “colas” se debe sobre todo a errores de planicidad y paralelismo entre la cara superior y la inferior de las probetas [Sullcahuamán, 2001; Jiménez, 2002]. Estos errores pueden estar inducidos por diferencias del espesor entre el centro y los extremos de las probetas, la presencia de rebabas, etc. Una vez superada la fase de acomodamiento, que en cada ensayo puede tener una duración diferente, empieza la fase de penetración del impactor en la probeta, en la que la fuerza presenta una pendiente mucho más lineal y homogénea en todos los casos.

Con el objeto de analizar la reproducibilidad de los ensayos, se han desplazado las curvas de manera que la pendiente principal de la fase de carga de las tres quede superpuesta (figura 4.21(b)). Se observa que la reproducibilidad de los ensayos es muy buena. En las curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de impacto-indentación mostradas a partir de ahora se ha corregido el desfase temporal en la “cola” inicial.

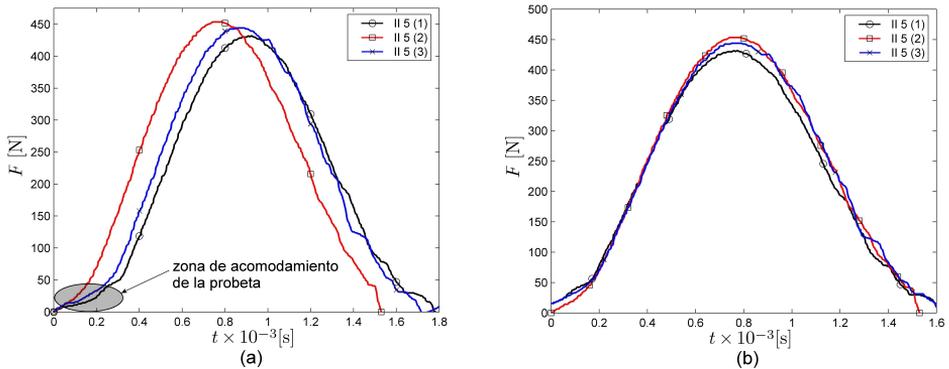


Figura 4.21: Curvas  $F-t$  superpuestas para una altura de caída del impactor de 5 mm: (a) curvas sin corrección y (b) curvas corregidas.

En las figuras 4.22-4.24 se muestran las curvas  $F-t$  de los ensayos de impacto-indentación realizados, en un rango de alturas de caída del impactor comprendido entre 5 y 100 mm con incrementos de 5 mm. En todas las curvas se pueden distinguir dos etapas bien diferenciadas: la penetración del indentador en la probeta, y la recuperación de la probeta (figura 4.22(a)) [Sullcahuamán, 2001].

La etapa de penetración del indentador comienza cuando el indentador entra en contacto con la probeta a una velocidad  $\dot{u}_{\text{imp}}$ , y concluye cuando la velocidad del impactor se hace nula y su desplazamiento es máximo. A pesar de que en la figura 4.22(a) la frontera entre la etapa de penetración y la de recuperación se ha situado en el instante de tiempo en el que se da la fuerza máxima, puede ocurrir que exista un desfase entre la evolución temporal de la fuerza y la del desplazamiento

[Sullcahuamán, 2001], de manera que el tiempo en el que se alcanza la fuerza máxima es inferior al tiempo en el que se alcanza el desplazamiento máximo. La etapa de recuperación se inicia en el instante en que termina la de penetración, y concluye cuando el impactor deja de hacer contacto con la probeta y se separa de ésta con una velocidad de rebote  $\dot{u}_{\text{reb}}$  opuesta a  $\dot{u}_{\text{imp}}$ . En todos los casos, las curvas  $F-t$  mantienen una forma bastante simétrica, aunque a partir de una altura de caída de 25 mm (figura 4.22(e)) el radio de curvatura de la “cola” final va aumentando, suavizándose el final de las curvas.

En la figura 4.25 se superponen las curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos realizados a distintas alturas de caída del impactor. Se puede observar que  $F_{\text{máx}}$  aumenta (figura 4.25(a)) y  $t_{F_{\text{máx}}}$  y  $t_c$  disminuyen (figura 4.25(b)-(c)) a medida que aumenta la altura de caída del impactor, o lo que es lo mismo, la energía de impacto. Se observa, además, que la reproducibilidad de los ensayos de impacto-indentación es muy buena, con desviaciones máximas en los valores promedio de  $F_{\text{máx}}$ ,  $t_{F_{\text{máx}}}$  y  $t_c$  de 5 %, 11 % y 7 % respectivamente. Hay que destacar que los valores promedio y desviaciones de estos tres parámetros se han determinado a partir de las curvas  $F-t$  corregidas, por lo que se ha minimizado el efecto de la “cola” inicial. También se constata que el tamaño de dicha “cola” inicial asociada al acomodamiento de la probeta es menor a medida que aumenta la altura de caída del impactor.

### **Evolución del coeficiente de restitución en función de la energía de impacto**

En la figura 4.26(a) se observa la evolución del coeficiente de restitución  $e$  a medida que aumenta la energía de impacto, determinado según la ecuación 2.1. Se observa que, incluso a niveles de energía de impacto muy bajos, la disipación de energía es elevada, de en torno a un 37 %. Al igual que en los ensayos de impacto-tracción, el coeficiente de restitución disminuye a medida que aumenta la energía de impacto, siendo esta disminución más acusada para las energías de impacto más bajas. Sin embargo, si se comparan los valores numéricos con los de los ensayos de impacto-tracción (figura 4.26(b)), se constata que en impacto-indentación y para un mismo rango de energías de impacto, comprendido entre 0 y 1 J, el coeficiente de restitución es menor. Este hecho se puede atribuir a dos causas: por una parte, en impacto-indentación, la velocidad de deformación alcanzada en el material cerca de la zona de contacto durante el impacto es considerablemente mayor, por la propia geometría del ensayo; puede considerarse, por tanto, un tipo de ensayo más severo que el de impacto-tracción, desde el punto de vista de la velocidad de deformación. Por otra parte, numerosos polímeros presentan un comportamiento notablemente diferente al de tracción, cuando son sometidos a compresión; y la indentación puede considerarse como un tipo de sollicitación principalmente de compresión. Por lo tanto, se puede afirmar que el coeficiente de restitución depende de la naturaleza del material, de la energía de impacto y también del tipo de sollicitación al que se somete el material durante el mismo.

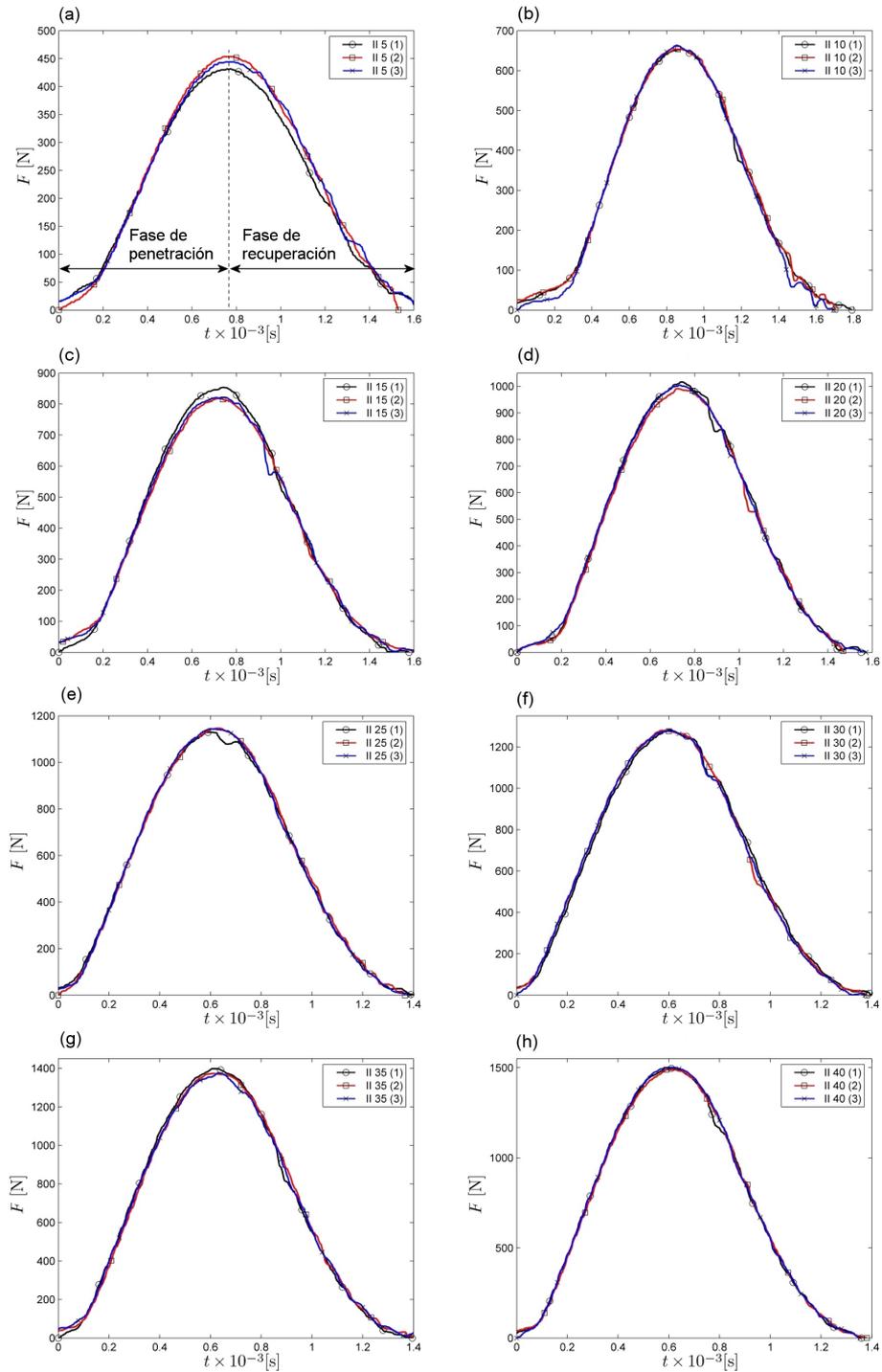


Figura 4.22: Curvas  $F$ - $t$  correspondientes a los ensayos de impacto-indentación para alturas de caída de: (a) 5 mm, (b) 10 mm, (c) 15 mm, (d) 20 mm, (e) 25 mm, (f) 30 mm, (g) 35 mm y (h) 40 mm.

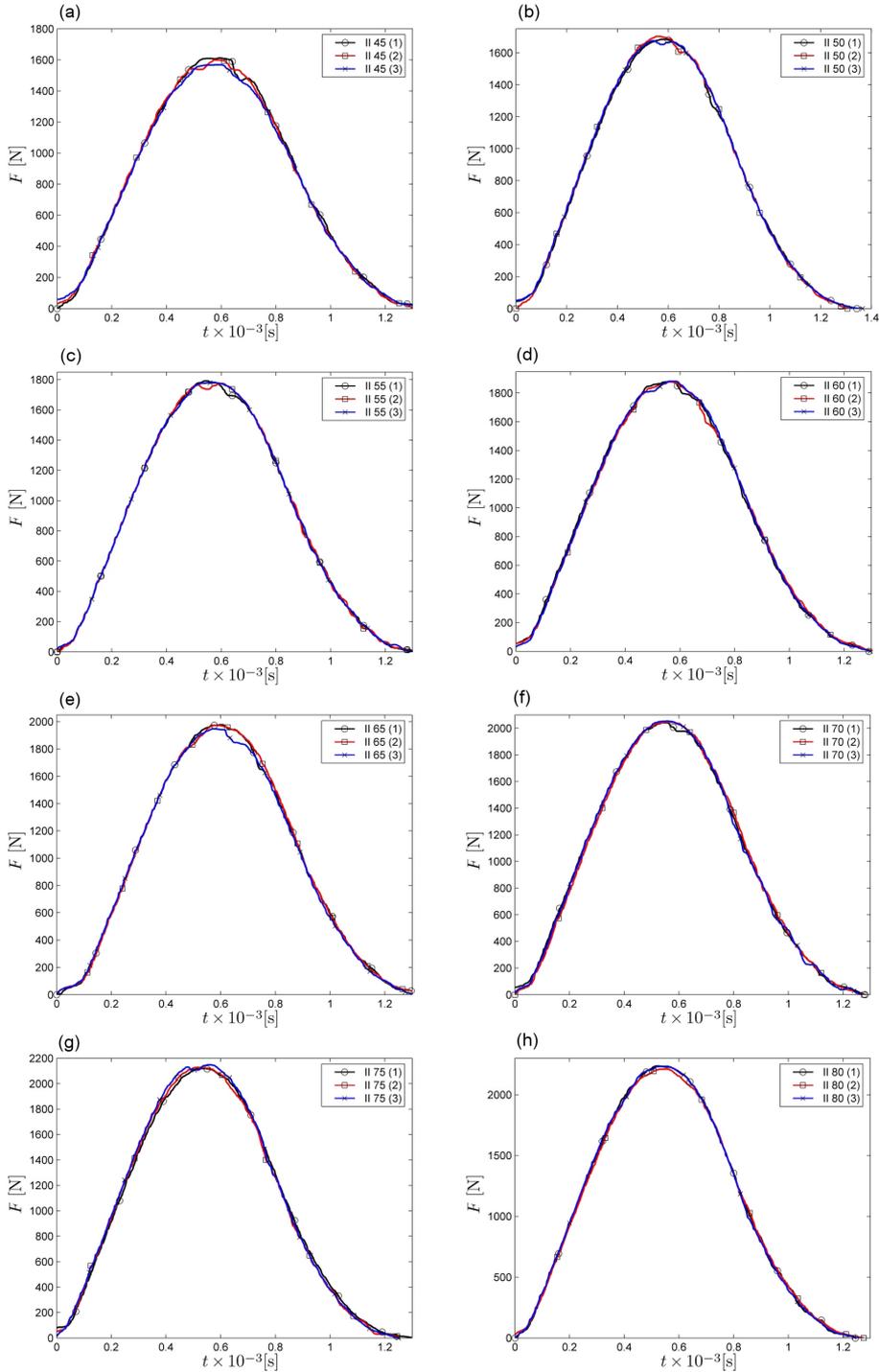


Figura 4.23: Curvas  $F$ - $t$  correspondientes a los ensayos de impacto-indentación para alturas de caída de: (a) 45 mm, (b) 50 mm, (c) 55 mm, (d) 60 mm, (e) 65 mm, (f) 70 mm, (g) 75 mm y (h) 80 mm.

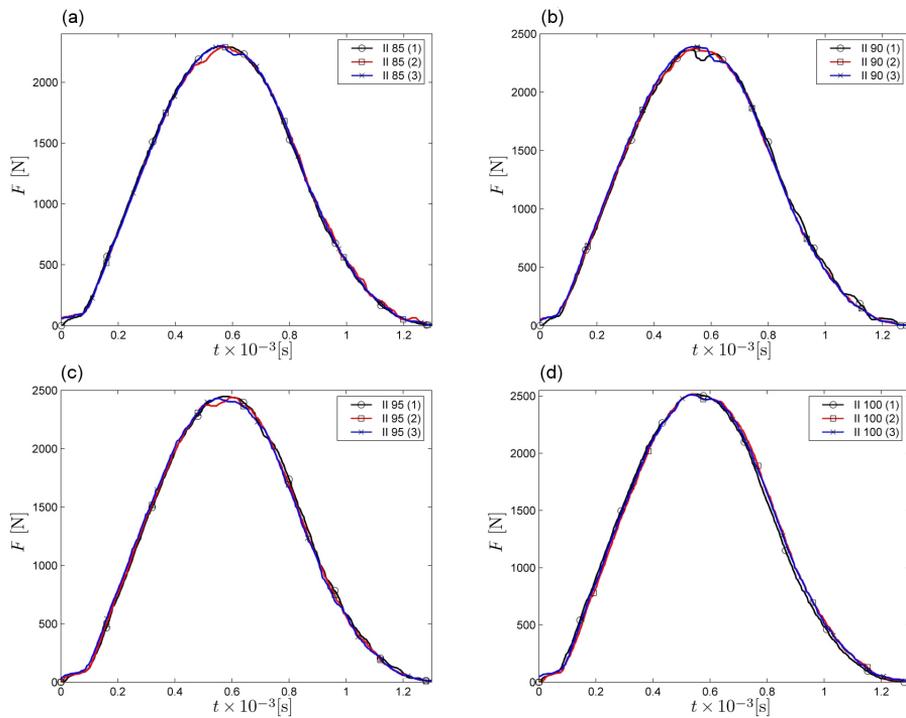


Figura 4.24: Curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de impacto-indentación para alturas de caída de: (a) 85 mm, (b) 90 mm, (c) 95 mm y (d) 100 mm.

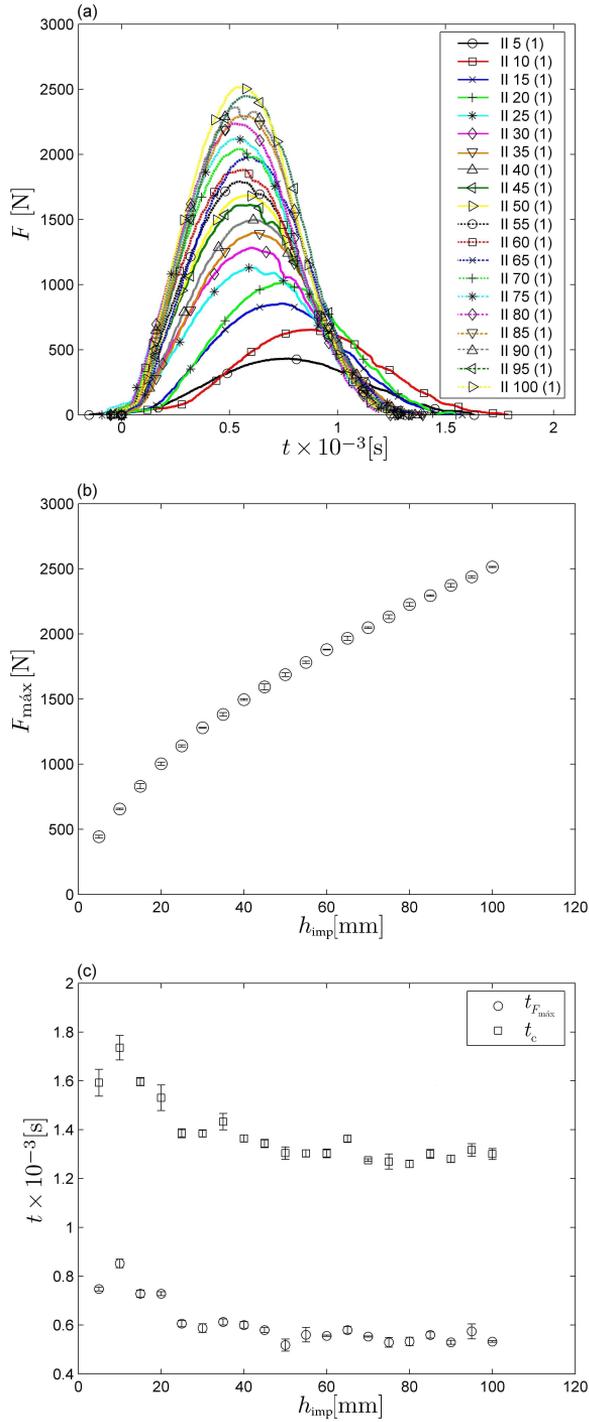


Figura 4.25: Evolución de (a) las curvas  $F$ - $t$ , (b) los valores de  $F_{\text{máx}}$ , y (c) los valores de  $t_{F_{\text{máx}}}$  y  $t_c$  de los ensayos de impacto-indentación, en función de la altura de caída del impactor  $h_{\text{imp}}$ .

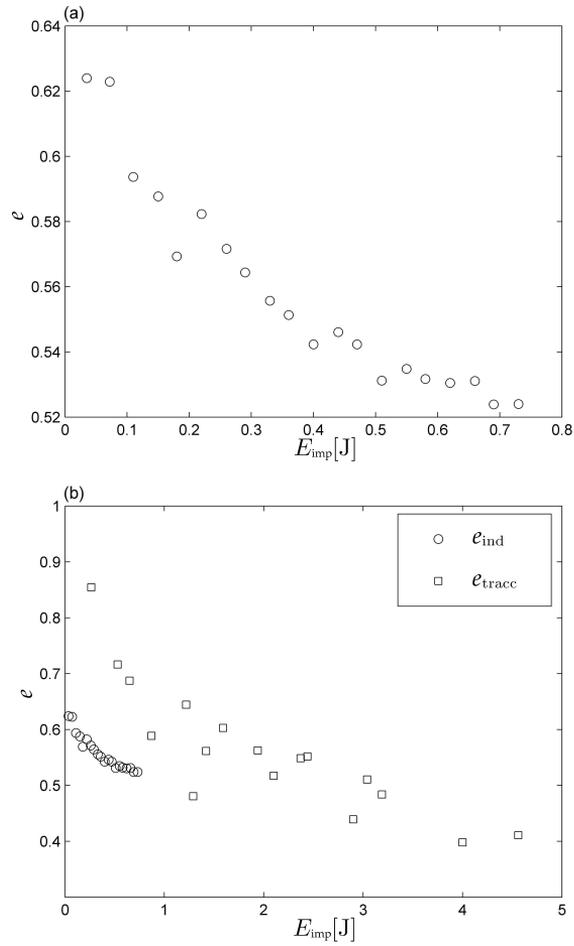


Figura 4.26: Evolución del coeficiente de restitución en función de la energía de impacto (a) en impacto-indentación y (b) en impacto-indentación e impacto-tracción.

#### 4.1.4. Conclusiones sobre los resultados de los ensayos experimentales

##### Ensayos de tracción

Los valores de módulo de elasticidad  $E$  obtenidos mediante los ensayos de tracción sin extensómetro están muy por debajo de los determinados en idénticas condiciones mediante la utilización de un extensómetro para medir los desplazamientos. Además, se detecta un comportamiento anómalo de  $E$  con respecto a la velocidad de deformación  $\dot{\epsilon}$ , ya que su valor disminuye según aumenta esta última.

Este comportamiento se ha atribuido a efectos inerciales al comienzo de los ensayos realizados a las mayores velocidades, e induce a considerar poco precisos los parámetros del material obtenidos a partir de estos ensayos. Sin embargo, pueden resultar útiles a nivel comparativo con ensayos de impacto-tracción en los que la medición de los desplazamientos se realiza en las mismas condiciones que en los ensayos de tracción.

##### Ensayos de impacto-tracción instrumentado

En cuanto a los ensayos de impacto-tracción instrumentado, en las probetas longitudinales se ha observado que, independientemente de la masa del impactor, las curvas  $F-t$  siguen un patrón de comportamiento bien definido en el rango de velocidades de deformación analizado: a bajas energías de impacto, las curvas presentan una forma quasi-simétrica asociada al comportamiento elástico del material; según se aumenta la energía de impacto, la curva pierde la simetría y el tiempo de contacto aumenta, debido a pérdidas viscoelástico-plásticas. A medida que la energía de impacto sigue aumentando, aparece un máximo en la parte inicial de la fase de carga y, finalmente, a partir de un valor determinado de energía de impacto, se produce la rotura de las probetas.

El umbral de rotura de las probetas se sitúa en un valor de energía de impacto de 4 J, y es independiente de la combinación masa del impactor/velocidad de impacto necesaria para proporcionar dicha energía.

Una vez producida la rotura, el tiempo de rotura  $t_r$  tiende a disminuir según aumenta la energía de impacto, mientras que la fuerza máxima  $F_{m\acute{a}x}$  se mantiene constante independientemente de la masa del impactor.

El patrón de comportamiento de las probetas transversales es muy distinto al de las probetas longitudinales: la rotura de las probetas transversales se produce a niveles de energía muy inferiores, tanto que el umbral de energía de rotura no ha podido ser determinado, debido a que todas las probetas han roto, incluida la correspondiente al ensayo llevado a cabo a la menor energía de impacto; únicamente se constata que dicho umbral está por debajo de los 1,844 J de energía de impacto. Por lo tanto, la energía necesaria para provocar la rotura de las probetas transversales es inferior o igual al 46 % de la necesaria en el caso de las longitudinales; esto significa que la capacidad de disipación de energía de impacto de las probetas longitudinales es más que el doble de la de las probetas transversales.

En cuanto al coeficiente de restitución  $e$ , únicamente se ha determinado para las probetas longitudinales, ya que todas las probetas transversales han resultado rotas en los ensayos realizados. Se constata que, incluso a las energías de impacto más bajas, existe una pérdida de energía no despreciable con un valor de  $e$  de en torno a 0,85. Según aumenta la energía de impacto, las pérdidas también aumentan ya que

$e$  disminuye hasta alcanzar un valor de 0,4 para la mayor energía de impacto antes de producirse la rotura. Esto implica que en el rango de energías de impacto previas a la rotura, más de la mitad de la energía suministrada en el impacto es disipada por el material. Además, el valor de  $e$  en la configuración de impacto-tracción es independiente de la combinación masa del impactor-velocidad de impacto empleada para suministrar la energía de impacto.

En lo que a la reproducibilidad se refiere, se constata que los ensayos de impacto-tracción realizados tanto sobre probetas longitudinales como transversales son reproducibles en lo que se refiere a fuerza máxima  $F_{m\acute{a}x}$ , instante en el que se alcanza dicha fuerza máxima  $t_{F_{m\acute{a}x}}$  y tiempo de contacto  $t_c$ . Además, se demuestra que  $F_{m\acute{a}x}$  es un parámetro únicamente dependiente de la energía de impacto, mientras que  $t_{F_{m\acute{a}x}}$  y  $t_c$  dependen tanto de la velocidad de impacto como de la masa del impactor. En cuanto al tiempo de rotura  $t_r$ , se constata que no es un parámetro reproducible, sobre todo en las probetas longitudinales, ya que se alcanzan desviaciones de hasta un 33 % en ensayos realizados en idénticas condiciones.

Por último, se constata que en las probetas longitudinales, a partir de una tensión de 54 MPa aparecen mecanismos de deformación irreversibles en el material, detectados en forma de emblanquecimiento.

### Ensayos de impacto-indentación instrumentado

Las curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de impacto-indentación instrumentado presentan unas “colas” en la parte inicial y final de las mismas, que son mayores cuanto mayores sean los errores de planicidad y paralelismo en las probetas, así como bajo la presencia de defectos y rebabas.

Los ensayos de impacto-indentación presentan una buena reproducibilidad, con unas desviaciones máximas del 5 %, 11 % y 7 % en los valores de  $F_{m\acute{a}x}$ ,  $t_{F_{m\acute{a}x}}$  y  $t_c$ , respectivamente. Sin embargo, la presencia y variabilidad en la duración de las “colas” obliga a que su efecto deba ser corregido, para obtener dichos valores de reproducibilidad (figura 4.21).

Dentro del rango de energías de impacto analizado, todas las curvas presentan una forma quasi-simétrica, si bien se distingue un aumento del radio de curvatura de la “cola” final según aumenta la energía de impacto. A su vez,  $F_{m\acute{a}x}$  aumenta, y  $t_{F_{m\acute{a}x}}$  y  $t_c$  disminuyen con la energía de impacto.

En lo referente al coeficiente de restitución  $e$ , se ha constatado que al igual que en los ensayos de impacto-tracción, existe una disipación de energía considerable incluso a las menores energías de impacto a las que se han realizado los ensayos. Los valores de  $e$  varían desde 0,62 para las energías de impacto más bajas, a 0,52 para las más altas, dentro del rango analizado. Además, se comprueba que la disipación de energía en las probetas ensayadas a impacto-indentación es mayor que en las ensayadas a impacto-tracción, ya que  $e$  es menor a igual energía de impacto; esto demuestra que la capacidad de disipación de energía del PP depende de su naturaleza, pero también de la energía de impacto e incluso del tipo de sollicitación a la que se somete el material.

## 4.2. Caracterización a impacto-tracción del PP

En este apartado se explica el método de caracterización del material propuesto en el desarrollo de esta tesis, para obtener las propiedades del material a velocidad

de deformación constante. Para ello, se ha partido de las curvas  $F-t$  obtenidas en los ensayos de impacto-tracción instrumentado. Los principales motivos por los que se ha escogido esta técnica de impacto frente a otras más comunes en las que la probeta es sometida a flexión (impacto-flexión tres puntos, impacto-flexión de placas) son varios:

- en impacto-tracción, el estado tensional provocado por el impacto es homogéneo en la zona calibrada de la probeta, al menos hasta el comienzo de la estricción. Por el contrario, en las configuraciones de impacto-flexión aparecen zonas sometidas a tracción y otras a compresión, con lo cual el comportamiento del material puede diferir en las diferentes zonas. Además, el tratamiento de datos para la obtención de parámetros del material es más complejo.
- en impacto-tracción, la velocidad de deformación en cada instante puede suponerse constante y homogénea en toda la zona calibrada de la probeta. En las configuraciones de impacto-flexión existe un gradiente de velocidad de deformación, por el hecho de que las tensiones y deformaciones máximas se dan en los extremos superior e inferior de la probeta y se anulan en la fibra neutra de la probeta. Por lo tanto, el tratamiento de datos para obtener propiedades del material a velocidad de deformación constante en la configuración de impacto-tracción es mucho más sencilla.
- en las configuraciones de flexión se da un contacto directo entre el impactor y la probeta. Esto provoca la aparición de una indentación local en las zonas de contacto entre el impactor y la probeta, y entre la probetas y los apoyos. Los estados de tensiones, deformaciones y velocidades de deformación generadas en estas zonas son muy diferentes a las existentes en el resto de la probeta en el mismo instante. Este fenómeno no ocurre en la configuración de impacto-tracción, ya que no existe un contacto directo entre el impactor y la probeta.
- en la configuración de impacto-flexión, la fuerza se mide en el impactor. Sin embargo, la fuerza transmitida a la probeta no es necesariamente la misma que la medida en el impactor; para que eso se cumpla, es indispensable que los efectos dinámicos asociados al ensayo sean despreciables. Algunos de los efectos dinámicos más importantes que pueden darse en los ensayos están relacionados con la alta rigidez de contacto entre el impactor y la probeta, y la consecuente pérdida sucesiva de contacto entre la probeta y el impactor, y entre la probeta y los apoyos [Kalthoff, 1985]. En la configuración de impacto-tracción, la fuerza se mide en la mordaza fija del utillaje, por lo que la medida es más directa y se evita este problema.

El método de caracterización propuesto permite obtener curvas  $\sigma-\varepsilon$  a velocidad de deformación constante (curvas *iso-strain rate*). Para ello, se requiere un importante número de curvas  $F-t$  provenientes de ensayos de impacto-tracción instrumentado realizados a diferentes niveles de energía, desde los más bajos en los que no se produce la rotura de la probeta, hasta los más altos en los que las probetas se rompen. El motivo por el que se tienen que realizar ensayos en un amplio rango de energías de impacto es que la velocidad de deformación no se mantiene constante durante el impacto; en consecuencia, la curva  $F-t$  resultante no corresponde a una única velocidad de deformación. Este hecho se constata de una manera clara en los ensayos de impacto de baja energía en los que la probeta no rompe: en el

instante inicial del impacto, a la probeta se le transmite la velocidad de forma casi instantánea; según avanza el impacto, la velocidad va disminuyendo hasta el instante en el que se da deformación máxima y la velocidad se hace cero; tras este instante, la probeta vuelve a adquirir una velocidad en sentido opuesto mientras se recupera, hasta que el impactor se separa de la misma en el rebote. Por lo tanto, para poder obtener propiedades a velocidad de deformación constante, es necesario llevar a cabo más de un ensayo y recoger la información necesaria de cada uno de ellos.

#### 4.2.1. Método de caracterización propuesto

A continuación se exponen los pasos necesarios para la obtención de las curvas *iso-strain rate* del material. Para simplificar la explicación del procedimiento, únicamente se muestra la aplicación del método a tres curvas experimentales  $F-t$ , y el número de puntos de las mismas se ha reducido a 25. Las curvas *iso-strain rate* resultantes de aplicar el método propuesto al total de las curvas experimentales se muestran en el siguiente apartado.

En la figura 4.27(a) se muestran tres curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de impacto-tracción llevados a cabo con una masa del impactor de 1,091 kg(A) y velocidades de impacto de 0,7 m/s, 1,5 m/s y 2,1 m/s. Dividiendo la fuerza por la masa del impactor se obtiene la aceleración. Las masas tanto de la probeta ( $\approx 0,83$  g) como de la mordaza móvil ( $\approx 30$  g) se han considerado despreciables frente a la masa del impactor. Por lo tanto, las curvas  $\dot{u}-t$  se obtienen por integración numérica de las curvas  $F-t$  según la ecuación (2.2) del apartado 2.3.2.

En la figura 4.27(b) se muestra la evolución de la velocidad de la probeta en función del tiempo. Se observa que la velocidad de impacto se transmite de manera instantánea tras el primer contacto. Durante el impacto, la velocidad de la probeta va decreciendo según la deformación se hace cada vez mayor, hasta que, en el instante de deformación máxima, la velocidad se anula. A partir de ese instante, la probeta empieza a recuperarse y la velocidad aumenta en sentido opuesto, por lo que se vuelve negativa. El último punto de cada curva corresponde al instante en el que se pierde el contacto entre el impactor y la mordaza móvil.

Las curvas  $\dot{u}-t$  se vuelven a integrar numéricamente según la ecuación (2.3) mostrada en el apartado 2.3.2, para obtener las curvas desplazamiento-tiempo  $u-t$  (figura 4.27(c)).

A partir de las curvas  $u-t$  y teniendo en cuenta que la longitud inicial de las probetas es de  $l_0 = 25$ mm, se obtienen las curvas deformación-tiempo  $\varepsilon-t$  mediante la ecuación 4.6 (figura 4.28(a)). Derivando numéricamente estas curvas, se obtienen las curvas velocidad de deformación-tiempo  $\dot{\varepsilon}-t$  (figura 4.28(b)). Se observa que la evolución de  $\dot{\varepsilon}$  es similar a la evolución de la velocidad, mostrada en la figura 4.27(b). Por lo tanto, se puede afirmar que la velocidad de deformación no se mantiene constante durante un impacto de baja energía.

$$\varepsilon(t) = \ln \left( 1 + \frac{u(t)}{l_0} \right) \quad (4.6)$$

Por otro lado, partiendo de las curvas  $F-t$  y  $\varepsilon-t$ , y conociendo el área inicial de la sección de las probetas  $A_0$ , se determinan las curvas tensión-tiempo  $\sigma-t$  (figura 4.28(c)) mediante la ecuación 4.7.

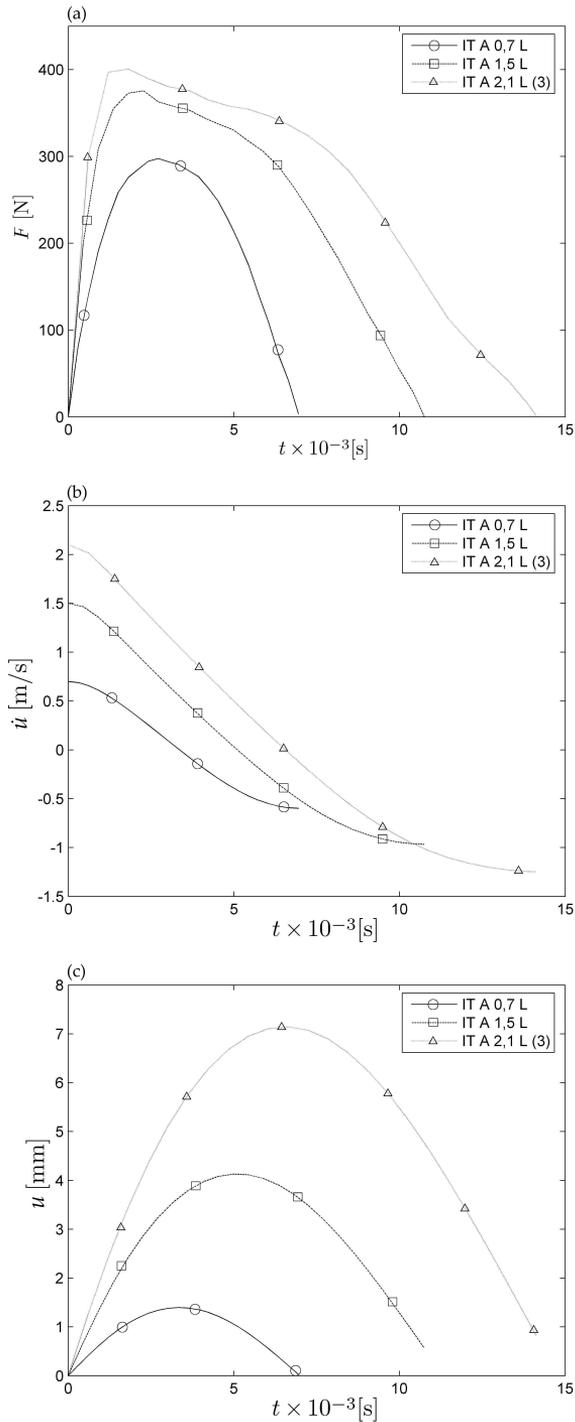


Figura 4.27: Curvas (a)  $F-t$ , (b)  $\dot{u}-t$  y (c)  $u-t$  de los ensayos de impacto-tracción longitudinales, con una masa del impactor de 1,091 kg(A) y velocidades de impacto de 0,7 m/s, 1,5 m/s y 2,1 m/s.

$$\sigma(t) = \frac{F(t)}{A_0} (1 + \varepsilon(t)) \quad (4.7)$$

El siguiente paso consiste en escoger la velocidad de deformación para la cual se quieren obtener las curvas *iso stain-rate*. Hay que tener en cuenta que dicha velocidad de deformación tendrá que estar comprendida en el rango de velocidades de deformación abarcado por las curvas mostradas en la figura 4.28(b).

En cada curva  $\dot{\varepsilon}$ - $t$  se identifica el instante de tiempo en el cual se alcanza la velocidad de deformación escogida, obteniéndose tantos instantes de tiempo como curvas, en este caso tres:  $t_1$ ,  $t_2$  y  $t_3$ . Para cada instante de tiempo, se selecciona una pareja  $\sigma$ - $\varepsilon$  a partir de las curvas  $\sigma$ - $t$  y  $\varepsilon$ - $t$  correspondientes. En la figura 4.29 se muestra dicho proceso para una velocidad de deformación  $\dot{\varepsilon} = 10 \text{ s}^{-1}$ . Hay que destacar que las parejas  $\sigma$ - $\varepsilon$  deben ser escogidas únicamente de la fase de penetración del ensayo, o lo que es lo mismo, del tramo en el que la velocidad de deformación es positiva. De esta manera, se evita introducir el efecto de la historia de carga en las curvas *iso-strain rate*.

Las tres parejas  $(\sigma_1-\varepsilon_1)$ ,  $(\sigma_2-\varepsilon_2)$  y  $(\sigma_3-\varepsilon_3)$  componen la curva  $\sigma$ - $\varepsilon$  a una velocidad de deformación constante  $\dot{\varepsilon} = 10 \text{ s}^{-1}$  (figura 4.30). El número de puntos del que están compuestas las curvas *iso-strain rate* es, en el caso más favorable, igual al número de curvas experimentales  $F$ - $t$  a las que se les ha aplicado el método propuesto; para ello se tiene que cumplir que la velocidad de deformación para la cual se desean determinar las curvas esté dentro del rango de todos los ensayos realizados. Cuanto mayor sea el número de curvas  $F$ - $t$  de partida, mayor será la precisión de las curvas *iso-strain rate*.

#### 4.2.2. Curvas *iso-strain rate* del PP obtenidas mediante el método propuesto

En la figura 4.31 se muestran las curvas *iso-strain rate* obtenidas a partir de las curvas  $F$ - $t$  de los ensayos de impacto-tracción instrumentado, con masas del impactor de 1,091 kg(A) (figura 4.31(a)), 2,182 kg(B) (figura 4.31(b)) y 3,545 kg(C) (figura 4.31(c)).

Las diferencias entre las curvas *iso-strain rate* obtenidas con distintas masas del impactor son muy pequeñas, tal y como se puede apreciar en la figura 4.32, en la que se observa que para una velocidad de deformación de  $40 \text{ s}^{-1}$  las curvas obtenidas con las tres masas del impactor se encuentran prácticamente superpuestas, lo cual demuestra, además, la fiabilidad del método de caracterización propuesto.

En el caso de las curvas obtenidas con una masa del impactor de 3,545 kg(C), no se muestra la curva correspondiente a  $120 \text{ s}^{-1}$  porque está constituida únicamente por dos puntos, con lo cual no se ha considerado como válida.

Se pueden destacar dos aspectos respecto a las curvas *iso-strain rate* obtenidas:

1. el material presenta un comportamiento elasto-plástico con un ligero endurecimiento. Teniendo en cuenta que previamente se ha establecido en 54 MPa el límite elástico del material (apdo. 4.1.2), se puede afirmar que la parte elástica viene definida únicamente por el primero, o los dos primeros puntos de la curva. Por lo tanto, si los puntos iniciales no corresponden a una deformación suficientemente pequeña, se pierde precisión en la parte inicial de la curva, relativa al comportamiento elástico del material; esto es lo que ocurre en la

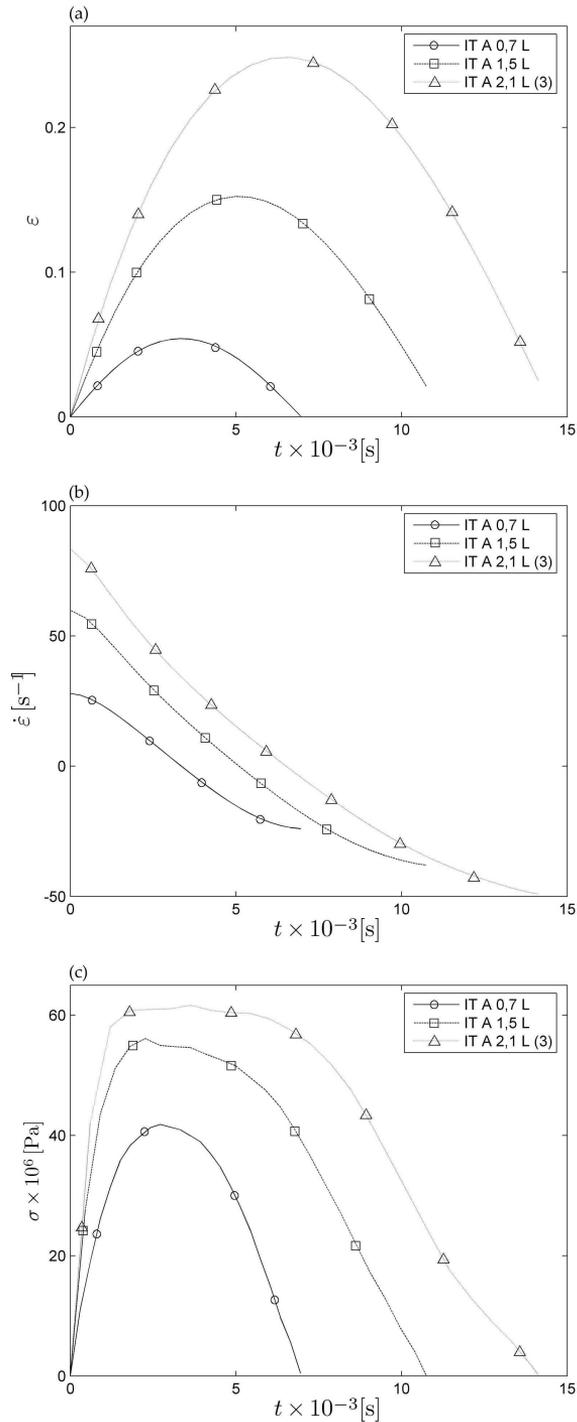


Figura 4.28: Curvas (a)  $\epsilon-t$ , (b)  $\dot{\epsilon}-t$  y (c)  $\sigma-t$  de los ensayos de impacto-tracción longitudinales, con una masa del impactor de 1,091 kg(A) y velocidades de impacto de 0,7 m/s, 1,5 m/s y 2,1 m/s.

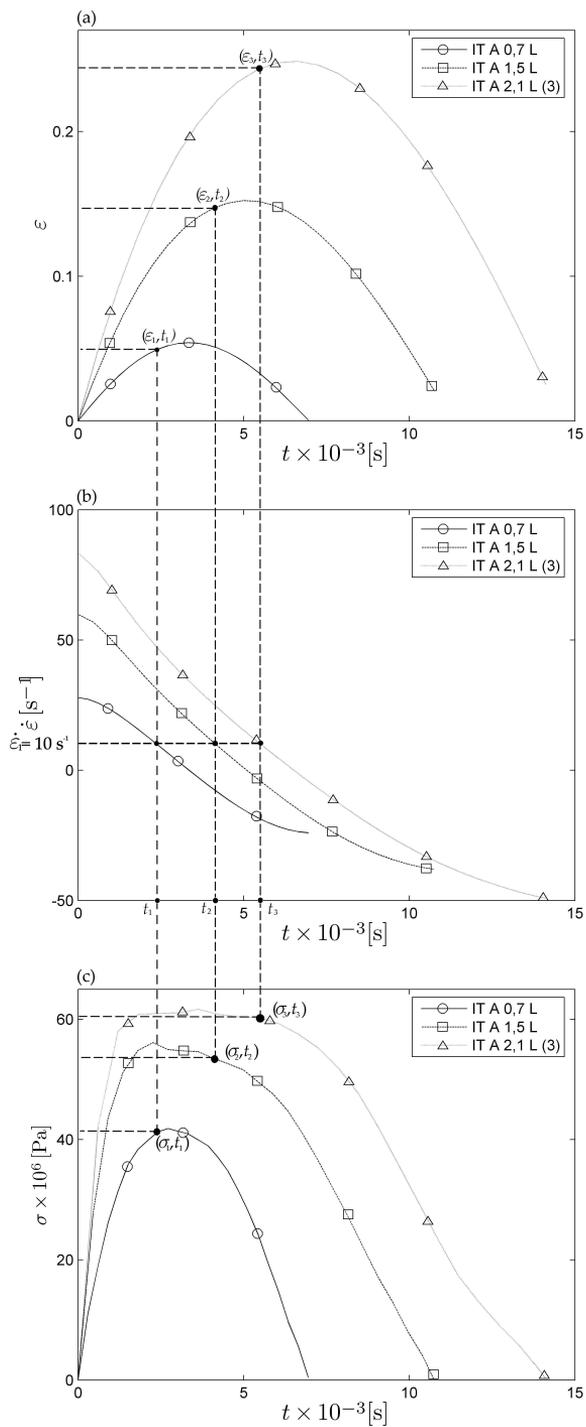


Figura 4.29: Cruzando las curvas  $\dot{\epsilon}-t$ ,  $\epsilon-t$  y  $\sigma-t$  se obtienen los puntos  $(\epsilon_i, t_i)$  y  $(\sigma_i, t_i)$  correspondientes  $\dot{\epsilon}_1 = 10 \text{ s}^{-1}$ .

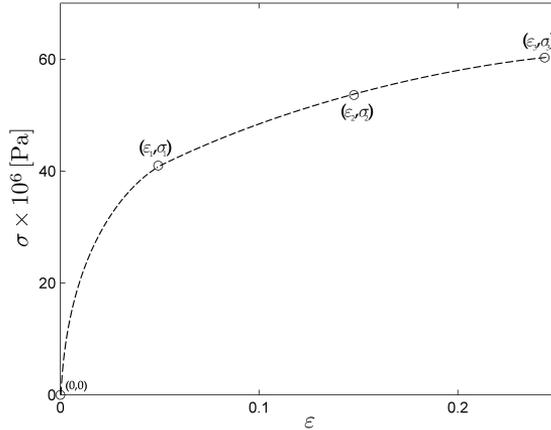


Figura 4.30: Curva tensión-deformación a velocidad de deformación constante  $\dot{\epsilon} = 10 \text{ s}^{-1}$ , formada por tres puntos.

curva correspondiente a una velocidad de deformación de  $15 \text{ s}^{-1}$  obtenida a partir de una masa del impactor de 3,545 kg(C) (figura 4.31(c)).

- dentro del rango de velocidades de deformación comprendido entre  $15 \text{ s}^{-1}$  y  $120 \text{ s}^{-1}$ , las diferencias entre las distintas curvas no son significativas; sin embargo, si se comparan las curvas correspondientes a ambos extremos, las diferencias son apreciables: se distingue un ligero aumento de la pendiente inicial de las curvas según aumenta la velocidad de deformación, así como de la pendiente de la zona de endurecimiento plástico.

El tratamiento numérico aplicado para obtener las curvas *iso-strain rate* hace que las desviaciones debidas a la reproducibilidad de las curvas experimentales se traduzcan en desviaciones en los valores de tensión y deformación, que en todo caso son inferiores al 5%.

Para que las curvas *iso-strain rate* sean lo más completas posible, es necesario definir el punto de rotura del material. Sin embargo, la rotura de las probetas ocurre a una velocidad de deformación diferente en cada ensayo, y es poco probable que ésta coincida con la velocidad de deformación escogida para obtener las curvas. Por ello, para la definición del punto de rotura del material en cada curva *iso-strain rate*, en primer lugar se analiza el punto de rotura en cada uno de los ensayos, anotando la tensión, deformación y velocidad de deformación a la que se produce. Una vez identificados todos los puntos de rotura, se escogen aquéllos en los que la velocidad de deformación es más cercana a los valores que se desean, en este caso  $15 \text{ s}^{-1}$ ,  $40 \text{ s}^{-1}$ ,  $65 \text{ s}^{-1}$ ,  $100 \text{ s}^{-1}$  y  $120 \text{ s}^{-1}$ . En el caso en el que haya más de un valor cercano (con un margen de  $4 \text{ s}^{-1}$ ), se calculan los valores medios de la tensión de rotura y de la deformación de rotura. En la tabla 4.7 se muestran los valores de tensión y deformación de rotura que ocurren a una velocidad de deformación más cercana a las seleccionadas.

Se puede observar que para velocidades de deformación nominales de  $15 \text{ s}^{-1}$ ,  $40 \text{ s}^{-1}$  y  $65 \text{ s}^{-1}$ , la rotura se produce en valores reales de velocidad de deforma-

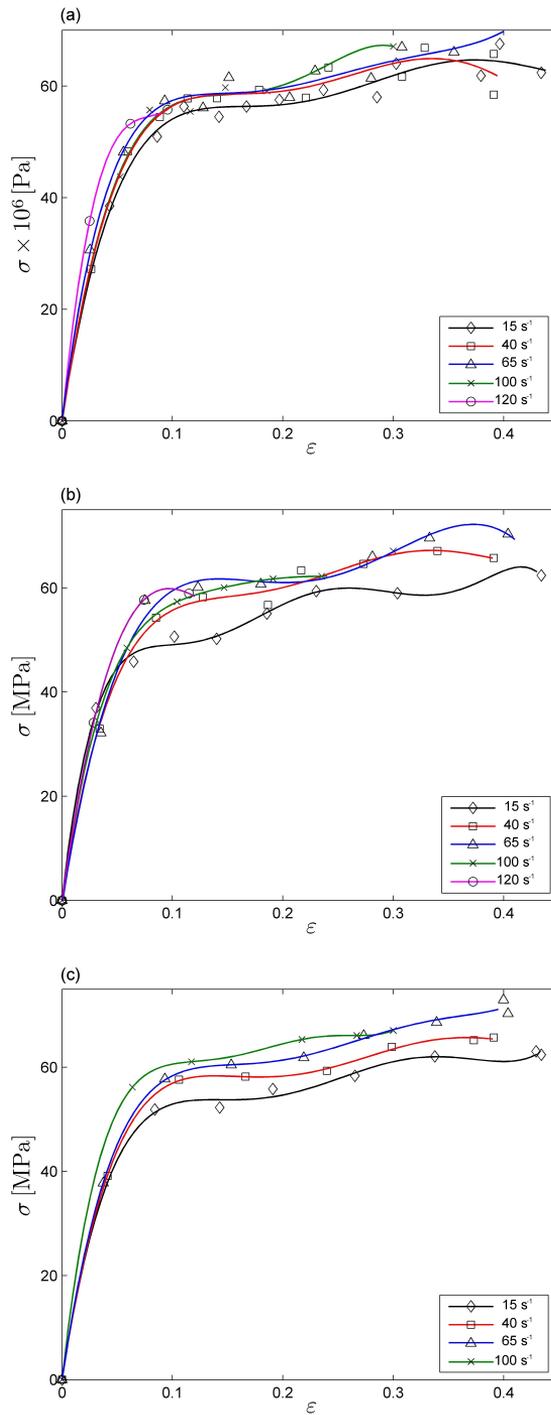


Figura 4.31: Curvas tensión-deformación a velocidades de deformación constantes de 15, 40, 65, 100 y 120  $\text{s}^{-1}$ , obtenidas a partir de los ensayos de impacto-tracción realizados con masas del impactor de (a) 1,091 kg(A), (b) 2,182 kg(B) y (c) 3,545 kg(C).

Tabla 4.7: Determinación de los puntos de rotura del material, a las velocidades de deformación seleccionadas

Ensayo	$E$ (J)		$\sigma_r$ (MPa)	$\sigma_{Rmedia}$ (MPa)	$\dot{\epsilon}_r$	$\epsilon_r$ (s <sup>-1</sup> )	$\epsilon_{Rmedia}$
	$\dot{u}_{imp}$ (m/s)	$m_{imp}$ (kg)					
ITC1,7L(1)	1,7	3,545	62,38	62,38	14,26	0,434	0,434
ITA3,1L(1)	3,1	1,091	65,19		40,14	0,390	
ITA3,5L(1)	3,5	1,091	67,08	65,72	39,05	0,476	0,391
ITC1,9L(1)	1,9	3,545	64,89		38,46	0,307	
ITC2,9L(1)	2,9	3,545	72,32		64,23	0,407	
ITB3,3L(1)	3,3	2,182	70,86	70,32	62,76	0,445	0,404
ITB3,1L(3)	3,1	2,182	67,78		68,15	0,360	
ITC3,5L(1)	3,5	3,545	67,07	67,07	96,11	0,300	0,300

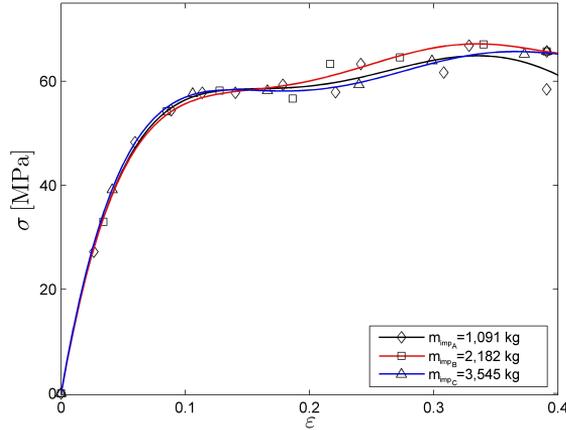


Figura 4.32: Curvas tensión-deformación a velocidad de deformación constante de  $40 \text{ s}^{-1}$ , obtenidas a partir de los ensayos de impacto-tracción realizados con masas del impactor de 1,091 kg(A), 2,182 kg(B) y 3,545 kg(C).

ción muy similares. Sin embargo, para una velocidad de deformación nominal de  $100 \text{ s}^{-1}$ , existe un único punto de rotura cercano, correspondiente a una velocidad de deformación de  $96,11 \text{ s}^{-1}$ ; en el caso de una velocidad de deformación nominal de  $120 \text{ s}^{-1}$ , no se dispone de ningún punto de rotura. Por lo tanto, la precisión de los puntos de rotura disminuye a medida que el valor de velocidad de deformación se acerca a su valor máximo.

#### 4.2.3. Comparación de las curvas *iso-strain rate* con el modelo de extrapolación propuesto por Dean y Read

En este apartado se comparan las curvas *iso-strain rate* con curvas tensión-deformación obtenidas utilizando la ley de extrapolación propuesta por Dean [Dean y Read, 2001]. La representación matemática de dicha ley viene dada por la ecuación 4.8 (numerada como 1.9 en el apartado 1.2.4).

$$\sigma = \left[ \sigma_0 + (\sigma_f - \sigma_0) \left( 1 - e^{-\left( \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_{ps}} \right)^\beta} \right) \right] (1 - q \varepsilon_p) \quad (4.8)$$

En esta ecuación aparecen dos propiedades del material:  $\sigma_0$  representa el valor de la tensión para un nivel de deformación arbitrario (en este caso, del 6%) a partir del cual se considera que comienza la deformación plástica, y  $\sigma_f$  representa la tensión máxima de la curva experimental. Las otras tres constantes que componen el modelo de extrapolación ( $\varepsilon_{ps}$ ,  $q$  y  $\beta$ ) se obtienen por ajuste del modelo con las curvas experimentales de tensión verdadera-deformación plástica, a diferentes velocidades de deformación. La precisión del modelo de extrapolación depende del rango de velocidades de deformación en las que se realiza el ajuste para la obtención de las constantes. En este caso, la puesta a punto del modelo se ha llevado a cabo mediante las curvas de tracción a bajas velocidades de deformación mostradas en la figura 4.2 (apdo. 4.1.1), para evaluar así la capacidad de extrapolación del modelo.

En la figura 4.33 se muestran los ajustes del modelo de extrapolación con las curvas experimentales. Los ajustes se han llevado a cabo tomando los datos entre

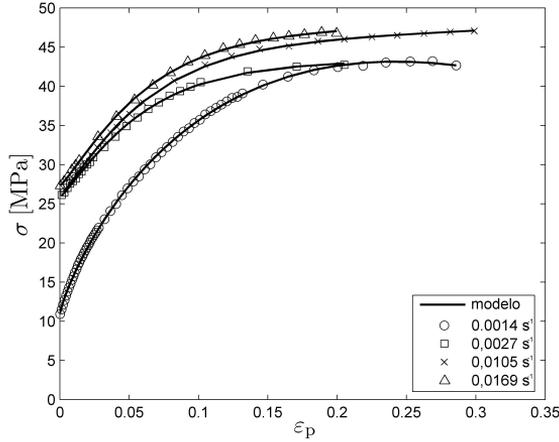


Figura 4.33: Curvas tensión verdadera-deformación plástica, y ajuste del modelo de extrapolación propuesto por Dean [Dean y Read, 2001] con cada una de ellas.

una deformación del 6 %, y la correspondiente al máximo de la curva de tracción, ya que una vez generada la estricción, se considera que el modelo pierde validez. En la tabla 4.8 se muestran los valores de los parámetros del modelo ( $\sigma_0$  y  $\sigma_f$ ) y los parámetros de ajuste ( $\varepsilon_{ps}$ ,  $q$  y  $\beta$ ), para cada curva experimental.

Tabla 4.8: Parámetros del modelo de extrapolación propuesto por Dean [Dean y Read, 2001].

$\dot{\varepsilon}$ (s <sup>-1</sup> )	$\sigma_0$ (MPa)	$\sigma_f$ (MPa)	$\varepsilon_{ps}$	$\beta$	$q$
0,0027	25,83	42,50	0,059	1,16	-0,0770
0,0105	25,94	44,76	0,062	1,15	-0,1786
0,0169	27,28	45,86	0,060	1,18	-0,1624

Una vez obtenidos los parámetros del modelo de extrapolación para cada velocidad de deformación a la que se han llevado a cabo los ensayos experimentales, se deben determinar las constantes de extrapolación  $\sigma_{f0}$ ,  $b$ ,  $\sigma_{00}$ ,  $c$ ,  $\varepsilon_{s0}$  y  $d$  mediante ajustes teórico-experimentales de las ecuaciones de Eyring 4.9, 4.10, y 4.11 (numeradas en el apartado 1.2.4 como 1.11, 1.12 y 1.13, respectivamente).

$$\sigma_0 = \sigma_{00} + c \log \dot{\varepsilon}_p \quad (4.9)$$

$$\sigma_f = \sigma_{f0} + b \log \dot{\varepsilon}_p \quad (4.10)$$

$$\varepsilon_{ps} = \varepsilon_{s0} - d \log \dot{\varepsilon}_p \quad (4.11)$$

En este caso, se ha escogido una velocidad de deformación de  $65 \text{ s}^{-1}$ , y los valores de las constantes de extrapolación para dicha velocidad de deformación se muestran en la tabla 4.9.

Tabla 4.9: Parámetros del modelo de extrapolación propuesto por Dean [Dean y Read, 2001] para  $\dot{\epsilon} = 65 \text{ s}^{-1}$ .

$\sigma_{f0}$ (MPa)	$b$ (MPa s)	$\sigma_{00}$ (MPa)	$c$ (MPa s)	$\epsilon_{s0}$	$d$ (s)
53,08	4,13	29,42	1,46	0,065	0,022

Una vez definidas las constantes de extrapolación, y sustituyendo la velocidad de deformación deseada en las ecuaciones 4.10, 4.9 y 4.11, se obtienen los valores de  $\sigma_0$ ,  $\sigma_f$  y  $\epsilon_{ps}$  extrapolados. Los valores de  $\beta$  y  $q$  se obtienen haciendo la media de los obtenidos a bajas velocidades de deformación. Todos los parámetros del modelo de extrapolación correspondiente a una velocidad de deformación de  $65 \text{ s}^{-1}$  se muestran en la tabla 4.10.

Tabla 4.10: Parámetros extrapolados del modelo propuesto por Dean [Dean y Read, 2001], para  $\dot{\epsilon} = 65 \text{ s}^{-1}$ .

$\sigma_0$ (MPa)	$\sigma_f$ (MPa)	$\epsilon_{ps}$
32,07	60,56	0,069

La expresión matemática de la curva extrapolada para una velocidad de deformación de  $65 \text{ s}^{-1}$  es (ecuación 4.12):

$$\sigma = \left[ 32,07 + (60,56 - 32,07) \left( 1 - e^{-\left(\frac{\epsilon_p}{0,069}\right)^{1,16}} \right) \right] (1 - 0,14 \epsilon_p) \quad (4.12)$$

En la figura 4.34 se compara la curva extrapolada correspondiente a la ecuación 4.12 con la curva *iso-strain rate*, ambas para  $\dot{\epsilon} = 65 \text{ s}^{-1}$ . Se puede observar que ambas curvas presentan una forma similar. Sin embargo, la curva extrapolada presenta valores de tensión considerablemente inferiores (hasta un 40%) a bajos niveles de deformación ( $<0,2$ ), y ligeramente inferiores (en torno a un 8%) a niveles de deformación elevados ( $>0,2$ ).

La diferencia de resultados de ambos métodos puede deberse a que la puesta a punto del modelo de extrapolación se ha llevado a cabo únicamente a bajas velocidades de deformación; esto puede provocar que el modelo no sea capaz de detectar otros tipos de comportamiento que pudieran ocurrir a mayores velocidades de deformación. Estas diferencias de comportamiento pueden ser debidas a variaciones en los micro-mecanismos de deformación y fractura, con lo cual un modelo basado en una única ley que abarque todo el rango de velocidades de deformación puede resultar insuficiente.

Sin embargo, el principal inconveniente del modelo de extrapolación es que el valor del límite elástico es poco preciso. Mientras que a partir del análisis visual del daño en las probetas ensayadas se ha establecido que los primeros mecanismos

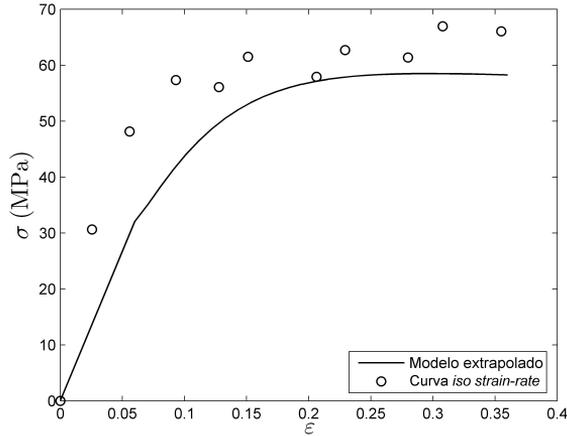


Figura 4.34: Comparación de la curva extrapolada a una velocidad de deformación de  $65 \text{ s}^{-1}$  según el modelo de Dean [Dean y Read, 2001] con la curva *iso-strain rate* correspondiente.

de deformación irreversibles ocurren a un nivel de tensiones de 54 MPa (apartado 4.1.2), mediante el modelo de extrapolación dicho valor se sitúa en 32,07 MPa; por otro lado, ambos valores se definen arbitrariamente como la tensión correspondiente a un nivel de deformación del 6 %, y en consecuencia, carece de sentido físico.

#### 4.2.4. Adecuación del modelo de material del MEF a las curvas *iso-strain rate* del PP para impacto-tracción.

Como ya se ha comentado en el apartado 3.1.2 (figura 3.3), en el programa de elementos finitos se han empleado tres modelos de material para describir el comportamiento del PP a elevadas velocidades de deformación: un modelo elástico-lineal (E), un modelo elasto-plástico perfecto (EP) y un modelo elasto-plástico con endurecimiento dependiente de la velocidad de deformación (EPVD). Los parámetros de cada uno de los modelos se han determinado a partir de las curvas *iso-strain rate* obtenidas con una masa del impactor de 1,091 kg(A) (figura 4.31(a)). En la tabla 4.11 se muestran los valores numéricos de los parámetros característicos de cada modelo. En las figuras 4.35 y 4.36 se muestran las curvas correspondientes a los tres modelos, superpuestas con las curvas *iso-strain rate*.

Hay que destacar que en los tres modelos, el módulo de elasticidad es independiente de la velocidad de deformación, a pesar de que en las curvas *iso-strain rate* se observa cierta dependencia (figura 4.35). Esto se ha considerado así por dos motivos: por una parte, por simplificar los modelos de material; y por otra, por analizar la capacidad de los modelos de material sencillos para describir el comportamiento del material en condiciones de impacto, partiendo de los datos obtenidos mediante el método de caracterización de las *iso-strain rate*. En el caso del límite elástico, en los modelos EP y EPVD también se ha considerado independiente de la velocidad de deformación; sin embargo, en esta ocasión es debido a que en el método de caracterización propuesto, no se ha detectado dicha dependencia.

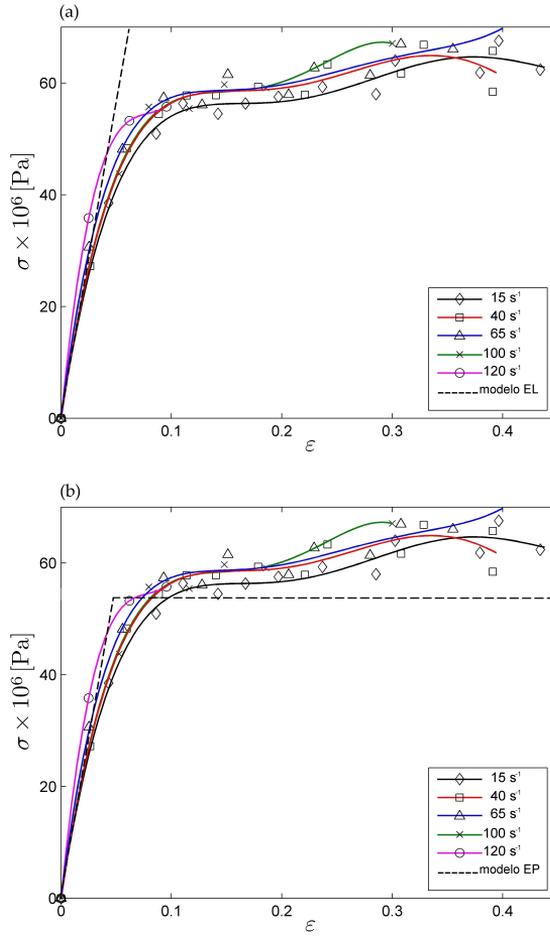


Figura 4.35: Superposición de las curvas *iso-strain rate* (a) con el modelo EL y (b) con el modelo EP.

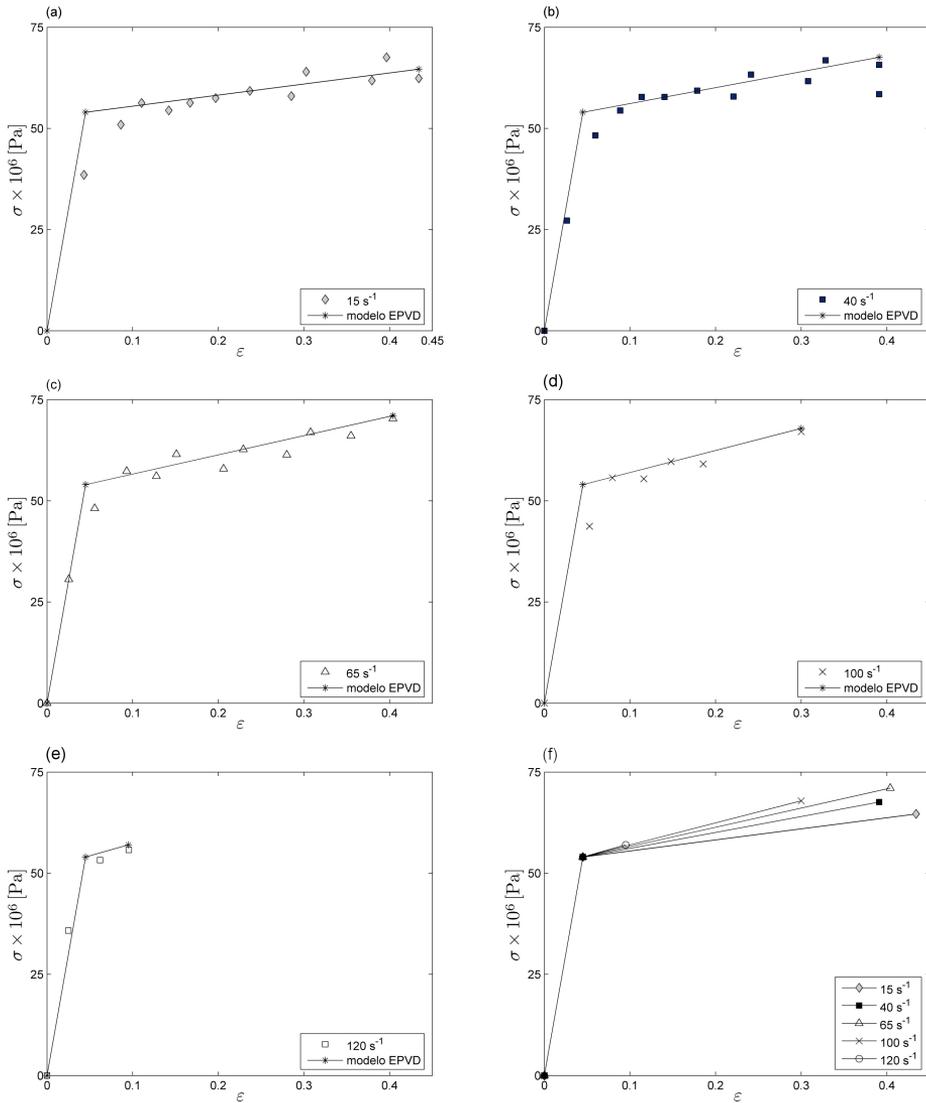


Figura 4.36: Superposición de cada una de las curvas *iso-strain rate* con su modelo EPVD correspondiente, a velocidades de deformación de (a)  $15 \text{ s}^{-1}$ , (b)  $40 \text{ s}^{-1}$ , (c)  $65 \text{ s}^{-1}$ , (d)  $100 \text{ s}^{-1}$ , (e)  $120 \text{ s}^{-1}$  y (f) modelo completo .

Tabla 4.11: Parámetros de los diferentes modelos del material empleados en el modelo de elementos finitos

modelo E	modelo EP	modelo EPVD	
E = 1, 2 GPa	E = 1, 2 GPa	E = 1, 2 GPa $\sigma_0 = 54$ MPa	
		$\dot{\epsilon} = 15 \text{ s}^{-1}$	$\sigma_{r15} = 64,64$ MPa $\epsilon_{r15} = 0,434$
	$\dot{\epsilon} = 40 \text{ s}^{-1}$	$\sigma_{r40} = 67,59$ MPa $\epsilon_{r40} = 0,391$	
	$\dot{\epsilon} = 65 \text{ s}^{-1}$	$\sigma_{r65} = 71,05$ MPa $\epsilon_{r65} = 0,404$	
	$\sigma_0 = 54$ MPa	$\dot{\epsilon} = 100 \text{ s}^{-1}$	$\sigma_{r100} = 67,9$ MPa $\epsilon_{r100} = 0,3$
		$\dot{\epsilon} = 120 \text{ s}^{-1}$	$\sigma_{r120} = 57$ MPa $\epsilon_{r120} = 0,095$

### 4.3. Caracterización a impacto-indentación del PP: aplicación de un modelo reológico

El método de caracterización propuesto en el apartado 4.2.1 permite obtener las curvas *iso-strain rate* del material, basándose en la técnica experimental de impacto-tracción instrumentado. Sin embargo, los materiales plásticos pueden presentar un comportamiento muy diferente en función del tipo de sollicitación a que son sometidos [Boyce et al., 1994]. Además, este hecho se ha constatado en la parte experimental de este trabajo (apartado 4.1.3) en la que, para iguales energías de impacto, se ha obtenido un coeficiente de restitución diferente en impacto-tracción y en impacto-indentación. Por lo tanto, se ha decidido caracterizar el material en condiciones de impacto-indentación mediante la aplicación de modelos reológicos, para comparar los resultados con los obtenidos mediante las curvas *iso-strain rate*.

El modelo reológico que se ha empleado para describir el comportamiento a impacto-indentación del PP se basa en la teoría de contacto de Hertz [Sullcahuamán, 2001; Jiménez, 2002; Sánchez-Soto et al., 2003], y consta de una masa  $m$ , un muelle no-lineal de constante  $K$  y un amortiguador de contante  $C$  asociados en serie (figura 4.37). Las expresiones matemáticas asociadas a este modelo reológico vienen dadas por las ecuaciones 4.13 y 4.14.

$$m \ddot{u} = -K u_1^{3/2} = -C \dot{u}_2 \quad (4.13)$$

$$u = u_1 + u_2 \quad (4.14)$$

A partir de las ecuaciones 4.13 y 4.14, se obtiene un sistema de ecuaciones diferenciales ordinarias (ecuaciones 4.15-4.17).

$$\ddot{u} = \frac{-K}{m} (u - u_2)^{3/2} \quad (4.15)$$

$$u_2 = \frac{K}{C} (u - u_2)^{3/2} \quad (4.16)$$

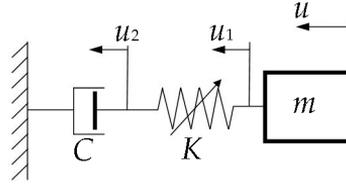


Figura 4.37: Modelo reológico empleado para describir el contacto, según la teoría de Hertz, en ensayos de impacto-indentación.

$$\dot{u} = \frac{du}{dt} \quad (4.17)$$

La resolución del sistema de ecuaciones diferenciales ordinarias se ha llevado a cabo numéricamente mediante Matlab, a través de la función ODE45 basada en el método de Runge Kutta. Las condiciones iniciales en este caso son:

- la aceleración de la masa en el instante inicial es nula (ecuación 4.18).
- la velocidad de amortiguador en el instante inicial es nula (ecuación 4.19).
- la velocidad de la masa es igual a la velocidad de impacto (ecuación 4.20).

$$\ddot{u} = 0 \quad (4.18)$$

$$\dot{u}_2 = 0 \quad (4.19)$$

$$\dot{u} = \dot{u}_{\text{imp}} \quad (4.20)$$

El valor de los parámetros  $K$  y  $C$  se obtiene ajustando los valores de  $F_{\text{máx}}$  y  $e$  de las curvas  $F-t$  correspondientes al modelo, a los valores experimentales. Como desde cada altura de caída del impactor se han llevado a cabo tres ensayos, los valores experimentales de  $F_{\text{máx}}$  y  $e$  corresponden a los valores promedio de dichos parámetros.

El ajuste se ha llevado a cabo de forma manual, variando los valores de  $K$  y  $C$  del modelo. La influencia de cada uno de estos parámetros depende, entre otros, del rango de valores numéricos que se les asigna. Teniendo en cuenta que los coeficientes de restitución para este rango de alturas de caída del impactor generalmente está comprendido entre 1 y 0,5, la influencia de cada uno de los parámetros es la siguiente:

- una disminución de  $K$  implica la disminución de  $F_{\text{máx}}$  y un aumento de  $e$  y  $t_c$ .
- una disminución de  $C$  implica una disminución de  $F_{\text{máx}}$  y de  $e$  y un ligero aumento de  $t_c$ .

Se observa que los valores de  $K$  y  $C$  no afectan de manera independiente a los parámetros de ajuste, por lo que el ajuste se ha llevado a cabo según un proceso iterativo consistente en:

- variar el valor de  $K$  en el sistema de ecuaciones ordinarias hasta obtener un tiempo de contacto similar al experimental.
- variar el valor de  $C$  hasta ajustar aproximadamente los valores de  $F_{\text{máx}}$  y  $e$ .
- a partir de los valores de  $K$  y  $C$  establecidos, volver a variarlos ligeramente hasta obtener un ajuste preciso de  $F_{\text{máx}}$  y  $e$ .

En la figura 4.38 se muestra el ajuste de las ecuaciones del modelo reológico a las tres curvas experimentales  $F-t$  correspondientes a  $h_{\text{imp}} = 60$  mm. Se observa que, aunque el ajuste se ha realizado en base a  $F_{\text{máx}}$  y  $e$ ,  $t_c$  también presenta una buena correlación si se desprecia el efecto de la “cola” final.

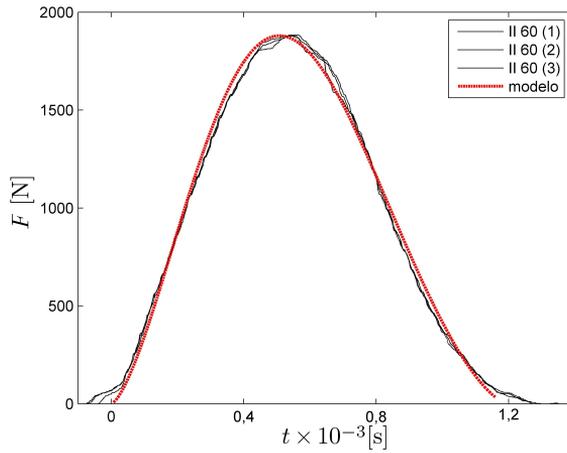


Figura 4.38: Ajuste del modelo reológico de Hertz con las curvas  $F-t$  experimentales, correspondientes a  $h_{\text{imp}} = 60$  mm.

Una vez conocido el valor de  $K$  de cada ensayo, se ha aplicado la teoría de Hertz para describir el contacto entre una esfera elástica de radio  $R$  e isotrópica, con un semiespacio plano (ecuación 4.21). Las constantes empleadas son las siguientes:

- módulo de elasticidad del impactor,  $E_{\text{imp}} = 210$  GPa.
- módulo de Poisson del impactor,  $\nu_{\text{imp}} = 0,3$ .
- módulo de Poisson del PP,  $\nu_{\text{PP}} = 0,4$  [Chase-Jr., 2006].

$$K = \frac{4\sqrt{R}}{3} \left( \frac{1 - \nu_{\text{imp}}^2}{E_{\text{imp}}} + \frac{1 - \nu_{\text{PP}}^2}{E_{\text{PP}_{\text{ind}}}} \right) \quad (4.21)$$

A partir de la ecuación 4.21 se ha deducido el módulo de elasticidad  $E_{\text{PP}_{\text{ind}}}$  del PP sometido a impacto-indentación. En la tabla 4.12 se muestran los valores experimentales medios de  $F_{\text{máx}}$  y  $e$ , los valores ajustados de  $F_{\text{máx}}$  y  $e$  del modelo, los valores de los parámetros  $K$  y  $C$  del modelo para dicho ajuste y el módulo elástico  $E_{\text{PP}_{\text{ind}}}$  de indentación correspondiente, obtenido a partir de la teoría de Hertz.

Tabla 4.12: Valores experimentales (exp) y del modelo reológico (mod) de  $e$  y  $F_{\text{máx}}$ , valores de  $K$  y  $C$  correspondientes, y módulo de elasticidad del PP a indentación  $E_{\text{PP}_{\text{ind}}}$  para cada ensayo.

Ensayo	$e_{\text{exp}}$	$e_{\text{mod}}$	$F_{\text{máx}_{\text{exp}}}$ [N]	$F_{\text{máx}_{\text{mod}}}$ [N]	$K$ [ $\frac{\text{kN}}{\text{m}^{3/2}}$ ]	$C$ [ $\frac{\text{N}\cdot\text{s}}{\text{m}}$ ]	$E_{\text{PP}_{\text{ind}}}$ [GPa]
II 05	0,6240	0,6240	442,9	442,9	317169	5882	2,54
II 10	0,6229	0,6229	656,6	656,6	299873	6169	2,40
II 15	0,5937	0,5937	830,6	830,6	312593	5886	2,50
II 20	0,5877	0,5877	1003,6	1003,6	329850	6069	2,64
II 25	0,5693	0,5693	1140,1	1140,1	337251	5901	2,70
II 30	0,5823	0,5823	1279,3	1279,3	333050	6234	2,67
II 35	0,5716	0,5716	1381,9	1381,9	327550	6080	2,62
II 40	0,5644	0,5644	1495,5	1495,5	331500	6055	2,66
II 45	0,5557	0,5557	1593,0	1593,0	331350	5960	2,66
II 50	0,5513	0,5513	1686,8	1686,8	329630	5925	2,64
II 55	0,5423	0,5423	1781,6	1781,6	333900	5848	2,68
II 60	0,5461	0,5461	1879,6	1879,6	332000	5963	2,66
II 65	0,5423	0,5423	1966,1	1966,1	332500	5936	2,66
II 70	0,5312	0,5312	2047,9	2047,9	337500	5814	2,71
II 75	0,5348	0,5348	2131,2	2131,2	333610	5891	2,67
II 80	0,5317	0,5317	2226,6	2226,6	340190	5919	2,73
II 85	0,5305	0,5301	2294,3	2294,3	335900	5897	2,69
II 90	0,5311	0,5311	2373,0	2373,0	334700	5940	2,68
II 95	0,5239	0,5239	2438,2	2438,2	335490	5849	2,69
II 100	0,5240	0,5240	2513,7	2513,7	335200	5879	2,69

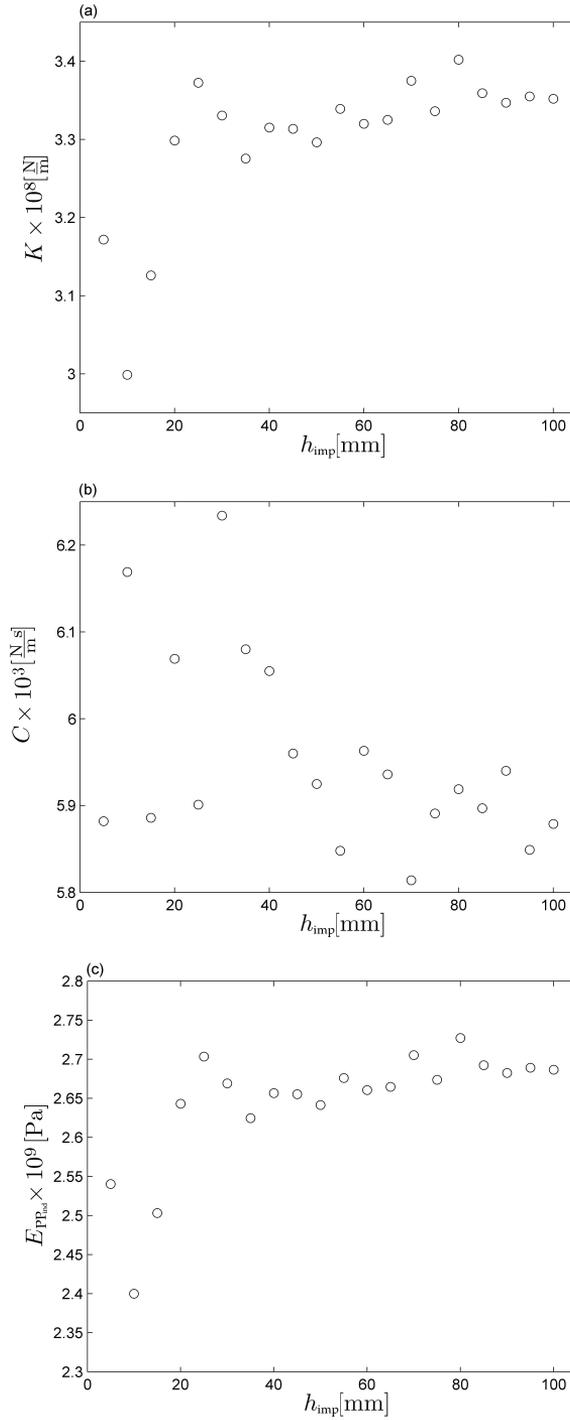


Figura 4.39: Evolución de los parámetros (a)  $K$  y (b)  $C$  del modelo reológico, y (c) del módulo de elasticidad a indentación del PP,  $E_{\text{PP,ind}}$ , obtenido mediante la teoría de Hertz, en función de la altura de caída del impactor,  $h_{\text{imp}}$ .

En la figura 4.39 se muestra la evolución de los parámetros  $K$  y  $C$  del modelo reológico, así como del módulo de elasticidad de indentación  $E_{PP_{ind}}$ , en función de la altura de caída del impactor,  $h_{imp}$ .

Se observa que a medida que aumenta  $h_{imp}$  el valor de  $K$  aumenta, y, en consecuencia, aumenta la rigidez del material. Dicho aumento es mayor para valores de  $h_{imp}$  menores. En el caso de  $C$  existe una mayor dispersión de resultados, aunque se observa una tendencia a disminuir a medida que aumenta  $h_{imp}$ , indicando que la disipación se hace mayor a medida que aumenta  $h_{imp}$ , lo cual coincide con [Jiménez, 2002]. Por último, en lo que a  $E_{PP_{ind}}$  se refiere, se observa que la tendencia es proporcional a  $K$ .

En cuanto a los valores numéricos de  $E_{PP_{ind}}$ , se encuentran comprendidos en torno a un valor promedio de 2,65 GPa. Este valor es mucho mayor que el obtenido a partir de las curvas *iso-strain rate*, de 1,2 GPa. La diferencia entre ambos puede atribuirse a dos motivos: por una parte, el material está sometido a un tipo de sollicitación diferente, en la que predomina la compresión frente a la tracción inducida en los ensayos de impacto-tracción; ahora bien, algunos materiales poliméricos presentan un comportamiento diferente cuando son sometidos a tracción y compresión [Boyce et al., 1994], por lo que parte de la diferencia de valores de  $E_{PP_{ind}}$  puede ser debido a esta característica.

Por otra parte, a igualdad de energía de impacto, las condiciones a las que se somete el material en la zona cercana al contacto entre el indentador y la probeta, en lo que se refiere a niveles de deformación y velocidad de deformación, son mucho más severas que las inducidas en los ensayos de impacto-tracción.

Una vez más, queda patente la influencia del tipo de sollicitación en el comportamiento del material; en el apartado 4.1.3 (figura 4.26) se ha demostrado que el coeficiente de restitución depende del tipo de sollicitación, siendo menor en impacto-indentación que en impacto-tracción. En este apartado se ha comprobado que el módulo de elasticidad cuando el material está sometido a impacto-indentación es mayor, pudiendo llegar a superar el doble del obtenido en condiciones de impacto-tracción, a iguales niveles de energía de impacto.

## 4.4. Conclusiones sobre el método de caracterización propuesto

La técnica experimental de impacto-tracción instrumentado presenta tres características fundamentales que la convierten en la más adecuada, frente a otras técnicas experimentales de impacto, para realizar la caracterización del material en condiciones de impacto:

- distribución homogénea de tensiones, deformaciones y velocidades de deformación.
- ausencia de contacto directo entre el impactor y la pieza a ensayar.
- medición de la fuerza en un extremo de la probeta en lugar de en el impactor.

Estas características permiten obtener las propiedades del material en condiciones de impacto mediante un tratamiento numérico sencillo de las curvas experimentales.

Se ha propuesto un método de caracterización que permite obtener curvas de tensión-deformación *iso-strain rate* a partir de las curvas  $F-t$  de un conjunto de ensayos

de impacto-tracción instrumentado realizados a diferentes niveles de energía. De cada curva experimental se obtiene una pareja de puntos  $\sigma$ - $\varepsilon$  correspondientes a una velocidad de deformación determinada, de forma que para cada velocidad de deformación se dispone de múltiples parejas  $\sigma$ - $\varepsilon$ .

Las curvas *iso-strain rate* así obtenidas son independientes de la masa del impactor con la que se han llevado a cabo los ensayos, lo cual demuestra la consistencia del método de caracterización.

La detección de la rotura a una velocidad de deformación determinada se ha llevado a cabo promediando las parejas de puntos  $\sigma$ - $\varepsilon$  correspondientes a las roturas que ocurren a velocidades de deformación más cercanas a la deseada. En consecuencia, los puntos de rotura de las curvas *iso-strain rate* se han determinado a partir de medidas experimentales promediadas, en lugar de hacerlo a partir de medidas directas.

El método de caracterización de las curvas *iso-strain rate*, comparado con el método de extrapolación propuesto por Dean [Dean y Read, 2001], proporciona unos valores de tensión mayores a iguales niveles de deformación, lo cual se traduce en una mayor rigidez del material. Hay que destacar que la puesta a punto del modelo de extrapolación se ha llevado a cabo únicamente a velocidades de deformación bajas y medias. El motivo de la diferencia de resultados se atribuye a que el modelo de extrapolación no detecta las variaciones de los micro-mecanismos de deformación y fractura que ocurren en el material a media que aumenta la velocidad de deformación.

A partir de las curvas *iso-strain rate* se concluye que el material presenta un comportamiento elasto-plástico con endurecimiento dependiente de la velocidad de deformación, que puede ser representado mediante modelos elasto-plásticos sencillos.

Sin embargo, el método de las curvas *iso-strain rate* únicamente es válido para caracterizar el material cuando éste es sometido a cargas impulsivas de tracción, ya que en otras condiciones, como en impacto-indentación, el PP ha mostrado un comportamiento totalmente distinto, con un menor coeficiente de restitución y un mayor módulo de elasticidad para iguales niveles de energía de impacto. El módulo de elasticidad a indentación se ha determinado mediante la aplicación de un modelo reológico basado en la teoría del contacto de Hertz, obteniéndose un valor promedio de 2,6 GPa, frente a 1,2 GPa obtenido en impacto-tracción a partir de las curvas *iso-strain rate*.

## 4.5. Simulación mediante el MEF de los ensayos de impacto-tracción

En este apartado se muestran los resultados obtenidos en las simulaciones mediante el MEF de los ensayos de impacto-tracción descritos en el apartado 3. Se analiza la influencia de distintos parámetros propios de la simulación (dimensionalidad geométrica y tipo de elemento, densidad de malla) así como relacionados con el comportamiento del material (tipo de modelo).

### 4.5.1. Resultados de las simulaciones mediante el MEF de los ensayos de impacto-tracción y análisis de la influencia de los parámetros de simulación

Se han realizado simulaciones con distintos tipos de elemento, densidades de malla y modelos de material (apartado 3.1), para ver su influencia en el resultado de las mismas. Todas las simulaciones de los ensayos de impacto-tracción instrumentado se han llevado a cabo para una masa del impactor de 1,091 kg.

#### Influencia del tipo de elemento

Se han llevado a cabo simulaciones de los ensayos de impacto-tracción a velocidades de impacto de 0,7 m/s, 1,3 m/s y 2,1 m/s, para abarcar todo el rango de comportamiento del material. Se han empleado distintos tipos de elemento (C3D4, CPS3, CPS4R, S4R y C3D4) y modelos de material (EL, EP y EPVD). Dichos tipos de elemento y modelos de material se encuentran descritos en los apartados 3.1.1 y 3.1.2, respectivamente. En la figura 4.40 se muestran las curvas  $F-t$  obtenidas a partir de las simulaciones de los ensayos de impacto-tracción empleando distintos tipos de elemento en la malla y con el modelo de material EL. La descripción de cada tipo de elemento se ha realizado en el apartado 3.1. Se puede observar que los resultados no dependen del tipo de malla ni de la dimensionalidad geométrica de los modelos, puesto que en todos son idénticos.

En la figura 4.41 se muestran las curvas  $F-t$  obtenidas a partir de las simulaciones de los ensayos de impacto-tracción empleando distintos tipos de elemento en la malla, un modelo de material EP y una integración temporal explícita. En este caso se aprecia que, para una velocidad de impacto de 0,7 m/s (figura 4.41(a)), los resultados de la simulación son independientes del tipo de elemento y de la dimensionalidad geométrica. Sin embargo, para las velocidades de impacto de 1,3 m/s y 2,1 m/s se aprecia una diferencia de comportamiento de los elementos de tipo C3D4 con respecto al resto; el resto de elementos presentan una caída brusca de la fuerza, que indica la rotura del material en un instante de tiempo comprendido entre tres y cuatro milisegundos para el ensayo a una velocidad de impacto de 1,3 m/s, y en torno a dos milisegundos para una velocidad de 2,1 m/s. Sin embargo, en el modelo mallado con elementos C3D4 no se observa dicha caída brusca en ningún caso, sino que la curva se reduce de manera progresiva. Esto puede deberse a que este tipo de elemento, debido a su propia formulación matemática, tiende a rigidizar el modelo [ABAQUS, 2004], motivo por el cual es poco recomendable para cálculos de precisión.

Por último, en la figura 4.42 se muestran las curvas  $F-t$  obtenidas a partir de las simulaciones de los ensayos de impacto-tracción, empleando distintos tipos de elemento en la malla, con un modelo de material EPVD y una integración temporal explícita. En este caso, al igual que en el caso del modelo EL, no se observa ninguna dependencia de los resultados con el tipo de elemento empleado para mallar el modelo, o con la dimensionalidad geométrica del modelo. Tampoco se detecta la diferencia de comportamiento de los elementos C3D4 frente al resto, comentada previamente. Eso se debe a que dicha diferencia queda patente únicamente en la cercanía de la rotura del material, que en el caso del modelo de material EPVD no se produce para las velocidades de impacto analizadas. Sin embargo, si se aumenta la energía de impacto, se comprobaría que a partir de cierto valor, el

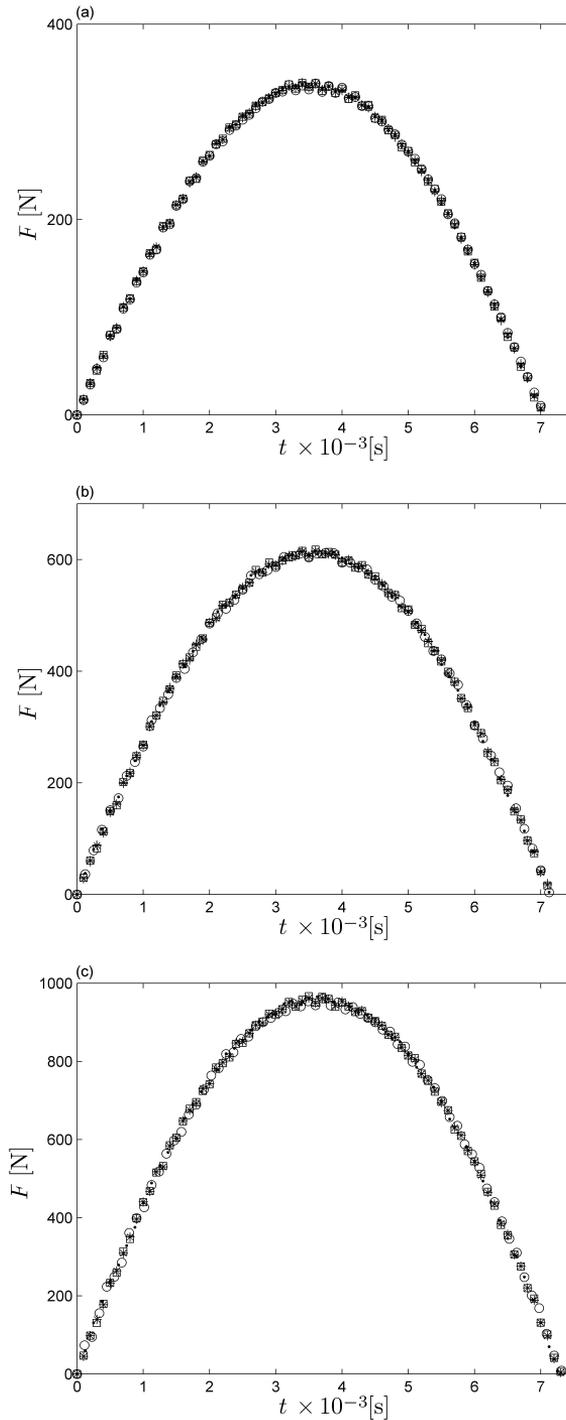


Figura 4.40: Resultados de las simulaciones mediante el MEF, para un modelo de material EL y velocidades de impacto de (a) 0,7 m/s, (b) 1,3 m/s y (c) 2,1 m/s, con distintos tipos de elementos:  $\circ$  C3D4,  $\square$  C3D8R,  $\blacksquare$  CPS3,  $+$  CPS4R,  $*$  S4R.

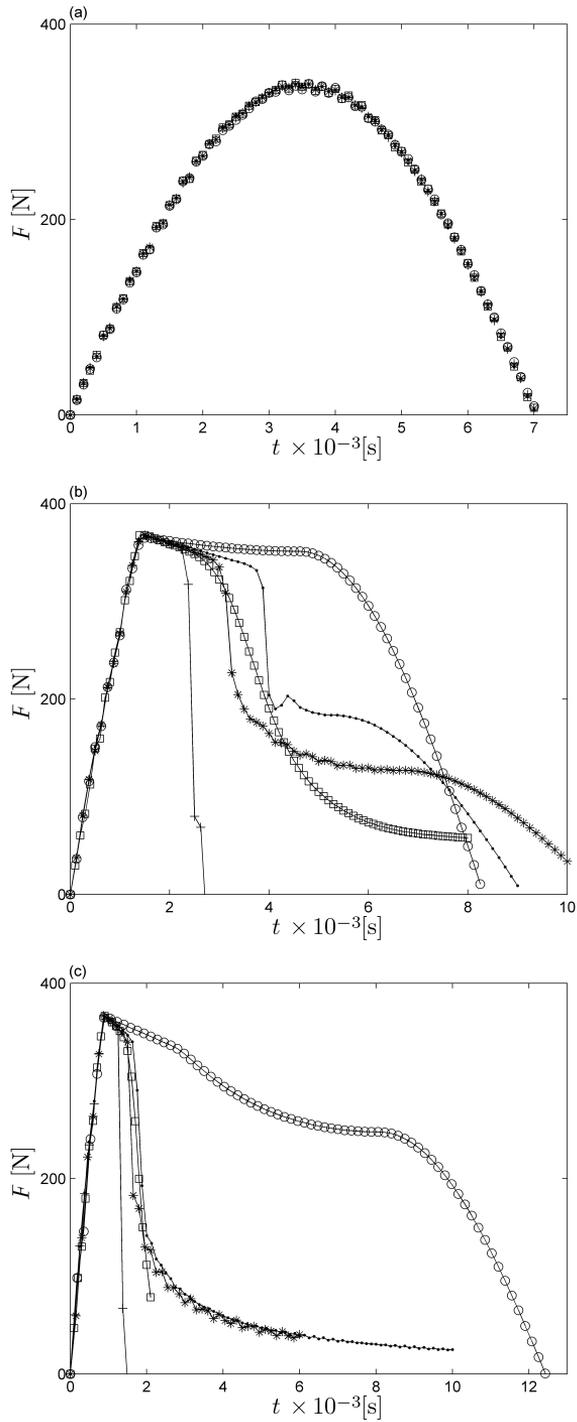


Figura 4.41: Resultados de las simulaciones mediante el MEF, para un modelo de material EP y velocidades de impacto de (a) 0,7 m/s, (b) 1,3 m/s y (c) 2,1 m/s con distintos tipos de elementos:  $\circ$  C3D4,  $\square$  C3D8R,  $\blacksquare$  CPS3,  $+$  CPS4R,  $*$  S4R.

modelo mallado con elementos C3D4 presenta un comportamiento más rígido que el resto.

En consecuencia, se puede afirmar que la elección del tipo de elemento no ha sido un factor crítico a la hora de realizar las simulaciones de los ensayos de impacto-tracción, principalmente debido a la simplicidad tanto de la geometría de la probeta como del estado tensional inducido en el material. La única excepción es el elemento C3D4, que presenta un comportamiento más rígido que el resto, para valores de energía de impacto cercanos a la rotura. Para los cálculos posteriores, de entre el resto de tipos de elementos analizados se ha escogido el elemento C3D8R, ya que, aún tratándose de un elemento sólido en 3D, no añade un coste computacional significativo debido a la simplicidad del modelo geométrico.

### Influencia de la densidad de malla

Como se ha descrito en el apartado 3.1, se han construido dos modelos mallados con elementos C3D8R, pero con densidades de malla diferentes: una malla considerada “normal” y una malla “densa”. El objetivo de este análisis es asegurar que la discretización espacial del modelo es suficientemente fina para que los resultados converjan. Para simplificar el número de simulaciones, se han simulado únicamente los casos en los que se ha empleado un modelo EPVD, y una integración temporal explícita. En la figura 4.43 se muestran las dos curvas  $F-t$  resultantes de ambas simulaciones. Se observa que, para velocidades de impacto de 0,7 m/s y 1,3 m/s, ambas curvas son idénticas; para una velocidad de impacto de 2,1 m/s, se aprecia una pequeña desviación en los valores de  $F$ , siendo éstos ligeramente mayores para la malla “densa”; sin embargo, esta diferencia es muy pequeña ( $\leq 5\%$ ), de forma que se puede afirmar que el mallado en el modelo con una densidad de malla “normal” es suficientemente fino para asegurar la convergencia de los resultados. Además, desde el punto de vista de coste computacional, el tiempo de cálculo medio requerido por un modelo con malla de densidad “normal” ha sido de en torno a 10 min, frente a las más de 4h 30 min empleadas por el modelo con una malla “densa”. Esto es debido a que el tamaño máximo del incremento de tiempo requerido en la integración temporal explícita es proporcional al tamaño menor de los elementos que componen el modelo [ABAQUS, 2004]. Por lo tanto, se puede afirmar que en este caso, el modelo mallado con una densidad “normal” es mucho más efectivo que el de malla “densa”, ya que presenta una precisión similar y un coste computacional mucho menor.

### Influencia del modelo de material

En la figura 4.44 se muestran las curvas  $F-t$  obtenidas de las simulaciones realizadas con elementos de tipo C3D8R, integración temporal explícita y modelos de material EL, EP y EPVD, para velocidades de impacto de 0,7 m/s, 1,3 m/s y 2,1 m/s.

Para una velocidad de impacto de 0,7 m/s (figura 4.44(a)) los tres modelos presentan una curva  $F-t$  idéntica. Esto es lógico, ya que para una energía de impacto tan baja no se alcanza el límite elástico establecido en los modelo EP y EPVD y en consecuencia, en los tres casos únicamente entra en juego la respuesta elástico-lineal de los modelos de material, que es la misma en los tres casos.

Las curvas correspondientes a los modelos EL, EP y EPVD presentan un patrón similar para velocidades de impacto de 1,3 m/s y 2,1 m/s (figura 4.44(b)-(c)) :

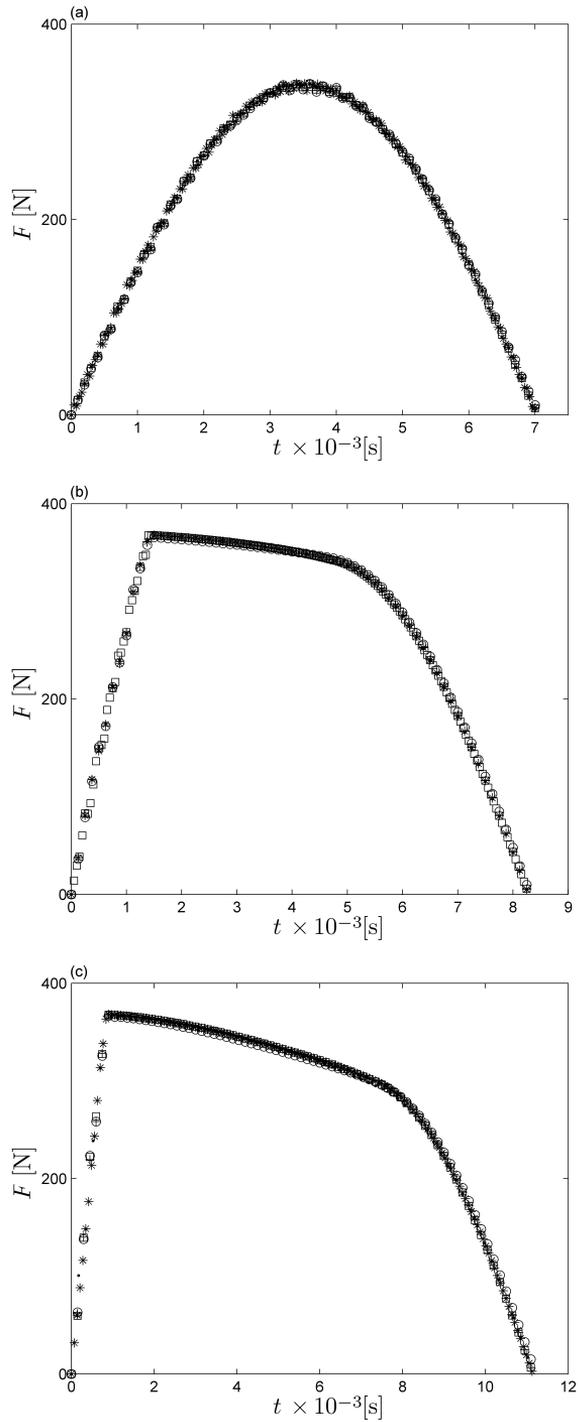


Figura 4.42: Resultados de las simulaciones mediante el MEF, para un modelo de material EPVD y velocidades de impacto de (a) 0,7 m/s, (b) 1,3 m/s y (c) 2,1 m/s con distintos tipos de elementos:  $\circ$  C3D4,  $\square$  C3D8R,  $\triangle$  CPS3,  $+$  CPS4R,  $*$  S4R.

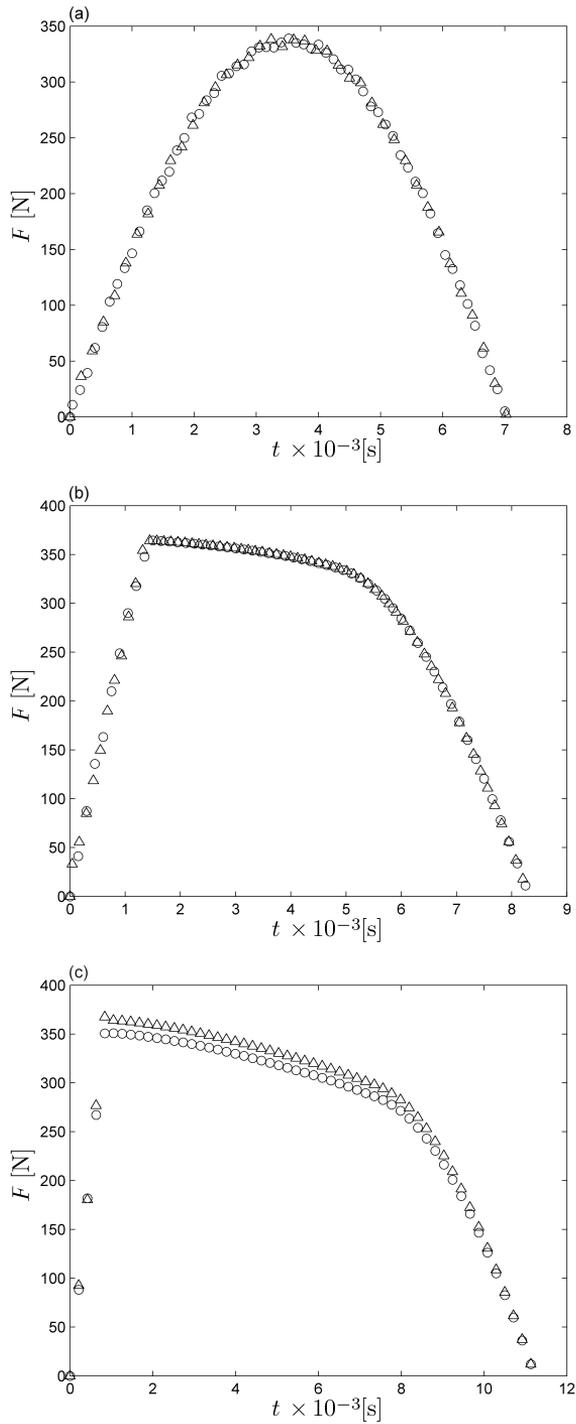


Figura 4.43: Resultados de las simulaciones mediante el MEF, para un modelo de material EPVD y velocidades de impacto de (a) 0,7 m/s, (b) 1,3 m/s y (c) 2,1 m/s con elementos C3D8R: ○ malla “normal” y △ malla “densa”.

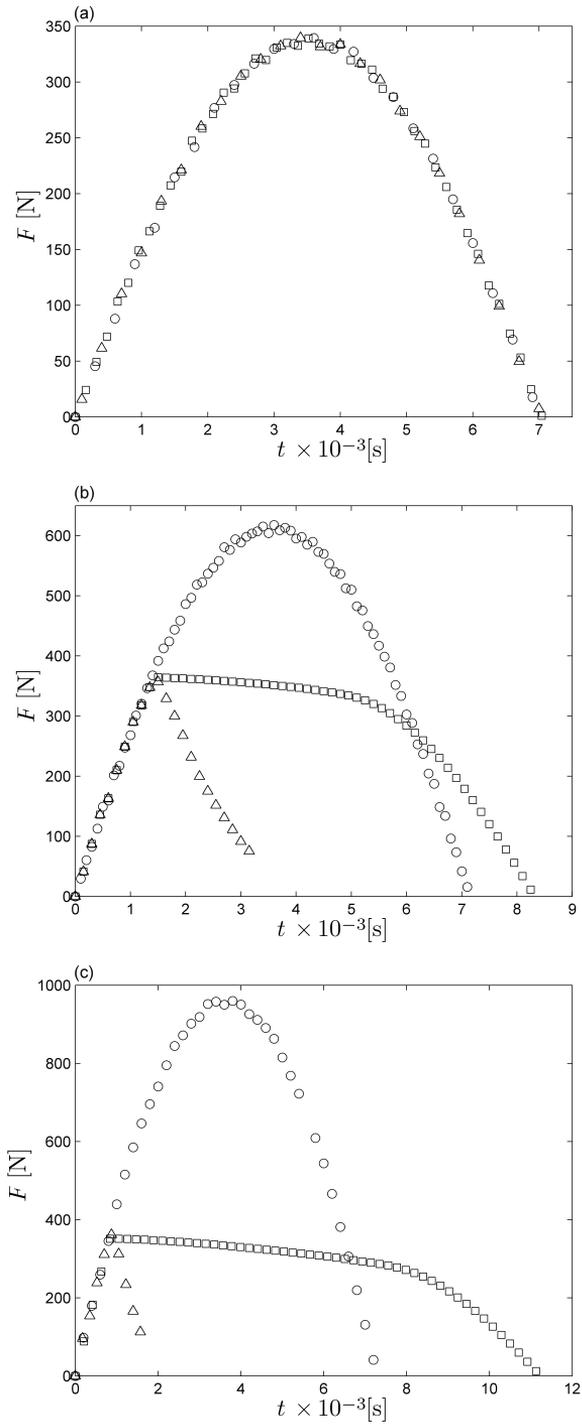


Figura 4.44: Resultados de las simulaciones mediante el MEF de los ensayos de impacto-tracción realizados a velocidades de impacto de (a) 0,7 m/s, (b) 1,3 m/s y (c) 2,1 m/s, con modelos de material  $\circ$  EL,  $\triangle$  EP y  $\square$  EPVD.

- la curva  $F-t$  correspondiente al modelo EL es simétrica y presenta una fuerza máxima proporcional a la energía de impacto, ya que el modelo EL únicamente describe el comportamiento elástico del material. Por lo tanto, no se trata de una descripción realista de la respuesta del material sometido a impacto-tracción en los casos en los que aparezcan fenómenos de deformación permanente.
- la curva correspondiente al modelo EP presenta una caída brusca inmediatamente después de haber alcanzado el límite elástico del material. Dicha caída representa la rotura del material, y está asociada al hecho de que una vez superado el límite elástico, el material fluye a tensión constante hasta romper. La aparición de una estricción en una sección de la probeta provoca que la tensión se concentre en esa zona, descargando el resto de la probeta y haciendo que la fuerza de reacción del extremo disminuya bruscamente. Se trata por tanto de un fenómeno asociado al modelo de material y no representa adecuadamente el comportamiento real del material, para el que se ha observado experimentalmente que el umbral de rotura para una masa del impactor de 1,091 kg se sitúa a una velocidad de impacto de 2,7 m/s (apartado 4.1.2, figura 4.5(b)).
- la curva  $F-t$  correspondiente al modelo EPVD presenta una forma asimétrica, asociada al comportamiento plástico del material. Para las dos velocidades de impacto la parte inicial de la curva es similar, ya que en el modelo EPVD ni la rigidez ni el límite elástico se consideran dependientes de la velocidad de deformación. Sin embargo, una vez que entra en plasticidad, como ésta si depende de la velocidad de deformación, la respuesta es diferente en ambos casos, obteniéndose un valor de  $t_c$  mayor para una mayor velocidad de impacto, tendencia también observada experimentalmente.

De los tres modelos de material analizados, el modelo EPVD es el que presenta un comportamiento más acorde con las observaciones experimentales, por lo que se ha escogido dicho modelo de material para realizar la correlación numérico-experimental de los ensayos de impacto-tracción.

#### 4.5.2. Correlación numérico-experimental de los ensayos de impacto-tracción

Se ha realizado la correlación numérico-experimental de las curvas  $F-t$  y  $u-t$  para distintas energías de impacto, de manera que se abarque todo el rango de comportamiento del material (sin daño, emblanquecimiento y rotura). Concretamente, los casos analizados han sido los correspondientes a una masa del impactor de 1,091 kg y velocidades de impacto de 0,7 m/s, 1,3 m/s, 2,1 m/s, 2,5 m/s, 2,7 m/s y 2,9 m/s. El modelo de elementos finitos se ha escogido en función de los análisis realizados en los apartados anteriores; consiste en una geometría 3D de la probeta, mallada con elementos C3D8R, una densidad de malla “normal”, integración temporal explícita y modelo de material EPVD.

##### Correlación de las curvas $F-t$

En la figura 4.45(a)-(f) se muestra la correlación numérico-experimental de las curvas  $F-t$  para distintas velocidades de impacto y una masa del impactor de

1,091 kg.

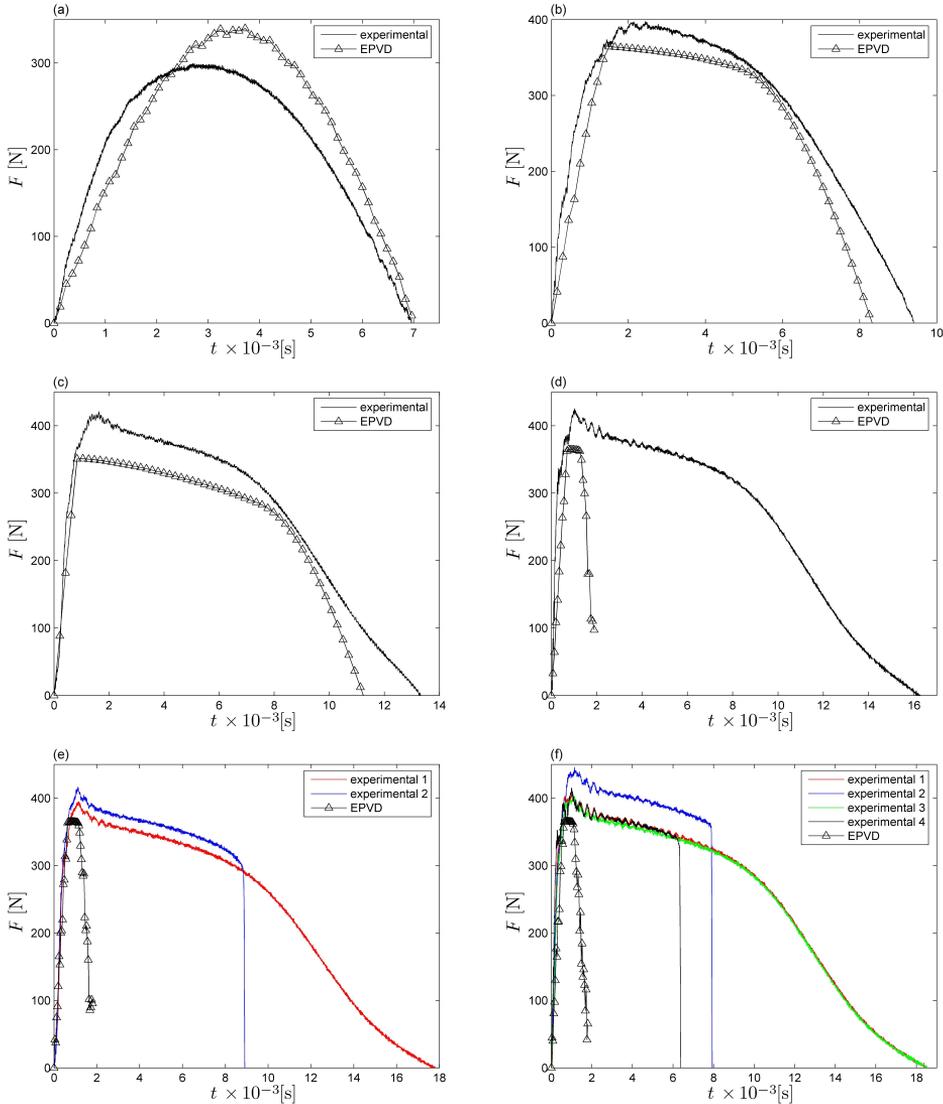


Figura 4.45: Correlación numérico-experimental de las curvas  $F-t$ , para velocidades de impacto de (a) 0,7 m/s, (b) 1,3 m/s, (c) 2,1 m/s, (d) 2,5 m/s, (e) 2,7 m/s y (f) 2,9 m/s.

Para analizar las correlaciones numérico-experimentales, se van a separar los ensayos en tres regímenes, en función de la energía de impacto:

1. se aprecia que para una baja energía de impacto (figura 4.45(a)) hay una buena correlación de  $t_c$ , aunque el valor de  $F_{m\acute{a}x}$  se encuentra sobreestimado en un 15%. La desviación en el valor de  $F_{m\acute{a}x}$  puede ser debida a que en la simulación no se alcanza el límite elástico  $\sigma_0$  del material, y en consecuencia,

se obtiene una curva  $F-t$  simétrica, sin ningún tipo de pérdida de energía ( $e=1$ ); sin embargo, se observa que la curva experimental presenta cierta asimetría, asociada a pérdidas visco-elásticas. Por lo tanto, como el modelo EPVD no tiene en cuenta dichas pérdidas, la simulación proporciona un valor de  $F_{\text{máx}}$  mayor que la experimental.

Se observa también que la pendiente en la fase de carga de la curva simulada es sensiblemente inferior a la experimental. Esto puede deberse a que el valor de  $E$  obtenido a partir de las curvas *iso-strain rate* no es suficientemente grande; además, otra fuente de error reside en que, en el modelo EPVD,  $E$  no se considera dependiente de  $\dot{\epsilon}$ , sino que se toma un valor promedio independiente de  $\dot{\epsilon}$ . Ambos factores provocan que en la simulación, se tenga una pendiente de carga inferior a la experimental. El hecho de que el valor de  $E$  obtenido a partir de las curvas *iso-strain rate* sea inferior al real, puede asociarse a la falta de precisión de los valores de desplazamientos en el método de caracterización; hay que recordar que dichos valores han sido obtenidos por integración, en lugar de medirlos experimentalmente (apdo. 2.3.2).

2. para niveles de energía medios (figura 4.45(b) y (c)) los valores simulados de  $F_{\text{máx}}$  son un 15% inferiores a los obtenidos experimentalmente, aunque la curva  $F-t$  simulada presenta un perfil similar. El origen de dicha desviación reside en el valor de  $\sigma_0$  definido en el modelo EPVD, que proviene del análisis visual del daño en las probetas ensayadas. En dicho análisis, no ha podido detectarse ninguna tendencia clara de  $\sigma_0$  en función de la velocidad de deformación (apdo. 4.1.2, figura 4.15); por ello, en el modelo EPVD se ha empleado el valor promedio de  $\sigma_0$ , y se ha considerado independiente de  $\dot{\epsilon}$ . En consecuencia, todas las curvas  $F-t$  de las simulaciones en las que se supera  $\sigma_0$ , presentan una  $F_{\text{máx}}$  igual, correspondiente a dicha  $\sigma_0$ . Sin embargo, en la figura 4.45 se observa que hay cierta dependencia, ya que  $F_{\text{máx}}$  aumenta según aumenta la velocidad de impacto. Por lo tanto, se deduce que para mejorar la correlación numérico-experimental,  $\sigma_0$  tendría que ser ligeramente superior, y además, se tendría que tener en cuenta también su dependencia con  $\dot{\epsilon}$ . Además, el hecho de suavizar la transición de la parte elástica a la plástica en el modelo EPVD ayudaría a que el cambio de pendiente en el máximo de las curvas  $F-t$  simuladas fuese menos brusco. Así pues, resulta necesario mejorar el método de caracterización con vistas a obtener una mayor precisión a la hora de detectar el inicio de mecanismos de deformación irreversibles en el material.

En cuanto al tiempo de contacto, se observa que los valores simulados son en torno a un 15% inferiores a los experimentales. Dichas desviaciones se deben a la diferencia en la pendiente de descarga de la curva  $F-t$ . Si se comparan las curvas simuladas correspondientes a las velocidades de impacto de 0,7 m/s, 1,3 m/s y 2,1 m/s (figura 4.45(a)-(c)) se aprecia que la pendiente es muy similar en todas ellas, ya que en el modelo EPVD es únicamente el módulo de elasticidad el que rige el comportamiento en la descarga. Sin embargo, en las curvas experimentales se observa cómo la pendiente de descarga es inferior. Por lo tanto, una correlación más precisa del comportamiento en la descarga requiere tanto de la caracterización adecuada, como del empleo de un modelo de material que incluya dicho comportamiento en el programa de elementos finitos.

En cuanto a la correlación numérico-experimental de la pendiente de la fase de carga, se observa que ésta mejora según aumenta la energía de impacto.

3. la rotura de las probetas en la simulación se da para una velocidad de impacto de 2,5 m/s (figura 4.45(d)), aunque experimentalmente la primera rotura de una probeta ocurre a una velocidad de impacto de 2,7 m/s (figura 4.45(e)). Esto implica que la energía de rotura simulada es un 15 % (0,57 J) inferior que la experimental. En cuanto al tiempo de rotura  $t_r$ , los valores simulados están en general muy por debajo de los experimentales; sin embargo, algunos ensayos de reproducibilidad llevados a cabo a las mayores energías de impacto demuestran que incluso experimentalmente las desviaciones de  $t_r$  pueden llegar a ser de hasta un 33 % (figura 4.13(b), apdo. 4.1.2), por lo que no se trata de un factor crítico.

### Correlación de las curvas $u-t$

En la figura 4.46(a)-(f) se muestra la correlación numérico-experimental de las curvas  $u-t$  para distintas velocidades de impacto y una masa del impactor de 1,091 kg.

Para bajas energías de impacto, (figura 4.46(a)-(b)), predomina la respuesta elástica del material y el desplazamiento máximo simulado se sobreestima en un 15 %. Para niveles medios de energía de impacto la correlación numérico-experimental de las curvas  $u-t$  (figura 4.46(b)-(c)) es bastante buena hasta aproximadamente su valor máximo, pero a partir de dicho punto aparecen desviaciones mayores que provocan un desplazamiento permanente simulado mucho mayor que el experimental. Este hecho queda patente sobre todo para una velocidad de impacto de 1,3 m/s (figura 4.46(b)), para la que el desplazamiento permanente experimental es casi nulo, mientras que numéricamente se obtiene un valor de 1,7 mm. El inicio de las desviaciones ocurre en el instante en el que se alcanza una tensión igual a  $\sigma_0$ ; al igual que ha ocurrido en la correlación numérico-experimental de las curvas  $F-t$ , el hecho de considerar  $\sigma_0$  independiente de la velocidad de deformación hace que en todos los ensayos simulados la deformación irreversible empiece en un mismo nivel de tensión. En cuanto a las desviaciones a partir de  $\sigma_0$ , éstas pueden asociarse a que la pendiente de la parte plástica no sea suficientemente pronunciada. La falta de pendiente de la parte plástica puede estar producida por el hecho de que en las curvas *iso-strain rate*, las deformaciones no han sido medidas experimentalmente, sino que se han determinado a partir de la integración de las curvas  $F-t$ . Además, la posibilidad de que en determinadas condiciones la respuesta plástica del material esté controlada por mecanismos de deformación como el *crazing*, que provoca vacíos en el material [Sugimoto et al., 1995; Ishikawa et al., 1996; Dijkstra et al., 2002; Gensler et al., 2000; Jang et al., 1985], pone en evidencia la validez de la hipótesis de que el volumen de la zona calibrada de la probeta se mantiene constante durante el impacto.

Para una velocidad de impacto de 2,5 m/s (figura 4.46), hay una gran diferencia entre el desplazamiento experimental y el simulado. Esta diferencia se debe a que en la simulación se produce la rotura de la probeta mientras que en el experimental no. Para las mayores velocidades de impacto (figs. 4.46(e)-(f)) tanto en la simulación como experimentalmente se produce la rotura de la probeta, aunque el tiempo de rotura en la simulación es mucho menor; esto provoca que haya grandes desviaciones en los valores del desplazamiento en los casos en los que se produce la rotura de

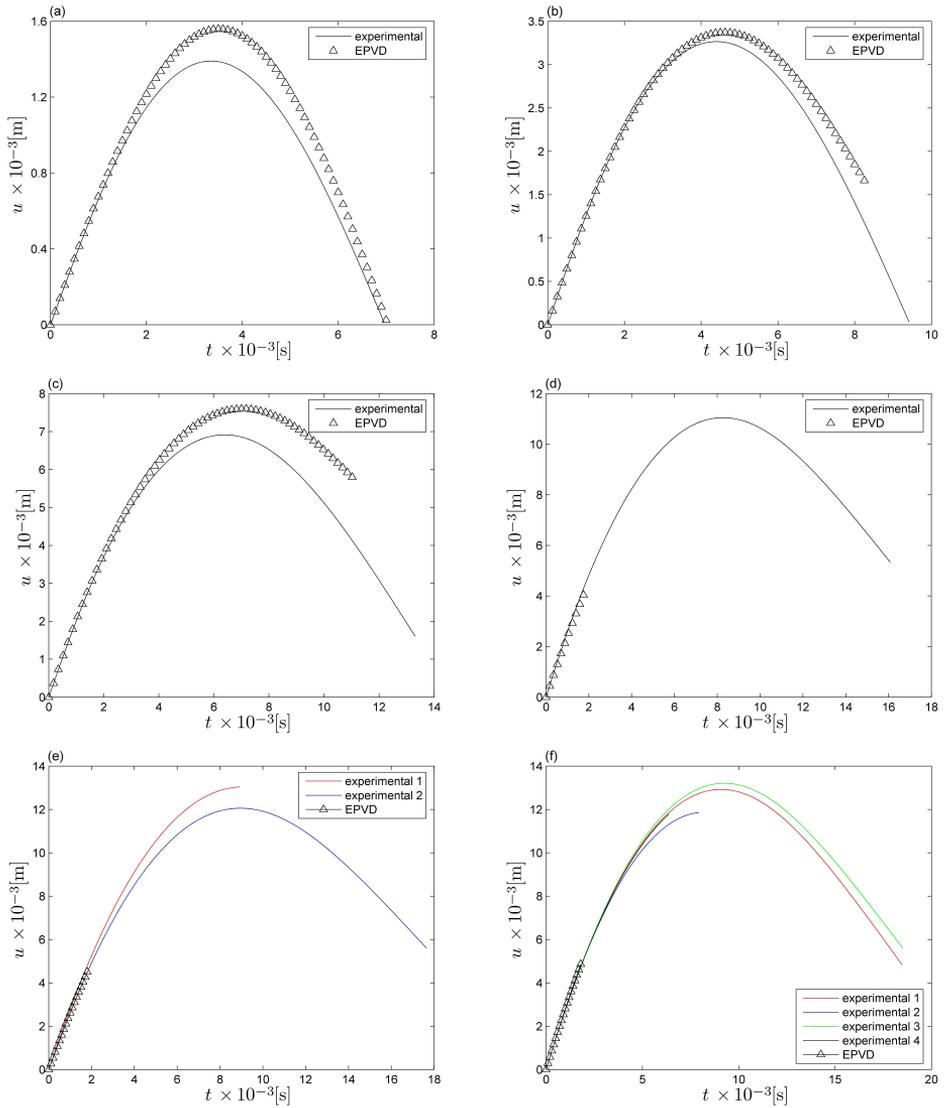


Figura 4.46: Correlación numérico-experimental de las curvas  $u-t$ , para velocidades de impacto de (a) 0,7 m/s, (b) 1,3 m/s, (c) 2,1 m/s, (d) 2,5 m/s, (e) 2,7 m/s y (f) 2,9 m/s.

la probeta. Sin embargo, al igual que se ha comentado en la correlación de las curvas  $F-t$ , no se trata de un factor crítico ya que en los ensayos de rotura, incluso experimentalmente pueden darse desviaciones de  $t_r$  de un 33 % o mayores (figura 4.13, apdo. 4.1.2).

### 4.5.3. Conclusiones sobre la simulación de los ensayos de impacto-tracción

El método de elementos finitos es una herramienta eficaz para predecir la respuesta del PP sometido a impacto-tracción. Al tratarse de un modelo geométrico sencillo, la dimensionalidad del modelo (2D/3D) no es un factor crítico, ni tampoco el tipo de elemento empleado, ya que en todos los casos los resultados son prácticamente idénticos.

La respuesta  $F-t$  de una probeta de PP sometida a impacto-tracción puede predecirse de una manera precisa utilizando un modelo de material EPVD disponible en Abaqus, siempre y cuando se haya empleado un método de caracterización adecuado que permita obtener las propiedades del material en esas condiciones de impacto. Los valores de  $F_{m\acute{a}x}$ ,  $t_c$  y la forma de la curva  $F-t$  se predicen con unas desviaciones máximas que no superan el 15 % en el rango de velocidades y energías de impacto analizados. La rotura de la probeta en la simulación ocurre a una energía de impacto que es un 15 % inferior a la experimental. En los ensayos realizados a las mayores energías de impacto, en los que se produce la rotura de la probeta, el valor de  $t_r$  simulado es muy inferior al experimental; sin embargo, no se trata de un factor crítico ya que incluso en ensayos realizados en idénticas condiciones, las diferencias en los valores de  $t_r$  pueden llegar a ser de un 33 %.

Algunos de los aspectos a mejorar desde el punto de vista de modelo de material son la inclusión de la dependencia del módulo de elasticidad con la velocidad de deformación,  $E = f(\dot{\epsilon})$ , o la definición de una transición más suavizada entre la parte elástica y la parte plástica del modelo. El empleo de un modelo de material que permita definir un comportamiento específico en la descarga es también un aspecto a tener en cuenta, con vistas a obtener una precisión mayor en las simulaciones. En cuanto al método de caracterización, el empleo de un sistema de medición experimental de los desplazamientos permitiría obtener un valor más preciso de  $E$ ; además, una detección más precisa del inicio de los mecanismos de deformación irreversibles en el material en función de la velocidad de deformación,  $\sigma_0 = f(\dot{\epsilon})$ , y su inclusión en el modelo de material, permitiría una mejor correlación numérico experimental de los valores de  $F_{m\acute{a}x}$ .

En las mismas condiciones de simulación, la respuesta  $u-t$  no se predice adecuadamente empleando un modelo de material EPVD. Para energías de impacto bajas y medias (en los que no se produce la rotura del material) la deformación plástica obtenida por simulación es mucho mayor que la experimental, y la desviación comienza cuando se alcanza el límite elástico del material. Una reducción de la deformación plástica podría venir inducida por una pendiente más pronunciada en la zona de endurecimiento en las curvas *iso-strain rate*; esto, a su vez, podría estar asociado a una reducción de la sección efectiva del material debido al *crazing*. Para los ensayos de rotura, el desplazamiento al que ésta se produce en la simulación es muy inferior a la experimental, aunque dicha diferencia se debe a que el valor de  $t_r$  en las simulaciones es mucho menor. Como ya se ha comentado, no se trata de un factor crítico porque los valores de  $t_r$  experimentales pueden diferir hasta en un

33 %.

Un aspecto que no se ha tenido en cuenta en la simulación, y que por el contrario, experimentalmente ha demostrado tener una importancia de consideración, es la anisotropía del PP producida por el proceso de inyección de las placas a partir de las que se han mecanizado las probetas. No se ha cuantificado el efecto de esta anisotropía en las propiedades del material obtenidas a partir de las curvas *iso-strain rate*, por lo que este efecto tampoco ha sido introducido en los modelos de material. Sin embargo, las curvas experimentales  $F-t$  de las probetas longitudinales y transversales han mostrado comportamientos muy dispares, sobre todo desde el punto de vista de la rotura. Se trata, por tanto, de una interesante línea futura a abordar con vistas a obtener una mejor correlación numerico-experimental de los ensayos de impacto.

## 4.6. Simulación mediante el MEF de los ensayos de impacto-indentación

### 4.6.1. Resultados de las simulaciones mediante el MEF de los ensayos de impacto-indentación y análisis de la influencia de los parámetros de simulación

Se han realizado simulaciones de los ensayos de impacto-indentación desde tres alturas de caída diferentes, para diferentes tipos de elemento (axisimétricos/3D) y distintos algoritmos de contacto (cinemático y de penalización). Los distintos modelos han sido descritos en el apartado 3.2. En todos los casos se ha empleado el modelo de material EPVD descrito en el apartado 4.2.4.

#### Influencia del tipo de elemento

En la figura 4.47 se muestran las curvas  $F-t$  obtenidas a partir de las simulaciones de los ensayos de impacto-indentación para alturas de caída de 10, 50 y 90 mm y elementos axisimétricos CAX4R y elementos continuos tridimensionales C3D8R.

Se aprecia que, en el rango de alturas de caída analizado, las curvas  $F-t$  son prácticamente idénticas para ambos modelos. Por lo tanto, se ha escogido el modelo axisimétrico por requerir un coste computacional menor que el modelo tridimensional.

#### Influencia del algoritmo de contacto

En la figura 4.48 se muestran las curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de impacto indentación realizados desde alturas de caída del impactor de 10, 50 y 90 mm, empleando tanto el algoritmo de contacto cinemático, como el de penalización, ambos disponibles en Abaqus. El algoritmo cinemático se define como un algoritmo predictor-corrector, que establece una condición de contacto estricta entre las superficies maestra y esclava. Por el contrario, el algoritmo de penalización establece una condición de contacto más flexible, lo que lo hace apto para la modelización de casos de contactos muy generales, como por ejemplo situaciones de nodos sometidos a contactos múltiples, contacto entre cuerpos rígidos, o contacto entre superficies que, a su vez, incluyen otro tipo de restricciones. El algoritmo

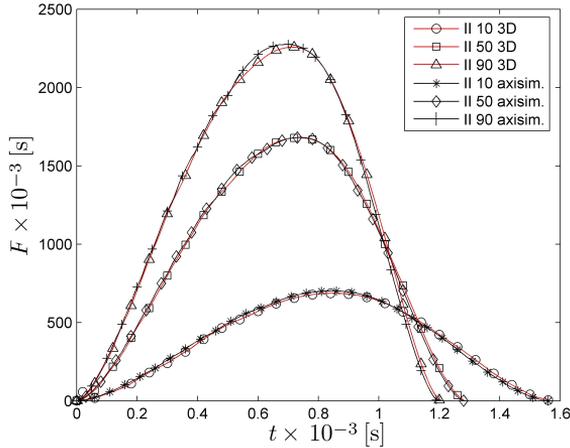


Figura 4.47: Comparación de las curvas  $F-t$  numéricas, obtenidas mediante un modelo tridimensional (elementos C3D8R) y uno axisimétrico (elementos CAX4R), para alturas de caída del impactor de 10, 50 y 90 mm.

cinemático no influye en el incremento de tiempo estable, mientras que el de penalización puede influir, ya que introduce una rigidez adicional al modelo. En este caso se aprecian ligeras diferencias entre ambas curvas, de manera que la curva correspondiente al modelo con un algoritmo de contacto de penalización presenta valores de  $F_{\text{máx}}$  y  $t_c$  ligeramente superiores al modelo con algoritmo cinemático. Sin embargo, dichas diferencias son mínimas, por lo que se ha optado por el empleo de un algoritmo de contacto cinemático por presentar un coste computacional ligeramente inferior.

#### 4.6.2. Correlación numérico-experimental de los ensayos de impacto-indentación

Se ha llevado a cabo la correlación numérico-experimental de las curvas  $F-t$  correspondientes a los ensayos de impacto-indentación realizados desde todas las alturas de caída del impactor, de manera que se abarque el mayor rango posible de energías de impacto. El modelo de elementos finitos escogido ha sido el mallado con elementos axisimétricos y con un algoritmo de contacto cinemático.

En la figura 4.49(a) se muestran las curvas  $F-t$  experimentales, y en la figura 4.49(b), las curvas correspondientes a las simulaciones de dichos ensayos. Se observa que las curvas numéricas presentan un patrón de comportamiento similar a las experimentales, en cuanto a que  $F_{\text{máx}}$  aumenta, y  $t_{F_{\text{máx}}}$  y  $t_c$  disminuyen a medida que aumenta la energía de caída de dardo.

En cuanto a los valores numéricos de  $F_{\text{máx}}$  en función de  $h_{\text{imp}}$ , se observa que hay una buena correlación hasta una altura  $h_{\text{imp}}$  de en torno a 50 mm, a partir de la cual los valores simulados comienzan a desviarse (figura 4.50).

En la figura 4.51 se muestra la correlación numérico-experimental de  $t_{F_{\text{máx}}}$  y  $t_c$  en función de  $h_{\text{imp}}$ . Se observa que los valores de  $t_{F_{\text{máx}}}$  simulados son superiores a los experimentales, mientras que los valores de  $t_c$  simulados son ligeramente inferiores.

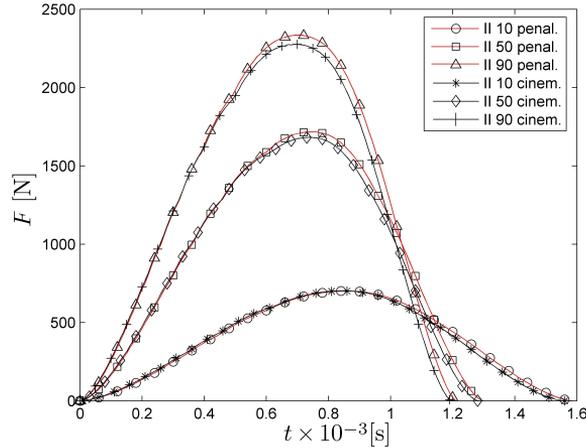


Figura 4.48: Comparación de las curvas  $F-t$  numéricas, obtenidas mediante un modelo axisimétrico (CAX4R), para alturas de caída del impactor de 10, 50 y 90 mm, empleando el algoritmo de contacto cinemático y el de penalización.

Para tratar de encontrar el origen de estas desviaciones, se han superpuesto las curvas  $F-t$  tanto experimental como simulada, correspondientes a  $h_{\text{imp}} = 60$  mm (figura 4.52). Se aprecia que la curva simulada presenta una pendiente en la fase de penetración sensiblemente inferior a la experimental, lo que se traduce en que el valor de  $F_{\text{máx}}$  se encuentra desplazado hacia la derecha con respecto a la  $F_{\text{máx}}$  experimental. A su vez, la fase de recuperación presenta una pendiente similar, ligeramente más pronunciada en la simulación, lo que provoca que  $t_c$  sea un poco inferior.

El hecho de que la pendiente simulada sea inferior a la experimental en la fase de penetración está relacionado con que el módulo de elasticidad del material sometido a impacto-indentación, obtenido mediante la aplicación de los modelos reológicos, es más que el doble del obtenido mediante el método de las *iso-strain rate*. Cabe esperar que la utilización de un modelo de material con un módulo de elasticidad mayor provoque una mejor correlación numérico-experimental de la pendiente inicial de la curva.

### 4.6.3. Corrección del modelo de material. Empleo del módulo de elasticidad procedente del modelo reológico

Con el fin de obtener una mejor correlación numérico-experimental de la fase de carga de las curvas  $F-t$  de impacto-indentación, se ha corregido el modelo de material EPVD obtenido a partir de las curvas *iso-strain rate*, cambiando el valor del módulo elástico de 1,2 GPa, por un valor de 2,66 GPa (tabla 4.12); este valor se ha obtenido mediante la aplicación de un modelo reológico basado en la teoría de Hertz [Sullcahuamán, 2001; Jiménez, 2002; Sánchez-Soto et al., 2003], para  $h_{\text{imp}} = 60$  mm. En la figura 4.53 se muestra la correlación numérico-experimental. En el caso de las curvas numéricas, se muestran tanto la correspondiente al modelo EPVD como la correspondiente al modelo EPVD corregido.

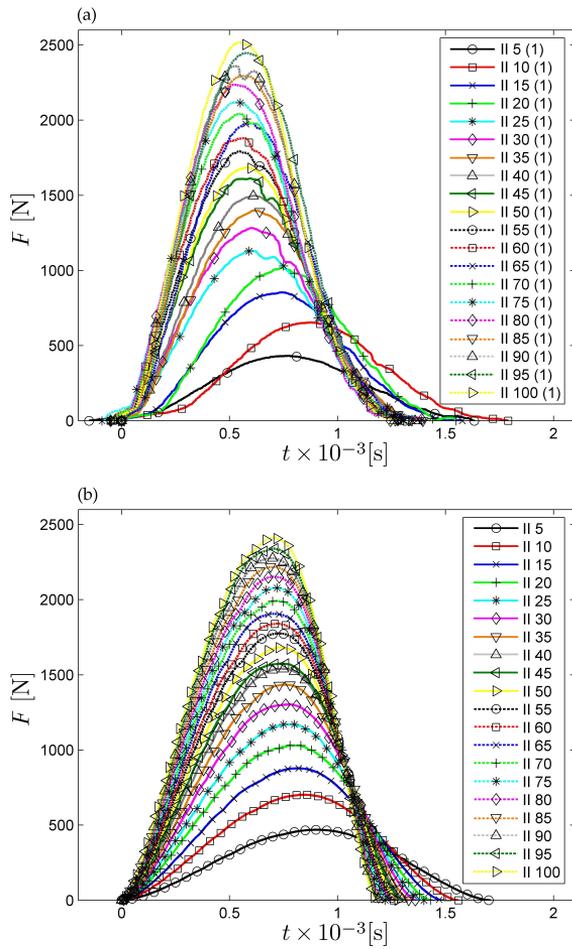


Figura 4.49: Evolución de las curvas  $F-t$  de impacto-indentación en función de  $h_{imp}$ : (a) curvas experimentales y (b) curvas numéricas.

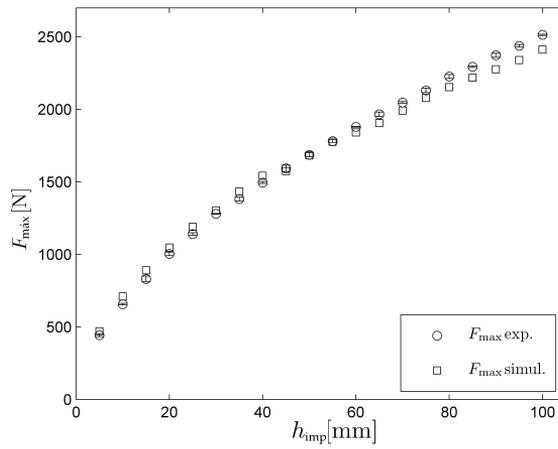


Figura 4.50: Correlación numérico-experimental de la evolución de  $F_{m\acute{a}x}$  de los ensayos de impacto-indentación en función de  $h_{imp}$ .

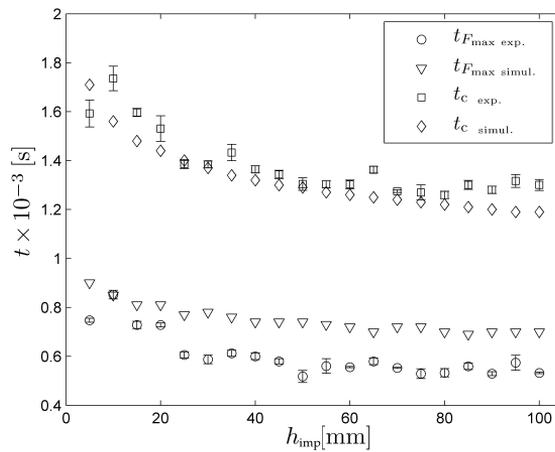


Figura 4.51: Correlación numérico-experimental de la evolución de  $F_{m\acute{a}x}$  de los ensayos de impacto-indentación en función de  $h_{imp}$ .

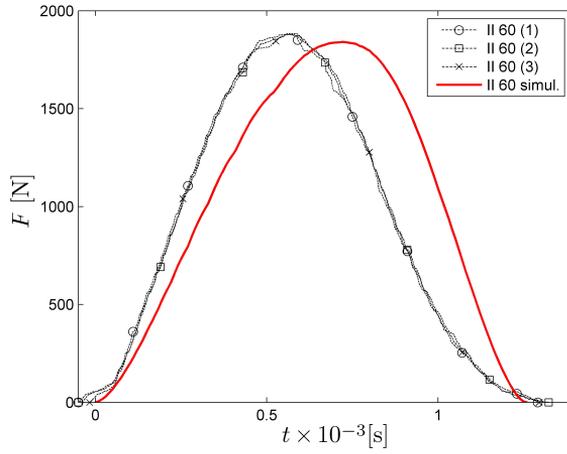


Figura 4.52: Correlación numérico-experimental de la curva  $F-t$  de un ensayo de impacto-indentación, realizado desde  $h_{\text{imp}} = 60$  mm.

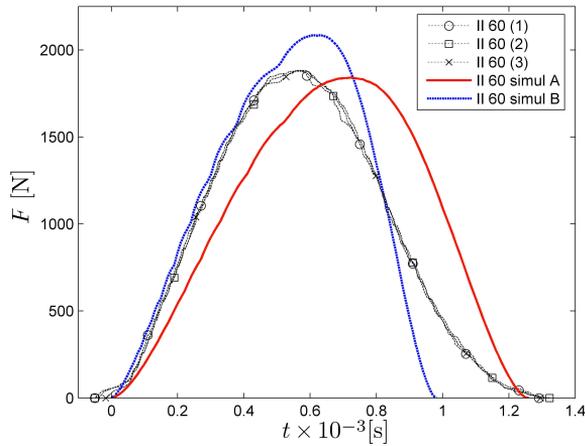


Figura 4.53: Correlación numérico-experimental de la curva  $F-t$  de un ensayo de impacto-indentación realizado desde  $h_{\text{imp}} = 60$  mm. Simulación empleando el modelo de material EPVD proveniente de las curvas *iso-strain rate* (II60 simul A) y del modelo reológico (II60 simul B).

Se observa que la correlación de la fase de penetración es muy buena hasta prácticamente alcanzar  $F_{m\acute{a}x}$ , instante en el que la curva numérica se desvía de la experimental, resultando en un valor máximo considerablemente superior. Esto implica que el PP, además de presentar una rigidez superior en condiciones de impacto-indentación frente a impacto-tracción, también presenta un comportamiento distinto en lo que se refiere al límite elástico y al comportamiento plástico. Además, se observa que la pendiente de descarga en la fase de recuperación es mucho más pronunciada con esta corrección, que con el valor de  $E$  obtenido a partir de las curvas *iso-strain rate* en impacto-tracción, y más aún que en la curva experimental.

Para resaltar este fenómeno, en la figura 4.54 se muestran las curvas  $F-u$  de impacto-indentación de los ensayos realizados desde alturas de caída del impactor de 5, 25, 50, 75 y 100 mm. Se puede observar que en la fase de carga, la correlación numérico-experimental es muy buena en todos los casos. Sin embargo, la descarga en las curvas experimentales presenta un comportamiento claramente no-lineal. Además, las curvas de descarga son prácticamente idénticas para las distintas  $h_{imp}$  analizadas, variando únicamente el punto de inicio de la descarga, o lo que es lo mismo, el valor de deformación máxima de cada ensayo. En las simulaciones, por el contrario, la descarga ocurre de forma completamente lineal, y está condicionada únicamente por el valor del módulo de elasticidad. En este caso, como en el modelo de material se ha empleado un módulo de elasticidad independiente de la velocidad de deformación, todas las curvas presentan la misma pendiente de descarga. La consecuencia más importante de esto es que la deformación plástica permanente (o huella de indentación) simulada es en todos los casos superior a la experimental, llegando a producirse un error de hasta un 25 % para una  $h_{imp}$  de 100 mm.

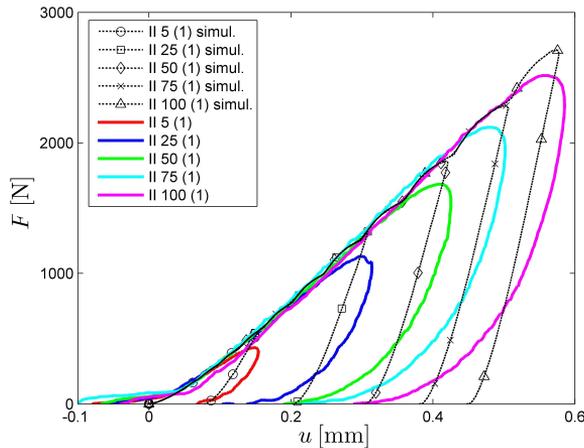


Figura 4.54: Correlación numérico-experimental de las curvas  $F-u$  de los ensayos de impacto-indentación para alturas de caída del impactor de 5, 25, 50, 75 y 100 mm.

Por tanto, se corrobora la conclusión obtenida en la simulación de los ensayos de impacto-tracción: el comportamiento del material es muy diferente en carga y en descarga, por lo que, para obtener una buena correlación en la descarga y en el valor de la deformación permanente producida por el impacto, es necesario incluir

en el modelo de material la descripción de un comportamiento específico en la fase de descarga, diferente al de carga.

#### 4.6.4. Conclusiones sobre la simulación de los ensayos de impacto-indentación

Las curvas *iso-strain rate* del material obtenidas mediante el método de caracterización propuesto no son válidas para definir un modelo del material EPVD que describa adecuadamente el comportamiento del PP sometido a solicitaciones de impacto-indentación. El módulo de elasticidad puede corregirse aplicando un modelo reológico basado en la teoría de contacto de Hertz a las curvas experimentales  $F-t$  [Sullcahuamán, 2001; Jiménez, 2002; Sánchez-Soto et al., 2003]; con dicha corrección, se obtiene una buena correlación numérico-experimental hasta aproximadamente el instante en el que se alcanza la  $F_{\text{máx}}$  experimental. Sin embargo, a partir de dicho instante, existen desviaciones importantes asociadas a que la caracterización del comportamiento plástico del PP (límite elástico y endurecimiento dependientes de la velocidad de deformación) ha sido realizada en condiciones de impacto-tracción. Además, el modelo EPVD presenta una descarga lineal, mientras que experimentalmente se observa una descarga claramente no-lineal. Esto provoca valores numéricos de la profundidad de la huella de impacto-indentación hasta un 25 % superiores a los experimentales. Dicho modelo no incorpora la posibilidad de definir un comportamiento del material en la descarga diferente del comportamiento en la fase de carga; por lo tanto, además de la necesidad de caracterizar el material en condiciones de descarga, se requiere un modelo de material que permita definir dicho comportamiento para su empleo en las simulaciones mediante el MEF.

---

CAPÍTULO 5  
CONCLUSIONES GENERALES

---



# Conclusiones generales

---

Las conclusiones particulares correspondientes a los apartados del capítulo 4, *Resultados y discusión*, se han recogido al final de los mismos. En este capítulo se muestran las conclusiones generales derivadas del trabajo y las aportaciones más relevantes del mismo, así como las posibles líneas futuras de trabajo que permitirán completar el trabajo desarrollado en esta tesis.

## 5.1. Conclusiones

A continuación se detallan las conclusiones alcanzadas tras el desarrollo de esta tesis.

- Se ha propuesto un nuevo método para caracterizar el comportamiento de materiales poliméricos sometidos a impactos de baja velocidad. El método se basa en el empleo de la técnica experimental de impacto-tracción instrumentado. Esta técnica presenta, frente a otras técnicas experimentales, la ventaja de que los campos de tensiones, deformaciones y velocidades de deformación pueden suponerse homogéneos; esto es posible, por una parte, por la simplicidad de la configuración del propio ensayo, y por otra, porque se evita la aparición de fenómenos de respuesta local del material, provocados por el contacto directo entre el impactor y el material que se desea ensayar. De esta manera, se facilita en gran medida la extracción de propiedades del material. El método de caracterización propuesto permite obtener, directamente en condiciones de impacto y sin utilizar leyes de extrapolación, las curvas tensión-deformación a velocidad de deformación constante (curvas *iso-strain rate*). Se evita, por tanto, uno de los principales inconvenientes presentes en la mayoría de las técnicas experimentales de caracterización empleadas hasta ahora en este rango de comportamiento, consistente en que las fases de aceleración y desaceleración del material no son despreciables.
- En el caso del polipropileno, el método de caracterización propuesto ha permitido obtener las curvas tensión-deformación *iso-strain rate* del material, para velocidades de deformación comprendidas entre 15 y 120 s<sup>-1</sup>. El material presenta un comportamiento elasto-plástico con endurecimiento. Aunque el bajo número de puntos en la parte inicial de cada curva impide la obtención de un valor preciso del módulo de elasticidad, se ha podido determinar un valor medio para el rango estudiado. Se observa, además, la tendencia del módulo a aumentar su valor con la velocidad de deformación. En cuanto al

límite elástico, se ha establecido como la tensión a partir de la cual aparecen mecanismos de deformación irreversibles, en forma de emblanquecimiento de las probetas ensayadas. Para el prolipropileno estudiado, no se ha podido observar una tendencia del mismo en función de la velocidad de deformación. Los puntos de rotura a cada velocidad de deformación se han obtenido promediando los valores de la tensión y deformación de aquellos casos en los que la rotura se ha dado a velocidades de deformación cercanas a las de interés, con cierto margen de error. La energía de rotura ha demostrado ser independiente de la velocidad de impacto, obteniéndose valores muy similares para distintas combinaciones de masa del impactor y velocidad de impacto.

- La anisotropía inducida en el proceso de inyección de las probetas de impacto-tracción resulta crucial en el comportamiento del material, obteniéndose en las probetas transversales, valores de energía de rotura muy inferiores a los obtenidos en las probetas longitudinales, para el material estudiado.
- Se han comparado las curvas tensión-deformación obtenidas mediante el método propuesto de las curvas *iso-strain rate*, con las curvas obtenidas mediante la aplicación del modelo propuesto por Dean y Read [Dean y Read, 2001]. La puesta a punto de dicho modelo se ha realizado a bajas velocidades de deformación, para evaluar su capacidad de extrapolación. Se observa que la curva correspondiente al modelo de extrapolación presenta valores de tensión inferiores. La diferencia se asocia a que la puesta a punto a bajas velocidades de deformación, no permite detectar los diferentes fenómenos que se dan en el material a mayores velocidades de deformación. Además, el valor de la tensión de fluencia del modelo, establecido según un criterio arbitrario de deformación, es también inferior a la tensión correspondiente a la aparición de mecanismos de deformación irreversibles observados en los ensayos experimentales.
- Se ha caracterizado la elasticidad del material en condiciones de impacto-indentación, como caso representativo de los fenómenos de deformación local debidos al contacto que ocurren en numerosos problemas de impactos a baja velocidad. Se ha comprobado que el módulo de elasticidad obtenido mediante la aplicación de la teoría de Hertz, a través de un modelo reológico, es superior al doble del obtenido mediante el método de las curvas *iso-strain rate*. Los motivos que originan esta diferencia pueden ser dos:
  - numerosos polímeros presentan diferencias de comportamiento en función del tipo de sollicitación al que son sometidos, de manera que la respuesta a indentación, un tipo de carga fundamentalmente de compresión, puede ser diferente de la respuesta a impacto-tracción.
  - en impacto-indentación, los niveles de tensiones, deformaciones y velocidades de deformación inducidas en la zona de contacto son mucho más severas que las provocadas en impacto-tracción, lo cual provoca que a igualdad de energía de impacto, las propiedades del material obtenidas sean diferentes.
- Los parámetros numéricos asociados al MEF, exceptuando los modelos de material, no han resultado ser cruciales a la hora de simular tanto los ensayos de impacto-tracción, como los de impacto-indentación. Los distintos tipos

de elementos o algoritmos de contacto empleados, salvo alguna excepción, han resultado ser muy similares, tanto en los tiempo de cálculo, como en los resultados obtenidos.

- Para los ensayos de impacto-tracción, el modelo EPVD ha permitido obtener buenas correlaciones numérico-experimentales de las curvas fuerza-tiempo. Los parámetros del modelo se han obtenido a partir de las curvas *iso-strain rate*. El nivel de energía mínima necesaria para producir la rotura de las probetas a diferentes velocidades de impacto se predice adecuadamente. En cambio, las curvas desplazamiento-tiempo de las simulaciones proporcionan valores de desplazamiento permanente notablemente superiores a los experimentales; este hecho se asocia a que, en el método de caracterización de las curvas *iso-strain rate*, se emplea la hipótesis de que el volumen de la zona calibrada de la probeta se mantiene constante. Sin embargo, esto puede no ser así, ya que uno de los micro-mecanismos de deformación que rigen el comportamiento a fractura del polipropileno y otros polímeros es el *crazing*, que implica una reducción de la sección efectiva de la probeta por la aparición de zonas vacías. Una reducción de la sección efectiva supondría un aumento de los valores de tensión en las curvas *iso-strain rate*, y en consecuencia, un aumento de la rigidez.
- En la simulación de los ensayos de impacto-indentación, se ha comprobado que el modelo EPVD basado en las curvas *iso-strain rate* no proporciona resultados satisfactorios; este hecho es lógico, ya que el módulo de elasticidad obtenido en condiciones de impacto-indentación es notablemente superior al determinado a partir de las curvas *iso-strain rate* en condiciones de impacto-tracción. Se han llevado a cabo nuevas simulaciones, empleando el valor del módulo de elasticidad de impacto-indentación, mejorando en gran medida la correlación numérico-experimental de la fase de carga. Sin embargo, se comprueba que la descarga de la probeta, supuesta lineal por el modelo EPVD, es en realidad claramente no-lineal, produciendo una mala correlación numérico experimental de la curva fuerza-desplazamiento, así como valores de la profundidad de la huella de indentación numéricos de hasta un 25 % superiores a los experimentales.

## 5.2. Aportaciones

Las aportaciones más relevantes derivadas de la investigación desarrollada en esta tesis, son las siguientes:

- desarrollo de un nuevo método de caracterización de materiales poliméricos sometidos a impactos de baja velocidad, basado en la técnica experimental de impacto-tracción instrumentado. El planteamiento del método se presentó en el Congreso Nacional de Jóvenes investigadores en Polímeros [Aretxabaleta et al., 2004a], y el trabajo completo ha sido publicado en la revista *Polymer Testing* [Aretxabaleta et al., 2005b].
- comprobación de la limitación de un modelo de extrapolación para proporcionar curvas tensión-deformación en condiciones de impactos de baja velocidad, y comparación con las curvas *iso-strain rate* obtenidas mediante el método

de caracterización propuesto, con la curva correspondiente a un modelo de extrapolación. Los resultados se presentaron en el XXII Congreso del Grupo Español de Fractura [Aretxabaleta et al., 2005a]

- simulación de los ensayos de impacto-tracción realizados sobre probetas de PP, mediante el método de elementos finitos. Los resultados preliminares se presentaron en el XXIV Congreso del Grupo Español de Fractura [Aretxabaleta et al., 2007], y el trabajo completo se ha publicado en la revista *Polymer Testing* [Aretxabaleta et al., 2008a].
- simulación de los ensayos de impacto-indentación, mediante el empleo de un modelo de material sencillo y un método de caracterización basado en la aplicación de modelos reológicos. En esta línea de trabajo se presentaron dos ponencias, en las ediciones XXI y XXV del Congreso del Grupo Español de Fractura [Aretxabaleta et al., 2004b, 2008b].

### 5.3. Líneas futuras

Las principales líneas de investigación que han quedado abiertas para su posterior análisis tras el desarrollo de esta tesis son las que se muestran a continuación.

- La desviación en la correlación de las curvas desplazamiento-tiempo indica que, en los modelos de material empleados, la pendiente de la parte correspondiente a la respuesta plástica del material es demasiado baja. La obtención indirecta de la deformación mediante la integración de la señal fuerza-tiempo experimental para obtener las curvas *iso-strain rate*, podría ser una de las posibles causas. Se propone, por tanto, el empleo de técnicas experimentales de medición de velocidades o desplazamientos (vibrómetro láser de efecto Doppler, técnicas de videextensometría de alta velocidad...) para comprobar la validez del método de integración.
- La presencia de *crazing* puede invalidar la hipótesis de que el volumen de la zona calibrada de la probeta se mantiene constante, empleada a la hora de determinar las curvas *iso-strain rate* del material. Por lo tanto, se propone el análisis, mediante microscopía electrónica de barrido, de la presencia de este mecanismo irreversible de deformación en las probetas ensayadas; en caso positivo, se requiere la inclusión de este fenómeno, en términos matemáticos, en el método de caracterización propuesto.
- Se ha demostrado que el material presenta un comportamiento no-lineal en la descarga. Por lo tanto, en primer lugar es necesario caracterizar este comportamiento tanto en la configuración de impacto-tracción, como en impacto-indentación, para después incluirlo en un modelo de material numérico, con vistas a obtener mejores correlaciones numérico-experimentales de las curvas de desplazamientos. Para ello, el modelo empleado deberá disponer de la posibilidad de definir comportamientos diferentes en carga y descarga.
- La anisotropía del material inducida por el proceso de fabricación ha presentado una influencia considerable en el comportamiento a la rotura del PP. Puesto que esta característica es común a la mayoría de componentes

poliméricos fabricados por inyección, se requiere la caracterización experimental en la dirección transversal a las líneas de flujo de material, además de en la dirección paralela realizada en esta tesis. Además, esta anisotropía debe incluirse también en las simulaciones de fenómenos de impacto mediante el MEF.



---

## BIBLIOGRAFÍA

---



# Bibliografía

---

- ABAQUS: *ABAQUS Analysis User's Manual*. Online Documentation, Version 6.5-1, 2004.
- AKBARI-MOUSAVI, S.A.A. y AL-HASSANI, S.T.S.: «Finite element simulation of explosively-driven plate impact with application to explosive welding». *Materials and Design*, 2007, **29(1)**, pp. 1–19.
- AKBARI-MOUSAVI, S.A.A.; RIAHI, M. y HAGH PARAST, A.: «Experimental and numerical analyses of explosive free forming». *Journal of Materials Processing Technology*, 2007, **187-188**, pp. 512–516.
- ALTENHOF, W.; PAONESSA, S.; ZAMANI, N. y GASPAR, R.: «An experimental and finite element investigation into the energy absorption characteristics of a steering wheel armature in an impact». *International Journal of Impact Engineering*, 2002, **27**, pp. 197–212.
- APME: «Plastics: A material of choice for the automotive industry - Insight into consumption and recovery in Western Europe». *Informe tÈcnico*, APME (Association of Plastics Manufacturers in Europe), 1999.
- ARETXABALETA, L.; AURREKOETXEA, J.; CASTILLO, G.; MATEOS, M. y URRUTIBEASCOA, I.: «Iso-strain rate material behaviour curves applied to the finite element impact simulation». *Polymer Testing*, 2008a, **27**, pp. 84–92.
- ARETXABALETA, L.; AURREKOETXEA, J. y URRUTIBEASCOA, I.: «Caracterización de materiales termoplásticos sometidos a impactos de baja velocidad». En: *II Congreso Nacional de Jóvenes Investigadores en Polímeros*, pp. 3–17, 2004a.
- ARETXABALETA, L.; AURREKOETXEA, J. y URRUTIBEASCOA, I.: «Caracterización de materiales plásticos a altas velocidades de deformación: extrapolación de resultados de tracción frente a ensayos de impacto». En: *Anales de Mecánica de la Fractura*, volumen 22, pp. 248–252. Grupo Español de Fractura, Almagro, España, 2005a.
- ARETXABALETA, L.; AURREKOETXEA, J.; URRUTIBEASCOA, I.; MATEOS, M. y CASTILLO, G.: «Simulación de ensayos de impacto tracción sobre probetas de plástico mediante el método de elementos finitos». En: *Anales de la Mecánica de la Fractura*, volumen 24, pp. 251–256, 2007.
- ARETXABALETA, L.; AURREKOETXEA, J.; URRUTIBEASCOA, I. y SÁNCHEZ-SOTO, M.: «Caracterización a impacto de plásticos: Modelo con criterio de fallo». En:

- Anales de Mecánica de la Fractura*, volumen 21, pp. 310–314. Grupo Español de Fractura, Punta Umbría, España, 2004b.
- ARETXABALETA, L.; AURREKOETXEA, J.; URRUTIBEASCOA, I. y SÁNCHEZ-SOTO, M.: «Charaterization of the impact behaviour of polymer thermoplastics». *Polymer Testing*, 2005b, **24**, pp. 145–151.
- ARETXABALETA, L.; MÚGICA, J.I.; AURREKOETXEA, J.; MATEOS, M.; CASTILLO, G.; URRUTIBEASCOA, I. y MARTÍNEZ, A.B.: «Análisis del comportamiento a impacto-indentación de materiales poliméricos mediante el método de elementos finitos». En: *Anales de Mecánica de la Fractura*, volumen 25, pp. 305–310. Grupo Español de Fractura, Sigüenza, España, 2008b.
- AURREKOETXEA, J.: *Efecto del reciclaje sobre la microestructura, las propiedades mecánicas y el comportamiento a fractura del polipropileno isotáctico*. Tesis doctoral, Mondragon Unibertsitatea, 2003.
- BARKLEY, D. y AKAY, M.: «The design and evaluation of an instrumented impact tester». *Polymer Testing*, 1992, **11**, pp. 249–270.
- BEZERÉDI, A.; VÖRÖS, G. y PUKÁNSZKY, B.: «Mechanical damping in instrumented impact testing». *Journal of Materials Science*, 1997, **32**, pp. 6601–6608.
- BOYCE, B.L. y CRENSHAW, T.B.: «Servohydraulic methods for mechanical testing in the sub-hopkinson rate regime up to strain rates of 500 1/s». *Sand2005-5678*, Sandia National Laboratories, 2005.
- BOYCE, M.C.; ARRUDA, E.M. y JAYACHANDRAN, R.: «The large strain compression, tension and simple shear of polycarbonate». *Polymer Engineering and Science*, 1994, **34(9)**, pp. 716–725.
- BRAMUZZO, M.: «Dynamic elastic modulus in bending: A new determination technique in impact and rebound conditions». *Polymer Testing*, 1985, **5**, pp. 439–454.
- BROOKS, J.W.: «Processing Wrought Nickel and Titanium Superalloy». En: *Thermomechanical Processing in theory, modelling and practice*, p. 52. The Swedish Society for Materials Technology, 1997.
- BROSTOW, W. y CORNELIUSEN, R.D.: *Failure of Plastics*. Macmillan Publishing Co., New York, 1986.
- CESSNA, L.C.; LEHANE, J.P.; RALSTON, R.H. y PRINDLE, T.: «The development of an instrumented projectile impact test: Data on glass-reinforced and impact-modified polypropylene». *Polymer engineering and Science*, 1976, **16(6)**, pp. 419–425.
- CHASE-JR., R.P.: *Large 3-D deflection and force analysis of lateral torsional buckled beams*. Tesis doctoral, Brigham Young University, 2006.
- COLE, B.N. y STURGES, J.L.: «The flying wedge: A method for high-strain-rate tensile testing. Part 2: Characteristics of the device». *International Journal of Impact Engineering*, 2003, **28**, pp. 891–908.
- DEAN, G. y READ, B.: «Modelling the behaviour of plastics for design under impact». *Polymer Testing*, 2001, **20**, pp. 677–683.

- DEAN, G. y WRIGHT, L.: «An evaluation of the use of finite element analysis for predicting the deformation of plastics under impact loading». *Polymer Testing*, 2003, **22**, pp. 625–631.
- DIJKSTRA, P.T.S.; VAN DIJK, D.J. y HUÉTINK, J.: «A microscopy study of the transition from yielding to crazing in polypropylene». *Polymer Engineering and Science*, 2002, **42**, pp. 152–160.
- DOWLING, N.E.: *Mechanical Behavior of Materials. Engineering methods for the deformation, fracture and fatigue*. Prentice Hall, 2007.
- DUAN, Y.; SAIGAL, A. y GREIF, R.: «Analysis of multiaxial impact behavior of polymers». *Polymer Engineering and Science*, 2002a, **42(2)**, pp. 395–402.
- DUAN, Y.; SAIGAL, A. y GREIF, R.: «Impact behavior and modeling of engineering polymers». *Polymer Engineering and Science*, 2003, **43(1)**, pp. 112–124.
- DUAN, Y.; SAIGAL, A.; GREIF, R. y ZIMMERMAN, M.: «A uniform phenomenological constitutive model for glassy and semicrystalline polymers». *Polymer Engineering and Science*, 2002b, **41(8)**, pp. 1322–1328.
- EGAN, J.: «A new look at linear visco-elasticity». *Materials Letters*, 1997, **31**, pp. 351–357.
- EYRING, H.: «Viscosity, plasticity, and diffusion as examples of absolute reaction rates». *Journal of Chemical Physics*, 1936, **4**, p. 283.
- FANCEY, K.S.: «A mechanical model for creep, recovery and stress relaxation in polymeric materials». *Journal of Materials Science*, 2005, **40**, pp. 4827–4831.
- FASCE, L.; PETTARÍN, V.; BERNAL, C. y FRONTINI, P.: «Mechanical evaluation of propylene polymers under static and dynamic loading conditions». *Journal of Applied Polymer Science*, 1999, **74**, pp. 2681–2693.
- FIELD, J.E.; WALLEY, S.M.; PROUD, W.G.; GOLDREIN, H.T. y SIVIOUR, C.R.: «Review of experimental techniques for high rate deformation and shock studies». *International Journal of Impact Engineering*, 2004, **30**, pp. 725–775.
- GENSLER, R.; PLUMMER, C.J.G.; GREIN, C. y KAUSCH, H.-H.: «Influence of the loading rate on the fracture resistance of isotactic polypropylene and impact modified isotactic polypropylene». *Polymer*, 2000, **41**, pp. 3809–3819.
- GILCHRIST, A. y MILLS, N.J.: «Modelling of the impact response of motorcycle helmets». *International Journal of Impact Engineering*, 1994, **15**, pp. 201–218.
- GOICOLEA, J.M.: «Estructuras sometidas a impacto». *Curso de estructuras sometidas a acciones dinámicas (ead)*, E.T.S. Ingenieros de Caminos, 2000.
- GRELLMANN, W. y CHE, M.C.: «Assesment of temperature dependent fracture behavior with different fracture mechanics concepts on examples of unoriented and cold rolled polypropylene». *Journal of Applied Polymer Science*, 1997, **66(7)**, p. 1237.

- GRELLMANN, W. y SEIDLER, S.: «J (JIC) integral analysis of fibre-reinforced injection-moulded thermoplastic». *Journal of Polymer Engineering*, 1992, **11(1-2)**, p. 71.
- GRELLMANN, W.; SEIDLER, S. y HESSE, W.: «Procedure for determining the crack resistance behaviour using the instrumented impact test». *Mpk - procedure mpk-icit: 2001-11*, Martin-Luther-University, 2001.
- GRELLMANN, W.; SEIDLER, S. y MERSEBURG, S.: «J1c at high testing speed impact». *Materialprüfung*, 1991, **33**, p. 213.
- G'SELL, C. y JONAS, J.J.: «Determination of the plastic behaviour of solid polymers at constant true strain rate». *Journal of Materials Science*, 1979, **14**, pp. 583–591.
- GUAN, Z. y YANG, C.: «Low-velocity impact and damage process of composite laminates». *Journal of Composite Materials*, 2002, **36(07)**, pp. 851–871.
- ISHIKAWA, M.; USHUI, K.; KONDO, Y.; HATADA, K. y GIMA, S.: «Effect of tie molecules on the craze strength of polypropylene». *Polymer*, 1996, **37**, pp. 5375–5379.
- JANG, B.Z.; UHLMANN, D.R. y VANDER SANDE, J.B.: «Crazing in polypropylene». *Polymer Engineering and Science*, 1985, **25**, pp. 98–104.
- JIMÉNEZ, O.A.: *Comportamiento a la fractura de composites con matriz de poliestireno*. Tesis doctoral, Universitat Politècnica de Catalunya, 2002.
- JOHNSON, A.F.; PICKETT, A.K. y ROZYCKI, P.: «Computational methods for predicting impact damage in composite structures». *Composites Science and Technology*, 2001, **61**, pp. 2183–2192.
- JOHNSON, G.R. y BEISSEL, S.R.: «Damping algorithms and effects for explicit dynamics computations». *International Journal of Impact Engineering*, 2001, **25**, pp. 911–925.
- JOHNSON, G.R. y COOK, W.H.: «A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain-rates and high temperatures». En: *7th International Symposium on Ballistics*, pp. 541–547, 1983.
- KAJBERG, J.; SUNDIN, K.G.; MELIN, L.G. y ST: «High strain-rate tensile testing and viscoplastic parameter identification using microscopic high-speed photography». *International Journal of Plasticity*, 2004, **20**, pp. 561–575.
- KALTHOFF, J.F.: «On the measurement of dynamic fracture toughness - a review of recent works». *International Journal of Fracture*, 1985, **27**, pp. 277–298.
- KALTHOFF, J.F.: «Characterization of the dynamic failure behaviour of a glass-fiber/vinyl-ester at different temperatures by means of instrumented Charpy impact testing». *Composites: Part B*, 2004, **35**, pp. 657–663.
- KALTHOFF, J.F. y WILDE, G.: «Instrumented impact testing of polymeric materials». En: Thomas A. Siewert y A. Karl Schmieder (Eds.), *Pendulum Impact Machine: Procedures and Specimens for Verification*, ASTM STP 1248, pp. 283–294. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1995.

- KARGER-KOCSIS, J. y BENEVOLENSKI, O.I.: «Toward understanding the stress oscillation phenomenon in polymers due to tensile impact loading». *Journal of Materials Science*, 2001, **36**, pp. 3365–3371.
- KENNY, S.; PEGG, N. y TAHERI, F.: «Finite element investigations on the dynamic plastic buckling of a slender beam subjected to axial impact». *International Journal of Impact Engineering*, 2002, **27**, pp. 179–195.
- KIM, J.G. y PARK, Y.K.: «Experimental verification of drop/impact simulation for a cellular phone». *Experimental Mechanics*, 2004, **44**(4), pp. 375–380.
- LANDREIN, P.; LORRIOT, T. y GUILLAUMAT, L.: «Influence of some test parameters on specimen loading determination methods in instrumented Charpy impact tests». *Engineering Fracture Mechanics*, 2001, **68**, pp. 1631–1645.
- LAURO, F. y OUDIN, J.: «Static and dynamic behaviour of a polypropylene for bumpers». *International Journal of Crashworthiness*, 2003, **8**, pp. 553–558.
- LAWRENCE, G.E.; SAIGAL, A.; ZIMMERMAN, M.; GREIF, R. y DUAN, Y.: «Examining multiaxial impact behavior of polymer materials». En: *Polymeric Systems*, volumen 88, pp. 3–7. ASME MD, 1999.
- LEE, S.M.; CHEON, J.S. y IM, Y.T.: «Experimental and numerical study of the impact behavior of SMC plates». *Composite Structures*, 1999, **47**, pp. 551–561.
- LEE, Y. y PRAKASH, V.: «Dynamic brittle fracture of high strength structural steels under conditions of plane strain». *International Journal of Solids and Structures*, 1999, **36**, pp. 3293–3337.
- LEMAITRE, J. y CHABOCHE, J.L.: *Mécanique des Matériaux Solides*. Dunod, 2004.
- LI, C.F.; CHENG, J.G.; FUKUNAGA, H. y SEKINE, H.: «Low-velocity impact-induced damage of continuous fiber-reinforced composite laminates. Part II. Verification and numerical investigation». *Composites: Part A*, 2002a, **33**, pp. 1063–1072.
- LI, C.F.; HU, N.; YIN, Y.J.; SEKINE, H. y FUKUNAGA, H.: «Low-velocity impact-induced damage of continuous fiber-reinforced composite laminates. Part I. An FEM numerical model». *Composites: Part A*, 2002b, **33**, pp. 1055–1062.
- LORRIOT, T.: «Specimen loading determined by displacement measurement in instrumented Charpy impact test». *Engineering Fracture Mechanics*, 2000, **65**, pp. 703–713.
- LORRIOT, T.; MARTIN, E.; QUENISSET, J.M. y REBIÈRE, J.P.: «Dynamic analysis of instrumented charpy impact tests using specimen deflection measurement and mass-spring models». *International Journal of Fracture*, 1998, **91**, pp. 299–309.
- LORRIOT, T.; MARTIN, E.; QUENISSET, J.M.; SAHRAOUI, S. y LATAILLADE, J.L.: «A methodological improvement of dynamic fracture toughness evaluations using an instrumented charpy impact tester». *Journal de Physique, Colloque C8, supplément au Journal de Physique III*, 1994, **4**, pp. 125–130.

- MACKERLE, J.: «Finite-element analysis and simulation of polymers: a bibliography (1976-1996)». *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 1997, **5**, pp. 615–650.
- MANSILLA, A.; REGIDOR, A.; GARCÍA, D. y NEGRO, A.: «Dynamic tensile testing for determining the stress-strain curve at different strain rate». *Revista de Metalurgia. Madrid*, 2001, **37**, pp. 255–259.
- MARTÍNEZ, A.B.: *Técnicas de impacto de materiales plásticos y compuestos*. UPC, 1988.
- MARTÍNEZ, A.B.; AGULLÓ, J.; JIMÉNEZ, O.; SULLCAHUAMÁN, J.A.; SÁNCHEZ-SOTO, M.; MASPOCH, M.LL.; VELASCO, J.I.; SANTANA, O.O. y GORDILLO, A.: «Impacto de baja energía de composites de poliestireno». En: *Actas del IV Congreso Nacional de Materiales Compuestos*, pp. 43–78. Asociación Nacional de Materiales Compuestos, Gijón, España, 2001.
- MILLS, N.J.: «Accident investigation of motorcycle helmets». *Impact (Journal of the Institute of Traffic Accident Investigators)*, 1996, **5**, pp. 46–51.
- MILLS, N.J. y GILCHRIST, A.: «Oblique impact testing of bicycle helmets». *International Journal of Impact Engineering*, 2008, **35**, pp. 1075–1086.
- MIRZA, M.S.; STURGES, J.L. y BARTON, D.C.: «The flying wedge: A method for high-strain-rate tensile testing. Part 3: Characteristics of the device». *International Journal of Impact Engineering*, 2003, **28**, pp. 909–921.
- MIZUNO, K.; WANI, K. y YONEZAWA, H.: «Vehicle crashworthiness in full and offset frontal impact tests». *JSAE Review*, 2003, **24**, pp. 173–181.
- MMA: «Perfil Ambiental de España 2004. Informe basado en indicadores». *Informe tÈcnico*, Ministerio de Medio Ambiente, Secretaría de Estado de Infraestructuras y Planificación, Dirección General de Planificación y Coordinación Territorial, 2005.
- MMA: «Perfil Ambiental de España 2005. Informe basado en indicadores». *Informe tÈcnico*, Ministerio de Medio Ambiente, Secretaría de Estado de Infraestructuras y Planificación, Dirección General de Planificación y Coordinación Territorial, 2006.
- MOLNÁR, S.; BEZERÉDI, A.; VÖRÖS, G. y PUKÁNSZKY, B.: «Damping of dynamic effects with elastomers in instrumented impact testing». *International Journal of Fracture*, 2001, **109**, pp. 153–168.
- NOELS, L.; STAINIER, L. y PONTHOT, J.P.: «Combined implicit/explicit algorithms for crashworthiness analysis». *International Journal of Impact Engineering*, 2004, **30**, pp. 1161–1177.
- NOELS, L.; STAINIER, L. y PONTHOT, J.P.: «Simulation of complex impact problems with implicit time algorithms: Application to a turbo-engine blade loss problem». *International Journal of Impact Engineering*, 2005, **32**, pp. 358–386.
- OKOLI, I.O. y ABDUL-LATIF, A.: «Failure in composite laminates: overview of an attempt at prediction». *Composites: Part A*, 2002, **33**, pp. 315–321.

- PETTARIN, V.; FRONTINI, P.; ELIÁAVE, G.; RINK, M. y PAVAN, A.: «Inverse analysis of impact test data: Experimental study of polymeric materials displaying brittle behaviour». *Mechanics of Time-Dependent Materials*, 2004, **8**, pp. 269–288.
- PLASTICSEUROPE: «The compelling facts about plastics. An analysis of plastics production, demand and recovery for 2006 in Europe». *Documento obtenido de www.plasticseurope.com (enero 2008)*, Plastics Europe, 2008.
- RAMÍREZ, H. y RUBIO-GONZÁLEZ, C.: «Finite-element simulation of wave propagation and dispersion in Hopkinson bar test». *Materials and Design*, 2006, **27**, pp. 36–44.
- REED, P.E.; BREEDVELD, G. y LIM, B.C.: «Simulation of the drop impact test for moulded thermoplastic containers». *International Journal of Impact Engineering*, 2000, **24**, pp. 133–153.
- REN, Z. y VESENJAK, M.: «Computational and experimental crash analysis of the road safety barrier». *Engineering Failure Analysis*, 2005, **12**, pp. 963–973.
- RICHARDSON, M.O.W. y WISHEART, M.J.: «Review of low-velocity impact properties of composite materials». *Composites Part A*, 1996, **27(A)**, pp. 1123–1131.
- RUAN, H.H. y YU, T.X.: «Collision between mass-spring systems». *International Journal of Impact Engineering*, 2005, **31**, pp. 267–288.
- RUIZ-HERRERO, J.L.; RODRÍGUEZ-PÉREZ, M.A. y DE SAJA, J.A.: «Design and construction of an instrumented falling weight impact tester to characterise polymer-based foams». *Polymer Testing*, 2005, **24**, pp. 641–647.
- SAHRAOUI, S. y LATAILLADE, J.L.: «Analysis of load oscillations in instrumented impact testing». *Engineering Fracture Mechanics*, 1998, **60**, pp. 437–446.
- SALVINI, P.; FONZO, A. y MANNUCCI, G.: «Identification of CTOA and fracture process parameters by drop weight test and finite element simulation». *Engineering Fracture Mechanics*, 2003, **70**, pp. 553–566.
- SÁNCHEZ-SOTO, M.; GONZALO, G.; JIMÉNEZ, O.; SANTANA, O.O. y MARTÍNEZ, A.B.: «Impacto de baja energía de un laminado epoxi-fibra de carbono». En: *Anales de Mecánica de la Fractura*, volumen 20, pp. 349–354. Grupo Español de Fractura, Gijón, España, 2003.
- SÁNCHEZ-SOTO, M.; MARTÍNEZ, A.B.; SANTANA, O.O. y GORDILLO, A.: «On the application of a damped model to the falling weight impact characterization of glass beads-polystyrene composites». *Journal of Applied Polymer Science*, 2004, **93**, pp. 1271–1284.
- SAVAGE, G.: «Enhancing the exploitation and efficiency of fibre reinforced composite structures by improvement of interlaminar fracture toughness». En: *Anales de Mecánica de la Fractura*, volumen 21, pp. 519–524. Grupo Español de Fractura, Punta Umbría, España, 2008.
- SCHANG, O.; BILLON, N.; MURACCIOLE, J.M. y FERNAGUT, F.: «Mechanical behavior of a ductile polyamide 12 during impact». *Polymer Engineering and Science*, 1996, **36(4)**, pp. 541–550.

- SCHEFFLER, D.R. y ZUKAS, J.A.: «Practical aspects of numerical simulations of dynamic events: material interfaces». *International Journal of Impact Engineering*, 2000, **24**, pp. 821–842.
- SCHUBEL, P.M. y LUO, I.M., J.-J. DANIEL: «Low velocity impact behavior of composite sandwich panels». *Composites: Part A*, 2005, **36**, pp. 1389–1396.
- SEIDLER, S. y GRELLMANN, W.: «Fracture behaviour and morphology of PC/ABS blends». *Journal of Materials Science*, 1993, **28**, p. 4078.
- SHTERENLIKHT, A.; HASHEMI, S.H.; YATES, J.R.; HOWARD, I.C. y ANDREWS, R.M.: «Assessment of an instrumented Charpy impact machine». *International Journal of Fracture*, 2005, **132**, pp. 81–97.
- SHUAEIB, F.M.; HAMOUDA, A.M.S.; WONG, S.V.; RADIN UMAR, R.S. y MEGAT AHMED, M.M.H.: «A new motorcycle helmet liner material: The finite element simulation and design of experimental optimization». *Materials and Design*, 2005, **1**.
- SIMS, G.D. y JOHNSON, A.F.: «High rate materials properties from analysis of instrumented drop weight impact test». En: *International conference of impact testing and performance of polymers*, , 1985.
- SINGH, M.; SUNEJA, H.R.; BOLA, M.S. y PRAKASH, S.: «Dynamic tensile deformation and fracture of metal cylinders at high strain rates». *International Journal of Impact Engineering*, 2002, **27**, pp. 939–954.
- SINGH, R.; MATTOO, A. y SAIGAL, A.: «Optimizing the design and impact behavior of a polymeric enclosure». *Materials and Design*, 2006, **27(10)**, pp. 955–967.
- SOKOLOV, I.J.; BABITSKY, V.I. y HALLIWELL, N.A.: «Autoresonant vibro-impact system with electromagnetic excitation». *Journal of Sound and Vibration*, 2007, **308**, pp. 375–391.
- STARKE, J.U.; MICHLER, G.H.; GRELLMANN, W.; SEIDLER, S. y GAHLEITNER, M.: «Fracture toughness of PP copolymers: Influence of interparticular distance and temperature». *Polymer*, 1998, **39(1)**, p. 75.
- STRÖMBERG, N.: «An implicit method for frictional contact, impact and rolling». *European Journal of Mechanics A/Solids*, 2005, **24**, pp. 1016–1029.
- STRONGE, W.J.: *Impact Mechanics*. Cambridge University Press, 2000.
- STURGES, J.L. y COLE, B.N.: «The flying wedge: A method for high-strain-rate tensile testing. Part 1. Reasons for its development and general description». *International Journal of Impact Engineering*, 2001, **25**, pp. 251–264.
- SUGIMOTO, M.; ISHIKAWA, M. y HATADA, K.: «Toughness of polypropylene». *Polymer*, 1995, **36**, pp. 3675–3682.
- SULLCAHUAMÁN, J.A.: *Fractura de materiales poliméricos a altas velocidades de sollicitación*. Tesis doctoral, Universitat Politècnica de Catalunya, 2001.

- SUN, J.S.; LEE, K.H. y LEE, H.P.: «Comparison of implicit and explicit finite element methods for dynamic problems». *Journal of Materials Processing Technology*, 2003, **105**, pp. 110–118.
- TRAMA: «Informe sobre transporte y medio ambiente». *Informe tÈcnico*, TRANSYT (Centro de Investigación del Transporte) y Ministerio de Medio Ambiente, 2005.
- VALERIO-FLORES, O.L.; MURR, L.E.; HERNANDEZ, V.S. y QUINONES, S.A.: «Observations and simulations of the low velocity-to-hypervelocity impact crater transition for a range of penetrator densities into thick aluminium targets». *Journal of Materials Science*, 2004, **39**, pp. 6271–6289.
- WU, K.Q. y YU, T.X.: «Simple dynamic models of elastic-plastic structures under impact». *International Journal of Impact Engineering*, 2001, **25**, pp. 735–754.
- YOUNG, R.J. y LOVELL, P.A.: *Introduction to Polymers, second edition*. Chapman and Hall, 1991.
- YU, J.L. y JONES, N.: «Numerical simulation of impact loaded steel beams and the failure criteria». *International Journal of Solids and Structures*, 1997, **34**, pp. 3977–4004.
- ZOLLER, P.: «Instrumentation for impact testing of plastics». *Polymer Testing*, 1983, **3**, pp. 197–208.
- ZUKAS, J.A.: «Some common problems in the numerical modeling of impact phenomena». *Computing Systems in Engineering*, 1993, **4(1)**, pp. 43–58.
- ZUKAS, J.A.; NICHOLAS, T.; SWIFT, H.F.; GRESZCZUK, L.B. y CURRAN, D.R.: *Impact Dynamics*. Krieger Publishing Co., 1992.
- ZUKAS, J.A. y SCHEFFLER, D.R.: «Practical aspects of numerical simulations of dynamic events: effects of meshing». *International Journal of Impact Engineering*, 2000, **24**, pp. 925–945.
- ZUKAS, J.A. y SCHEFFLER, D.R.: «Impact effects in multilayered plates». *International Journal of Solids and Structures*, 2001, **38**, pp. 3321–3328.