



**Universidad Carlos III de Madrid**

**Departamento de Medios Continuos y Teoría de Estructuras**

**Ingeniería Industrial**

**PROYECTO FIN DE CARRERA**

---

**ANÁLISIS NUMÉRICO DEL  
COMPORTAMIENTO FRENTE A  
IMPACTO DE ALUMINIO 2024-T351  
SOMETIDO A ENSAYO DE TAYLOR**

---

**MARCOS RODRIGUEZ MILLÁN**

**DIRECTORES:**

**D. ÁNGEL ARIAS HERNÁNDEZ**

**D. JOSÉ ANTONIO RODRIGUEZ MARTINEZ**

# **TITULACIÓN: INGENIERO INDUSTRIAL**

Autorizo la presentación del proyecto

*Análisis Numérico del Comportamiento frente a Impacto de  
Aluminio 2024-T351 sometido a Ensayo de Taylor*

Realizado por

**Marcos Rodríguez Millán**

Dirigido por

**Ángel Arias Hernández**

**José Antonio Rodríguez Martínez**

Fecha y lugar: **3 de junio de 2009, Leganés (Madrid)**



## AGRADECIMIENTOS

*Llegado este momento en el que concluyen cinco años de esfuerzo por lograr el ansiado título de ingeniero quisiera expresar mi agradecimiento a todas aquellas personas que han compartido conmigo cada momento de este camino. Por ello deseo dedicarles el presente proyecto, por su ayuda, apoyo y comprensión. Asimismo deseo expresarles mi más profundo agradecimiento porque lo que para mí representa superar esta etapa no sería lo mismo si no estuvieran a mi lado:*

*Es evidente que este trabajo no todo el mérito es mío, yo sólo he cumplido con mi obligación, el mayor mérito es de mis padres, pues sin su estabilidad y su confianza en mí y en que sería capaz de sacarme el título de ingeniero, no hubiera sido posible. Las enseñanzas de este proyecto son paupérrimas con lo que ellos me han enseñado, por lo que sobran palabras de gratitud para decir cuán feliz me hace ser su hijo.*


*También me gustaría acordarme de mi hermano por aguantar los momentos de tensión y nerviosismo que produce esta carrera, y por su buen humor y corazón. Muy especialmente acordarme de mi abuela, pues es una de las mejores personas que he conocido y de mi tío Basileo.*

*A mis amigos, en especial a Víctor Sergio, Alberto y Carlos Ruiz de Agüero, y a mis compañeros de universidad con los que he compartido buenos y no tan buenos momentos, y con los que espero mantener el contacto por muchísimos años.*

*Por último quiero agradecer a todos los profesores de la Escuela Politécnica Superior de Leganés de la Universidad Carlos III de Madrid su trato y dedicación durante estos cinco años. Francamente puedo decir que la elección de esta Universidad ha sido enormemente acertada y espero poder seguir manteniendo el contacto con la misma en un futuro.*

*Especialmente quisiera agradecer su enorme dedicación a los profesores del Departamento de Teoría de Medios Continuos y Teoría de Estructuras, por haber conseguido despertar en mí una enorme vocación por sus actividades y por la cercanía de su trato. En especial quiero agradecer a los profesores Dr. Ángel Arias y José Antonio Rodríguez, tutores de este proyecto, la oportunidad que me han brindado de realizar el mismo y su dedicación y paciencia para que este haya visto la luz.*

*Muchas gracias*

  
Marcos Rodríguez Millán





# CONTENIDOS

<b>1. INTRODUCCIÓN.....</b>	<b>1</b>
1.1. MOTIVACIÓN .....	1
1.2. OBJETIVOS .....	3
1.3. ESTRUCTURA Y TAREAS REALIZADAS .....	4
<b>2. ESTADO DEL ARTE: COMPORTAMIENTO DE SÓLIDOS SOMETIDOS A IMPACTO .....</b>	<b>6</b>
2.1. TEORÍA DE IMPACTO: FUNDAMENTOS .....	7
2.1.1. Mecanismos de fallo .....	7
2.2. TEORÍA DE LA VISCOPLASTICIDAD .....	23
2.2.1. Introducción .....	23
2.2.2. Teoría de las dislocaciones .....	23
2.3. ECUACIONES CONSTITUTIVAS .....	28
2.3.1. Modelo de Steinberg – Guinan (Steinberg, Cochran, & Guinan, 1980) .....	30
2.3.2. Modelo de Zerilli – Armstrong (Zerilli & Armstrong, 1987) .....	30
2.3.3. Modelo de Johnson – Cook (Johnson & Cook, 1985) .....	31
2.4. CRITERIOS DE FRACTURA .....	34
2.4.1. Criterio de fallo de Wilkins (Wilkins, Streit, & Reaugh, 1983) .....	34
2.4.2. Criterio de fallo modificado de Cockcroft-Latham (Cockcroft & Latham, 1968) ..	35
2.4.3. Criterio de fallo Johnson-Cook (Johnson & Cook, 1985) .....	36
2.4.4. Criterio de fallo Bao-Wierzbicki (Bao & Wierzbicki, 2004) .....	37
<b>3. EL ENSAYO DE TAYLOR. TÉCNICAS EXPERIMENTALES .....</b>	<b>38</b>
3.1. ENSAYO TAYLOR .....	39
3.2. INVESTIGACIONES SOBRE EL ENSAYO TAYLOR .....	43
3.2.1. Deformation and Failure Modes of Soft Steel Projectiles Impacting Harder Steel Targets at Increasing Velocity (Chen, Chen, & Zhang, 2008) .....	43
3.2.2. Taylor impact tests: detailed report (Banerjee, 2005) .....	44
3.2.3. Numerical prediction of fracture in the Taylor test (Wierzbicki, Teng, Hiermaier, & Rohr, 2005) .....	45
3.2.4. Determination of constants and comparison of results for various constitutive models (Holmquist & Johnson, 1991) .....	45
<b>4. CÓDIGO NUMÉRICO ABAQUS .....</b>	<b>46</b>
4.1. CÓDIGO NUMÉRICO ABAQUS.DESCRIPCIÓN .....	47
<b>5. DEFINICIÓN DEL PROBLEMA. MODELO NUMÉRICO .....</b>	<b>53</b>
5.1. INTRODUCCIÓN .....	54



## Contenidos

5.2.	DEFINICIÓN ALUMINIO 2024 T-351.....	55
5.2.1.	Ecuación constitutiva de Johnson-Cook.....	56
5.2.2.	Criterio de fallo de Johnson - Cook .....	57
5.3.	DEFINICIÓN DEL MODELO FEM.....	60
5.3.1.	Definición del cilindro en el modelo FEM. ....	60
5.3.2.	Definición del muro en el modelo FEM.....	61
5.4.	ESTUDIO NUMÉRICO .....	64
<b>6.</b>	<b>INFLUENCIA DEL MODELO DE DAÑO. ....</b>	<b>70</b>
6.1.	INFLUENCIA DEL PARÁMETRO DE DAÑO $D_1$ .....	71
6.1.1.	Estudio con una velocidad de 300 m/s .....	72
6.1.2.	Estudio con una velocidad de 600 m/s .....	84
6.1.3.	Estudio con una velocidad de 100 m/s .....	94
6.1.4.	Comparativa y conclusiones.....	101
<b>7.</b>	<b>INFLUENCIA DE LA ECUACIÓN CONSTITUTIVA .....</b>	<b>108</b>
7.1.	INFLUENCIA DEL PARÁMETRO $\epsilon_0$ .....	109
7.2.	INFLUENCIA DE LOS PARÁMETROS $B$ - $n$ .....	113
7.2.1.	Influencia $n$ constante y $B$ variable .....	114
7.2.2.	Influencia $B$ constante y $n$ variable .....	117
7.3.	INFLUENCIA DE LOS PARÁMETROS $C$ - $m$ .....	121
7.3.1.	Influencia $m$ constante y $C$ variable .....	122
7.3.2.	Influencia $C$ constante y $m$ variable .....	125
<b>8.</b>	<b>INFLUENCIA DEL CONTACTO .....</b>	<b>128</b>
8.1.	INFLUENCIA DEL CONTACTO .....	129
<b>9.</b>	<b>CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS .....</b>	<b>132</b>
9.1.	CONCLUSIONES .....	133
9.2.	FUTUROS TRABAJOS.....	136
<b>10.</b>	<b>REFERENCIAS .....</b>	<b>137</b>
<b>11.</b>	<b>ANEXOS .....</b>	<b>141</b>
11.1.	ARCHIVO .INP .....	142
11.2.	ARCHIVO FORTRAN .....	<i>¡Error! Marcador no definido.</i>

---

## LISTA DE FIGURAS

---

<b>Figura 2-1:</b> Típica fractura por spall (astillamiento) de un bloque de acero por medio de una carga explosiva (Zukas, 1990).....	7
<b>Figura 2-2:</b> Bandas adiabáticas de cortadura asociadas a la deformación y fractura tanto del penetrador como del blanco. (Zukas, 1990).....	8
<b>Figura 2-3:</b> Típico mecanismo de fractura dúctil por nucleación, crecimiento y coalescencia de los huecos alrededor de una inclusión de partículas bajo una deformación a tracción. (Zukas, 1990) .....	9
<b>Figura 2-4:</b> Efecto de la presión hidrostática en la deformación de rotura .....	9
<b>Figura 2-5:</b> (a) Curva tensión-deformación que muestra la variación del modulo de Young con la deformación determinada por experimentos de descarga. (b) Daño $D$ como función de la deformación que muestra valores de deformación para el daño inicial y al fallar, $\epsilon_D$ y $\epsilon_R$ , respectivamente, y el valor de daño al fallo $D_c$ . (Zukas, 1990) .....	10
<b>Figura 2-6:</b> (a) Curva tensión-deformación isotérmica que muestra el endurecimiento por deformación y pendiente negativa para condiciones adiabáticas (b) Efecto de la temperatura en el flujo de tensión y la tasa de ablandamiento térmico. (Zukas, 1990).....	11
<b>Figura 2-7:</b> Micrografía de una banda de cortadura adiabática para un acero de alta resistencia donde se muestra la cortadura de una inclusión. (Zukas, 1990).....	13
<b>Figura 2-8:</b> Localización de una banda de cortadura intensa mediante un test de torsión de un acero dulce por laminación en frío. (Zukas, 1990) .....	13
<b>Figura 2-9:</b> Secciones de blancos de aluminio impactados incrementando las velocidades de impacto muestra el taponamiento a compresión asociado con la aceleración y el desarrollo de bandas de cortadura tanto en las zonas finales bajo el proyectil como en los laterales del taponamiento. (Zukas, 1990).....	15
<b>Figura 2-10:</b> Sección del blanco que muestra el perfilamiento de las bandas de cortadura en la zona final del proyectil y el comienzo de las bandas de cortadura, las cuales aparecen a lo largo de la vertical en la perforación. (Zukas, 1990) .....	15
<b>Figura 2-11:</b> Secciones (a) axial y (b) en el plano del taponamiento del objetivo mostrando que la aparente banda adiabática simétrica axial produce la circunferencia. (c) esquema del mecanismo de propagación de la banda adiabática tanto al avance como circunferencialmente (Zukas, 1990) (Woodward, Baxter, & Scarlett, Mechanisms of Adiabatic Shear Plugging Failure in High Strength Aluminium and Titanium Alloys, 1984) .....	16
<b>Figura 2-12:</b> Perforación de una placa de acero dulce por un proyectil puntiagudo (Woodward R. , The Penetration of Metal Targets by Conical Projectiles, 1978) (Zukas, 1990) .....	17
<b>Figura 2-13:</b> Esquema de un proyectil de diámetro $d$ penetrando en un objetivo mediante mecanismo de formación de agujero dúctil (Woodward R. , The penetration of Metal Targets Which Fail by Adiabatic Shear Plugging, 1978); (a) proyectil de diámetro menor que el espesor de la placa. (b) proyectil de diámetro mayor que el espesor de la placa. (Zukas, 1990) .....	18
<b>Figura 2-14:</b> Fallo de un blanco de acero de alta resistencia mediante la expulsión de disco de material para la fractura paralela al plano de la placa (Woodward & Baldwin, Oblique Perforation of Steel Targets by 30 Cal. AP M2 Projectiles, 1979) (Zukas, 1990).....	19

*Lista de Figuras*

<b>Figura 2-15:</b> Las dos etapas en el desarrollo de fallos discing (Woodward R. , Penetration Behavior of a High-Strength Aluminium Alloy, 1979) (Zukas, 1990).....	20
<b>Figura 2-16:</b> Mecanismos de cortadura: (a) desplazamiento total de cortadura; (b) desplazamientos incrementales de cortadura; (c) deformación por dobladura con compensación a cortadura en el plano de la placa (Woodward R. , The Interrelation of Failure Modes observed in the Penetration of Metallic Targets, 1984) (Zukas, 1990) .....	21
<b>Figura 2-17:</b> Sección del blanco de aleación de aluminio de alta resistencia después de la penetración que muestra la fractura por cortadura en el plano de la placa y deformación por flexión (Woodward R. , The Interrelation of Failure Modes observed in the Penetration of Metallic Targets, 1984) (Zukas, 1990).....	21
<b>Figura 2-18:</b> Etapas en la deformación de un perfil cerámico por un material dúctil mostrando la formación del cono de fractura, flexión del forro avanzando por tensión radial y circunferencial agrietando el cerámico y fracturando el penetrador. (Zukas, 1990).....	22
<b>Figura 2-19:</b> Esquema de la dislocación de borde. (William & Callister) .....	24
<b>Figura 2-20:</b> Esquema de la dislocación helicoidal. (William & Callister) .....	25
<b>Figura 2-21:</b> Esquema de la dislocación mixta. (William & Callister) .....	25
<b>Figura 2-22:</b> Diagramas esquemáticas de un cristal sufriendo el deslizamiento simple bajo la tensión $T$ a lo largo de la fibra I.a) I y AB están obligados a quedarse verticales, lo que causa una rotación rígida de la malla (b y c) d) la orientación relativa del segundo sistema de deslizamiento (Baberian, 2007) .....	27
<b>Figura 2-23:</b> Límite elástico de un acero templado en función de la deformación y de la temperatura. Valores experimentales y funciones de ajuste (Meyers, 1994).....	29
<b>Figura 3-1:</b> Esquema del ensayo Taylor: antes de la deformación .....	40
<b>Figura 3-2:</b> Esquema del ensayo Taylor: durante la deformación .....	40
<b>Figura 3-3:</b> Esquema del ensayo Taylor: después de la deformación .....	40
<b>Figura 3-4:</b> Esquema de la ecuación del movimiento de la parte no deformada .....	41
<b>Figura 3-5:</b> Esquema experimental con cañón de gas (Chen, Chen, & Zhang, 2008) .....	43
<b>Figura 3-6:</b> Esquema experimental con cañón de gas (Chen, Chen, & Zhang, 2008) .....	43
<b>Figura 3-7:</b> Resultados experimentales (Chen, Chen, & Zhang, 2008).....	44
<b>Figura 3-8:</b> Resultados FEM (Chen, Chen, & Zhang, 2008) .....	44
<b>Figura 5-1:</b> Curva de deformación de fractura con la tensión. (Wierzbicki, Teng, Hiermaier, & Rohr, 2005).....	58
<b>Figura 5-2:</b> Curva explicativa de Damage initiation & evolution. (HKS, 2003) .....	59
<b>Figura 5-3:</b> Dimensionamiento del cilindro. ....	60
<b>Figura 5-4:</b> Elemento C3D8R. ....	61
<b>Figura 5-5:</b> Mallado del cilindro. ....	61
<b>Figura 5-6:</b> Esquema del impacto en el instante $t = 0$ s. ....	62
<b>Figura 5-7:</b> Esquema del impacto en el instante $t = 0$ s. ....	62
<b>Figura 5-8:</b> Ensamblado en el modelo FEM del impacto en el instante $t = 0$ s. ....	62
<b>Figura 5-9:</b> Variación de límite elástico con la velocidad de deformación para el aluminio 2024.(isotermo).....	64
<b>Figura 5-10:</b> Diagrama de flujo para el cálculo de la tensión teniendo en cuenta el adiabatismo del problema. ....	65
<b>Figura 5-11:</b> Gráfica isotermia y adiabática para $T=303$ K y deformación plástica igual a 0.1... 66	66

*Lista de Figuras*

<b>Figura 5-12:</b> Estudio numérico de la deformación de fallo para $v=300$ m/s.....	67
<b>Figura 5-13:</b> Estudio numérico de la deformación de fallo para $v=600$ m/s.....	67
<b>Figura 5-14:</b> Estudio numérico de la deformación de fallo para $v=100$ m/s.....	68
<b>Figura 5-15:</b> Estudio numérico de la deformación de fallo para $d_1=0.6$ .....	68
<b>Figura 6-1:</b> Esquema explicativo de las simulaciones realizadas para realizar el estudio del parámetro $d_1$ .....	71
<b>Figura 6-2:</b> Evolución de la deformación de final del cilindro respecto a $d_1$ empleando Shear failure type=Johnson- Cook para una velocidad de 300 m/s. ....	72
<b>Figura 6-3:</b> Evolución del límite elástico respecto a $d_1$ empleando Shear failure type=Johnson- Cook para una velocidad de 300 m/s. ....	73
<b>Figura 6-4:</b> Mapa de deformaciones plásticas a una velocidad de 300 m/s.....	74
<b>Figura 6-5:</b> Evolución de la deformación de final del cilindro respecto a $d_1$ empleando Damage Initiation & Evolution para una velocidad de 300 m/s.....	75
<b>Figura 6-6:</b> Evolución del límite elástico respecto a $d_1$ empleando Damage Initiation & Evolution para una velocidad de 300 m/s.....	76
<b>Figura 6-7:</b> Mapa de deformaciones plásticas a una velocidad de 300 m/s.....	78
<b>Figura 6-8:</b> Diferencia entre JCCRT-PE .....	79
<b>Figura 6-9:</b> Evolución de la deformación de final del cilindro respecto a $d_1$ empleando Mixto para una velocidad de 300 m/s.....	80
<b>Figura 6-10:</b> Evolución del límite elástico respecto a $d_1$ empleando MIXTO para una velocidad de 300 m/s.....	81
<b>Figura 6-11:</b> Mapa de deformaciones plásticas a una velocidad de 300 m/s.....	82
<b>Figura 6-12:</b> Comparación del límite elástico de los tres criterios para una velocidad de 300 m/s. ....	83
<b>Figura 6-13:</b> Comparación de la deformación final del cilindro para los tres criterios utilizados empleado una velocidad de 300 m/s. ....	84
<b>Figura 6-14:</b> Evolución de la deformación de final del cilindro respecto a $d_1$ empleando Shear Failure type=Johnson- Cook para una velocidad de 600 m/s.....	85
<b>Figura 6-15:</b> Evolución del límite elástico respecto a $d_1$ empleando Shear Failure type= Johnson- Cook para una velocidad de 600 m/s. ....	85
<b>Figura 6-16:</b> Mapa de deformaciones plásticas a una velocidad de 600 m/s.....	87
<b>Figura 6-17:</b> Evolución de la deformación de final del cilindro respecto a $d_1$ empleando Damage Initiation & Evolution para una velocidad de 600 m/s.....	88
<b>Figura 6-18:</b> Evolución del límite elástico respecto a $d_1$ empleando Damage Initiation & Evolution para una velocidad de 600 m/s. ....	88
<b>Figura 6-19:</b> Mapa de deformaciones plásticas a una velocidad de 600 m/s.....	90
<b>Figura 6-20:</b> Evolución de la deformación de final del cilindro respecto a $d_1$ empleando Mixto para una velocidad de 600 m/s.....	90
<b>Figura 6-21:</b> Evolución del límite elástico respecto a $d_1$ empleando MIXTO para una velocidad de 600 m/s.....	91
<b>Figura 6-22:</b> Mapa de deformaciones plásticas a una velocidad de 600 m/s.....	93
<b>Figura 6-23:</b> Comparación del límite elástico de los tres criterios para una velocidad de 600 m/s .....	93

*Lista de Figuras*

<b>Figura 6-24:</b> Comparación de la deformación final del cilindro para los tres criterios utilizados empleado una velocidad de 600 m/s. ....	94
<b>Figura 6-25:</b> Evolución de la deformación de final del cilindro respecto a $d_1$ empleando Shear failure type=Johnson- Cook para una velocidad de 100 m/s .....	95
<b>Figura 6-26:</b> Evolución del límite elástico respecto a $d_1$ empleando Shear Failure type= Johnson-Cook para una velocidad de 100 m/s. ....	95
<b>Figura 6-27:</b> Mapa de deformaciones plásticas a una velocidad de 600 m/s.....	97
<b>Figura 6-28:</b> Evolución de la deformación de final del cilindro respecto a $d_1$ .....	97
<b>Figura 6-29:</b> Evolución del límite elástico respecto a $d_1$ empleando Damage Initiation & Evolution para una velocidad de 100 m/s. ....	98
<b>Figura 6-30:</b> Evolución de la deformación de final del cilindro respecto a $d_1$ empleando Mixto para una velocidad de 100 m/s.....	99
<b>Figura 6-31:</b> Evolución del límite elástico respecto a $d_1$ empleando MIXTO para una velocidad de 100 m/s.....	99
<b>Figura 6-32:</b> Comparación de los tres criterios para una velocidad de 100 m/s.....	100
<b>Figura 6-33:</b> Comparación de la deformación final del cilindro para los tres criterios utilizados empleado una velocidad de 100 m/s. ....	101
<b>Figura 6-34:</b> Evolución de la deformación final del cilindro con la $d_1$ para distintas velocidades de impacto (Shear Failure) .....	101
<b>Figura 6-36:</b> Evolución de la deformación final del cilindro con la $d_1$ para distintas velocidades de impacto (Shear Failure) .....	102
<b>Figura 6-35:</b> Evolución de la deformación final del cilindro con la $d_1$ para distintas velocidades de impacto (Damage Initiation & Evolution).....	102
<b>Figura 6-38:</b> Evolución del límite elástico con la velocidad de deformación para distintas $d_1$ (Mixto).....	103
<b>Figura 6-37:</b> Evolución del límite elástico con la velocidad de deformación para distintas $d_1$ (Shear Failure) .....	103
<b>Figura 6-39:</b> Evolución del límite elástico con la velocidad de deformación para distintas $d_1$ (Damage Initiation & Evolution).....	104
<b>Figura 7-1:</b> Estudio numérico del límite elástico con la velocidad de deformación para distintos valores de velocidad de deformación de referencia.....	110
<b>Figura 7-2:</b> Evolución de la deformación del cilindro con $d_1$ para $\epsilon_0$ .....	111
<b>Figura 7-3:</b> Evolución de la límite elástico con $d_1$ para $\epsilon_0$ .....	111
<b>Figura 7-4:</b> Evolución del límite elástico con $\epsilon_0$ para distintos valores de $d_1$ .....	112
<b>Figura 7-5:</b> Esquema del estudio de los parámetros B-n .....	113
<b>Figura 7-6:</b> Estudio numérico para $n=0.42$ y B variable.....	114
<b>Figura 7-7:</b> Tendencia para $n=0.42$ y B variable. ....	115
<b>Figura 7-8:</b> Evolución de la deformación del cilindro con $d_1$ para n constante. ....	115
<b>Figura 7-9:</b> Evolución del límite elástico con B.....	116
<b>Figura 7-10:</b> Estudio analítico para $B=440$ MPa y n variable.....	117
<b>Figura 7-11:</b> Tendencia para $B=440$ MPa y n variable.....	118
<b>Figura 7-12:</b> Evolución de la deformación del cilindro con $d_1$ para B constante.....	119
<b>Figura 7-13:</b> Evolución del límite elástico con n.....	119
<b>Figura 7-14:</b> Esquema del estudio de los parámetros C-m .....	121





*Lista de Figuras*

<b>Figura 7-15:</b> Estudio analítico para $m=1.7$ y $C$ variable. ....	122
<b>Figura 7-16:</b> Tendencia para $m=1.7$ y $C$ variable. ....	123
<b>Figura 7-17:</b> Evolución de la deformación del cilindro con $d_1$ para $m$ constante. ....	123
<b>Figura 7-18:</b> Evolución del límite elástico con $C$ . ....	124
<b>Figura 7-19:</b> Estudio analítico para $C=0.0083$ y $m$ variable. ....	125
<b>Figura 7-20:</b> Tendencia para $C=0.0083$ y $m$ variable. ....	126
<b>Figura 7-21:</b> Evolución de la deformación del cilindro con $d_1$ para $C$ constante. ....	126
<b>Figura 7-22:</b> Evolución del límite elástico con $m$ . ....	127
<b>Figura 8-1:</b> Mapa de deformaciones para cada tipo de contacto .....	130

## LISTA DE TABLAS

<b>Tabla 3-1:</b> <i>Parámetros de Johnson-Cook para el acero 45 (Chen, Chen, &amp; Zhang, 2008)</i> .....	43
<b>Tabla 5-1:</b> <i>Propiedades mecánicas para el aluminio 2024-T351 [Military Standardization Handbook, Aluminum and Aluminum Alloys]</i> .....	55
<b>Tabla 5-2:</b> <i>Constantes empleadas para el modelo de Johnson-Cook (Wierzbicki, Teng, Hiermaier, &amp; Rohr, 2005)</i> .....	56
<b>Tabla 5-3:</b> <i>Constantes para definir el criterio de fallo AA2024-T351 (Wierzbicki, Teng, Hiermaier, &amp; Rohr, 2005)</i> .....	57
<b>Tabla 6-1:</b> <i>Constantes del aluminio EN AW-7108 T6 para Damage Initiation, criterion= Ductile empleado por Hooputra et. Al (2004)</i> .....	106
<b>Tabla 6-2:</b> <i>Constantes del aluminio EN AW-7108 T6 para Damage Initiation, criterion= Shear empleado por Hooputra et. Al (2004)</i> .....	107
<b>Tabla 7-1:</b> <i>Constantes empleadas para el estudio de la influencia del parámetro <math>\epsilon_0</math></i> .....	109
<b>Tabla 7-2:</b> <i>Constantes empleadas para el estudio de la influencia de los parámetros B-n</i> .....	113
<b>Tabla 7-4:</b> <i>Datos numéricos para distintos valores de B</i> .....	114
<b>Tabla 7-4:</b> <i>Datos numéricos para distintos valores de n</i> .....	118
<b>Tabla 7-5:</b> <i>Constantes empleadas para el estudio de la influencia de los parámetros C-n</i> .....	121
<b>Tabla 7-6:</b> <i>Datos numéricos para distintos valores de C</i> .....	122
<b>Tabla 7-7:</b> <i>Datos numéricos para distintos valores de m</i> .....	125
<b>Tabla 8-1:</b> <i>Límite elástico para Penalty Contact Method y Kinematic Contact Method</i> .....	130
<b>Tabla 8-2:</b> <i>Tiempos de cálculo para Penalty Contact Method y Kinematic Contact Method</i> ...	131



## RESUMEN

Con este proyecto se ha realizado un estudio numérico de impacto sobre aluminio 2024-T351 empleando el Ensayo de Taylor. Para realizar dicho estudio se ha empleado el programa de elementos finitos ABAQUS/ Explicit.

El estudio sobre el Ensayo de Taylor se ha estructurado en primer lugar analizando la influencia del criterio de fallo y los parámetros asociados a los distintos mecanismos daño dúctil. Se ha comprobado que los parámetros de fallo influyen de manera determinante en la predicción de la respuesta del material.

Igualmente se ha analizado la influencia de la ecuación constitutiva, en el que la elección de los distintos parámetros produce variaciones en el cálculo del límite elástico.

Por último se ha realizado un estudio comparativo de los distintos tipos de contacto para simular el impacto donde la variación del límite elástico es de un 3-7 %.

# Capítulo 1

## 1. *INTRODUCCIÓN*

### *Proyecto Fin de Carrera*

---

Análisis Numérico del Comportamiento frente a Impacto de Aluminio  
2024-T351 sometido a Ensayo de Taylor

*Autor: Marcos Rodríguez Millán*

*Directores: Ángel Arias Hernández y José Antonio Rodríguez Martínez*

## 1.1. MOTIVACIÓN

El comportamiento de los materiales bajo sollicitaciones dinámicas tiene un considerable interés ya que permite dar respuesta a multitud de problemas de aplicación en campos como el civil, militar, aeronáutico y automoción. En particular, recientemente, se ha suscitado un especial interés en el proceso de perforación resultante del impacto de proyectiles indeformables sobre placas metálicas (Arias, Rodríguez-Martinez, & Rusinek, 2008) (Rodríguez-Martinez, Rusinek, Zaera, Arias, Klepaczko, & Pedroche, 2008), (Rusinek, Rodríguez-Martinez, Pecherski, Arias, & Klepaczko, 2008) (Gupta, Iqbal, & Sekhon, 2007).

Frecuentemente un impacto implica una alta velocidad, pero el tipo de fallo usualmente asociado con el impacto puede ocurrir también bajo aparentemente condiciones moderadas, incluso a bajas velocidades de carga. Cuando la velocidad de acumulación de la energía de deformación es mayor de la que puede ser disipada por el material en la vecindad de una grieta o fisura, puede ocurrir una fractura inestable, muchas veces imponiendo velocidades de grieta de cientos de metros por segundo. Las velocidades altas son más idóneas para provocar una fractura inestable, siendo las otras condiciones iguales, más aun incluso pequeñas fisuras, geometrías menos severas, o temperaturas moderadas, pueden llegar a ser críticas. Bajo realmente condiciones de alta velocidad, es decir, cuando están involucrados los efectos de inercia, la deformación y comportamiento de fractura es complicado por los efectos de propagación y constricción de onda (J.G, 1984) (Read & Andrews, 1979) (Hodgkinson & Williams, 1982).

La aleación de aluminio 2024 con el tratamiento térmico T3 es una de las aleaciones más utilizadas en el mundo aeronáutico, en la fabricación de fuselajes. Con esta aleación se construyen fuselajes de aviones y de helicópteros, aprovechando su alta resistencia y baja densidad, casi siempre en espesores delgados que no exceden los 2 mm. En la aviación militar, esta aleación también es muy utilizada en todo tipo de aeronaves, particularmente en helicópteros y en aviones de diseñados para vuelos a baja altura (aviones antiguerrilla). En operaciones de transporte de tropas, ayuda aeromédica

o salvataje, estas aeronaves están frecuentemente sometidas a fuego de armas ligeras, tales como el fusil de asalto AK-47 u otros.

La herramienta de cálculo empleada ha sido ABAQUS, un programa de elementos finitos ampliamente utilizado en los sectores aeronáuticos e industriales para análisis dinámico.

## 1.2. OBJETIVOS

El objetivo del presente proyecto es el análisis numérico mediante el programa de elementos finitos ABAQUS/Explicit del comportamiento frente a Ensayo de Taylor de materiales dúctiles para obtener una herramienta que sea eficaz para verificar modelos constitutivos.

Los objetivos parciales han sido:

- Analizar la influencia de la ecuación de daño que es la que rige el modo de fractura del material dúctil.
- Analizar la influencia de los parámetros de la ecuación constitutiva que es la encargada del comportamiento mecánico del material dúctil.
- Estudiar la influencia de la parametrización del contacto en el impacto.

## 1.3. ESTRUCTURA Y TAREAS REALIZADAS

Para conseguir los objetivos citados se ha dividido este proyecto fin de carrera en los siguientes puntos, con la finalidad de que el lector pueda entender perfectamente la fenomenología del impacto:

- *Capítulo 2:* El capítulo 2 pretende dar a conocer al lector, los fundamentos principales de la teoría de impacto como son los mecanismos de fallo, las ecuaciones constitutivas y los criterios de fallos para materiales dúctiles.
- *Capítulo 3:* En este capítulo, se da a conocer el Ensayo de Taylor, para ello se explica el objetivo y la formulación del ensayo de Taylor
- *Capítulo 4:* Se explica la herramienta de cálculo Abaqus, que es el programa de elementos finitos que se ha usado en este proyecto.
- *Capítulo 5:* En este capítulo se define el problema de estudio definiendo las propiedades del aluminio 2024-T351 tanto de la ecuación constitutiva como del criterio de fallo. A continuación se define el modelo de elementos finitos empleado y por último se incluye la realización de un estudio numérico con las propiedades de referencia usadas empleando la ecuación constitutiva empleada.
- *Capítulo 6:* Este capítulo trata la influencia del criterio de fallo, concretamente la influencia del parámetro de daño  $d_1$  para distintos criterios (*Shear Failure, Damage Initiation & Evolution* y *Mixto*) para las velocidades de 100,300 y 600 m/s.
- *Capítulo 7:* En el capítulo 7 se realiza un estudio de la influencia de la ecuación constitutiva de Johnson-Cook, concretamente la influencia del

parámetro de velocidad de deformación de referencia,  $\dot{\epsilon}_0$ , de los parámetros de endurecimiento (B-n) y a los parámetros de temperatura (C-m).

- *Capítulo 8:* Se analiza el contacto.
- *Capítulo 9:* Recoge conclusiones sobre los estudios realizados, con el fin de que se pueda seguir investigando sobre este tema y se proponen algunas posibles mejoras y estudios.
- *Capítulo 10:* Las referencias empleadas para realizar dicho documento.
- *Capítulo 11:* Se incluye el archivo .inp de Abaqus que recoge las propiedades del material, el contacto, la velocidad, las condiciones de contorno, el tiempo de simulación... y se recoge el archivo .for de Fortran para el fenómeno de adiabatismo en el análisis numérico.

# Capítulo 2

## ***2. ESTADO DEL ARTE: COMPORTAMIENTO DE SÓLIDOS SOMETIDOS A IMPACTO***

### ***Proyecto Fin de Carrera***

---

Análisis Numérico del Comportamiento frente a Impacto de Aluminio  
2024-T351 sometido a Ensayo de Taylor

*Autor: Marcos Rodríguez Millán*

*Directores: Ángel Arias Hernández y José Antonio Rodríguez Martínez*



## 2.1. TEORÍA DE IMPACTO: FUNDAMENTOS

### 2.1.1. Mecanismos de fallo

El fallo implica una deformación más allá de los límites de diseño de una estructura. En este punto se ha explicado aquellos mecanismos de fallo que conciernen a la deformación de impactos dinámicos para materiales dúctiles.

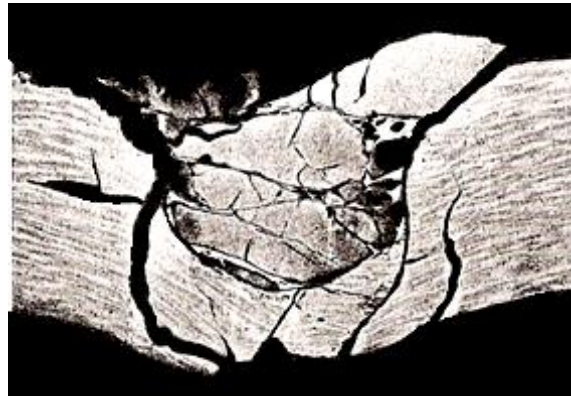
Si a un metal se le aplica una tensión que sobrepasa el límite elástico, entonces éste presentará una deformación permanente. La deformación plástica puede verse macroscópicamente mediante el cambio de forma, microscópicamente mediante líneas de deslizamiento y a nivel atómico como un movimiento de dislocaciones. Para la aplicación a la que concierne este proyecto interesa la situación macroscópica y elegir un criterio de fallo apropiado.

Las tensiones hidrostáticas no influyen significativamente en la deformación plástica. Así durante el tránsito de las ondas de choque, que pueden ser a compresión o tracción, la deformación plástica puede ser expresada como una primera aproximación en términos de tensiones desviadoras, ignorando el estado de tensiones hidrostáticas locales. Las tensiones hidrostáticas tienen una fuerte influencia en la fractura, y una onda hidrostática a tracción para bajas deformaciones puede conducir a fracturas en materiales dúctiles. Esto se puede observar en el *spalling* (astillamiento) *Figura 2-1*. Cuando la tensión hidrostática excede la resistencia al astillamiento del material produce un crecimiento de la microrotura y coalescencia.



**Figura 2-1:** Típica fractura por *spall* (astillamiento) de un bloque de acero por medio de una carga explosiva (Zukas, 1990)

Uno de los fenómenos más importantes en deformación dinámica es la cortadura (o cizalladura) adiabática, la cual es una inestabilidad que se ve en la forma de las bandas de deformación en los cuerpos impactados.



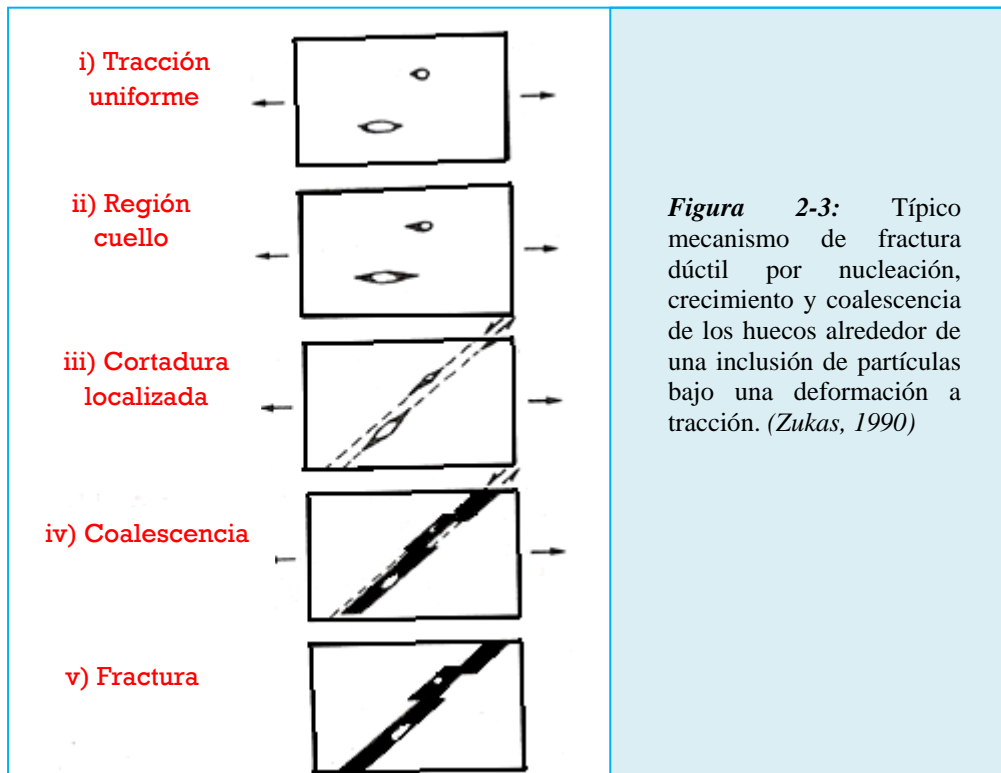
**Figura 2-2:** Bandas adiabáticas de cortadura asociadas a la deformación y fractura tanto del penetrador como del blanco. (Zukas, 1990)

#### 2.1.1.1. Criterios de fractura

Bajo cargas cuasi estáticas la relación tensión-deformación alrededor de una grieta es fácil de definir, pero bajo condiciones dinámicas el límite de tensión –deformación varía rápidamente según la posición y el tiempo, lo que lo hace más complejo.

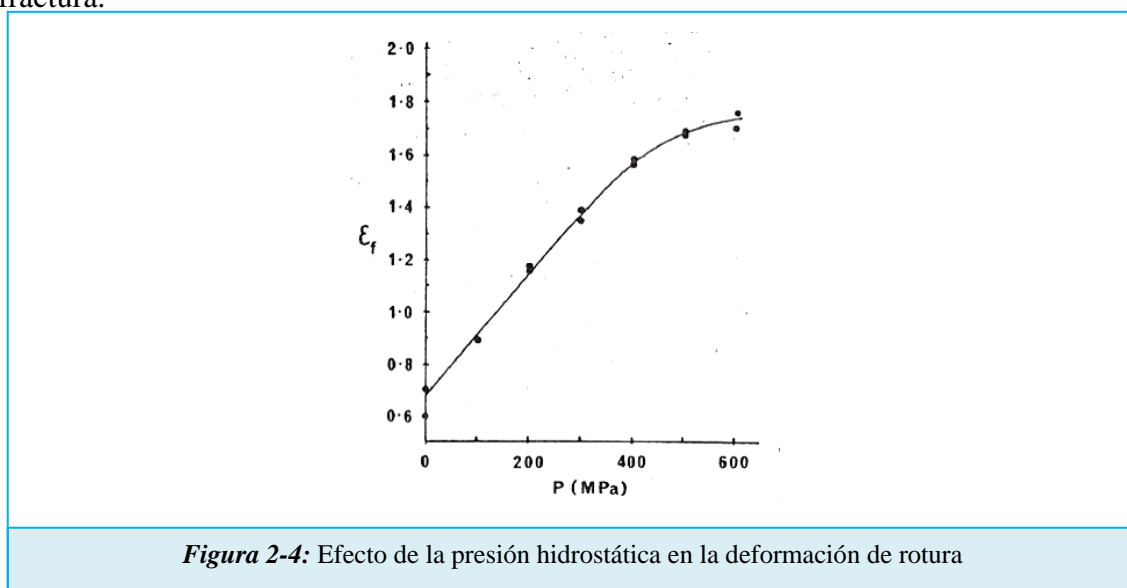
##### ***Fractura dúctil***

Para fracturas de deformación dúctil, la propagación de la grieta se inicia con el crecimiento lento de huecos, que bajo condiciones de carga a cortadura y tensiones hidrostáticas produce que estos huecos se vayan uniendo, provocando la coalescencia y finalmente la rotura (ver *Figura 2-3*).



**Figura 2-3:** Típico mecanismo de fractura dúctil por nucleación, crecimiento y coalescencia de los huecos alrededor de una inclusión de partículas bajo una deformación a tracción. (Zukas, 1990)

La influencia de la presión hidrostática en la fractura de astillamiento, en la cual se localizan las tensiones hidrostáticas, puede causar la fractura mediante mecanismos dúctiles de crecimiento de huecos. Las deformaciones globales pueden ser despreciables, pero las deformaciones locales pueden ser muy altas, de modo que la deformación verdadera del material sea enmascarada por el estado de tensión. En la *Figura 2-4* se ve el efecto de la presión hidrostática en el aumento de la deformación de fractura.



**Figura 2-4:** Efecto de la presión hidrostática en la deformación de rotura

Se asume que el comportamiento frente al daño en términos de tensión-deformación se representa mediante las ecuaciones constitutivas de un material virgen sin ningún daño. De esta manera, la relación tensión-deformación tiene la siguiente forma

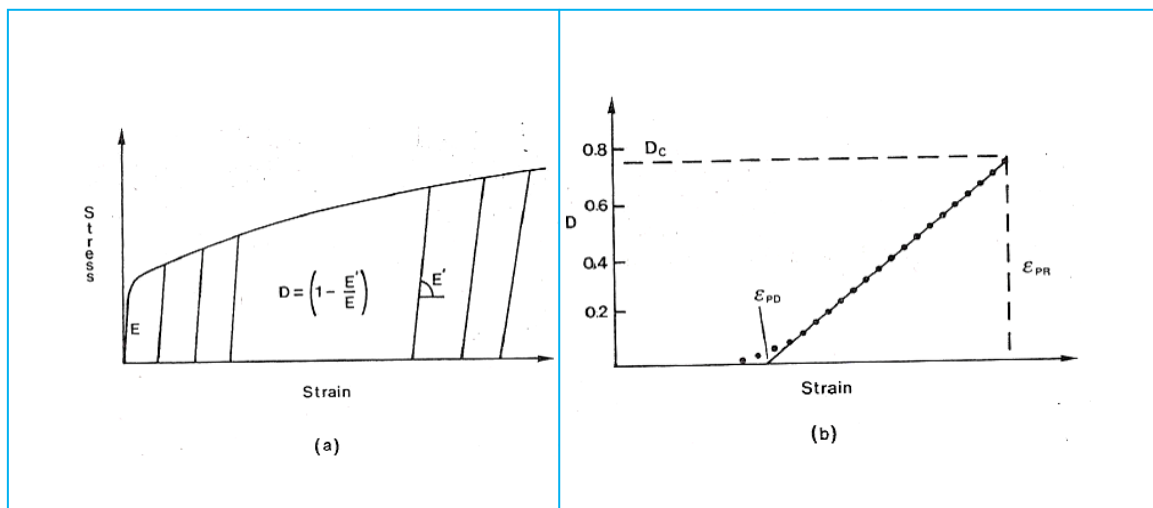
$$\varepsilon_e = \frac{\tilde{\sigma}}{E} = \frac{\sigma}{(1-D)E} = \frac{\sigma}{E'} \quad (\text{Ecuación 2. 1})$$

Donde  $D$  es *densidad eficaz de superficies de grietas* y viene definida por

$$D = \frac{S-\tilde{S}}{S} \quad (\text{Ecuación 2. 2})$$

Siendo  $S$  es el *área de sección* y  $\tilde{S}$  es el *área resistente que tiene en cuenta las intersecciones de microgrietas y cavidades*.

Claramente el modulo de Young efectivo,  $E'$ , en el daño del material puede ser usado como una medida de daño, la variación de  $E'$  con la deformación se muestra esquemáticamente en la *Figura 2-5a*.



**Figura 2-5:** (a) Curva tensión-deformación que muestra la variación del modulo de Young con la deformación determinada por experimentos de descarga. (b) Daño  $D$  como función de la deformación que muestra valores de deformación para el daño inicial y al fallar,  $\varepsilon_D$  y  $\varepsilon_R$ , respectivamente, y el valor de daño al fallo  $D_C$ . (Zukas, 1990)

La tasa de energía de deformación liberada puede ser calculada en términos energía de deformación distorsional y de energía de deformación hidrostática. Si la iniciación de la grieta está relacionada con un valor crítico de la tasa de energía de deformación

liberada, entonces es posible establecer correspondencia uno-a-uno con los mecanismos de fractura. Asumiendo que la evolución de la tasa de daño  $\dot{D}$  es proporcional a la tasa de energía de deformación liberada y de la velocidad de deformación plástica  $\dot{p}$ , entonces

$$\dot{D} = \frac{D_c}{\varepsilon_r - \varepsilon_D} \left[ \frac{2}{3}(1 - \nu) + 3(1 - 2\nu) \left( \frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} \right)^2 \right] p^{2n} \dot{p} \quad (\text{Ecuación 2. 3})$$

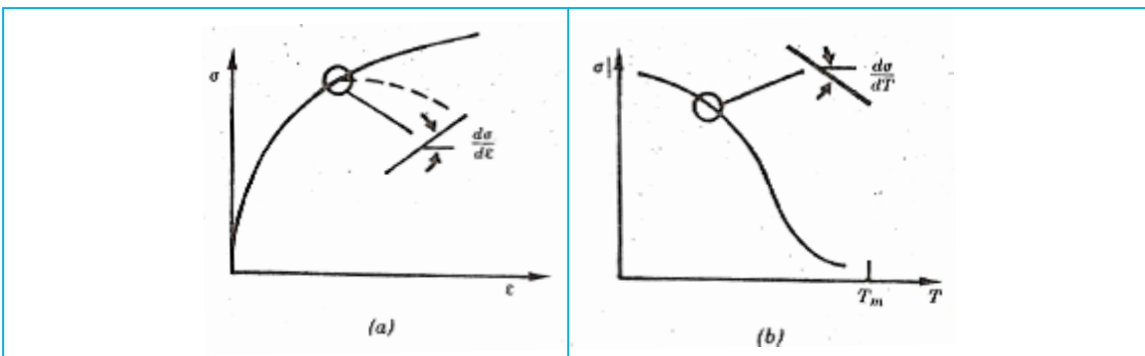
Donde  $D_c$  es el valor intrínseco del daño al fallo,  $\varepsilon_D$  y  $\varepsilon_r$  son los valores de deformación uniaxial al umbral de iniciación del daño y al fallo, respectivamente,  $\nu$  es el coeficiente de Poisson,  $\sigma_{eq}$  es la tensión efectiva,  $\sigma_H$  es la tensión hidrostática, y  $n$  es el exponente del endurecimiento en la relación tensión-deformación que tiene una forma

$$\sigma = \sigma_0 \varepsilon^n \quad (\text{Ecuación 2. 4})$$

La evolución del daño con la deformación plástica para el material de la *Figura 2-5a* se muestra esquemáticamente en la *Figura 2-5b*. La *Ecuación 2.3* puede ser empleada para una historia de deformación hasta que se excede el daño  $D_c$ .

### Cortadura adiabática

La cortadura adiabática es un modo de deformación que es único para altas velocidades de deformación en metales. Generalmente se considera un modo de fallo muy importante en metales y en explosiones como un posible mecanismo de iniciación.



**Figura 2-6:** (a) Curva tensión-deformación isotérmica que muestra el endurecimiento por deformación y pendiente negativa para condiciones adiabáticas (b) Efecto de la temperatura en el flujo de tensión y la tasa de ablandamiento térmico. (Zukas, 1990)

Si se ensaya un material metálico a cortadura se obtiene una curva tensión-deformación, si se realiza bajo condiciones isotérmicas de trabajo de endurecimiento se

observara generalmente lo que muestra la *Figura 2-6*. Se conoce que aproximadamente un 95% del trabajo realizado en la deformación plástica se convierte en calor. Así, si se realiza tal prueba en condiciones donde el flujo de calor se impide (adiabático), se puede esperar que la temperatura de la muestra se eleve y el ablandamiento debido a la temperatura causa una reducción evidente en la tasa de trabajo de endurecimiento. Si el trabajo hecho en la deformación por cortadura es alto (limite elástico alto), la tasa de trabajo de endurecimiento ( $|\partial\sigma/\partial T|_\varepsilon$ ) es también alta (ver *Figura 2-6*), y no sólo habrá una aparente reducción en la tasa de endurecimiento sino que el metal se ablandará. Se puede observar para la *Figura 2-6*, la cual muestra esquemáticamente la curva tensión-deformación y la velocidad de endurecimiento por deformación y la curva de ablandamiento térmico con la tasa de ablandamiento térmico, que la condición para una inestabilidad (pendiente igual a cero) se llega a

$$\frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \left(\frac{\partial\sigma}{\partial\varepsilon}\right)_T + \left(\frac{\partial\sigma}{\partial T}\right)_\varepsilon \frac{dT}{d\varepsilon} = 0 \quad (\text{Ecuación 2. 5})$$

Recordando que el trabajo realizado ( $dW$ ) es el área bajo la curva tensión-deformación

$$dW = \sigma d\varepsilon \quad (\text{Ecuación 2. 6})$$

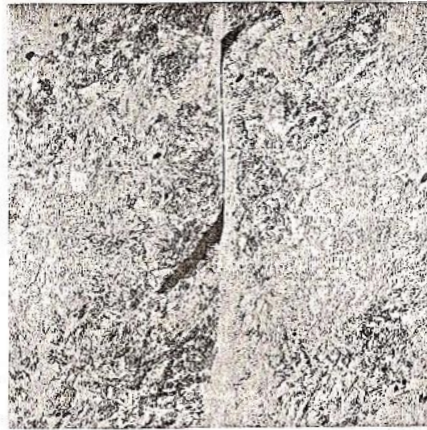
el aumento de temperatura es

$$dT = \frac{dW}{\rho C_p} \quad (\text{Ecuación 2. 7})$$

para una densidad  $\rho$  y un calor específico  $C_p$ . Si se asume que todo el trabajo se convierte en calor, la condición de inestabilidad es

$$\left| \frac{\sigma}{\rho C_p} \cdot \frac{d\sigma}{dT} \right| \geq \left| \frac{d\sigma}{d\varepsilon} \right| \quad (\text{Ecuación 2. 8})$$

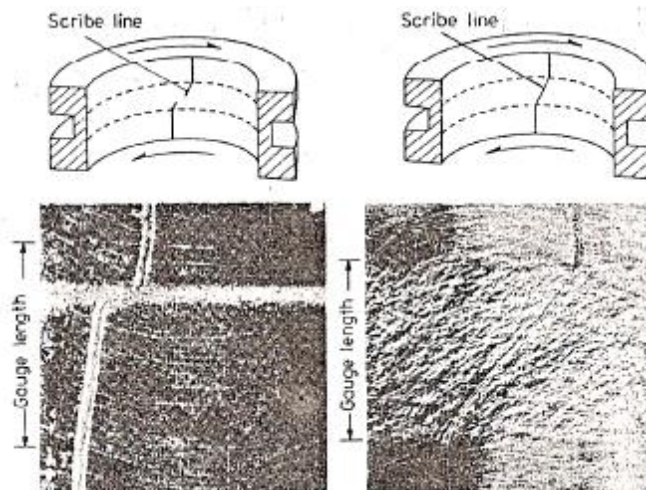
Una caída en la tensión hace que la deformación se concentre y produzca unas bandas delgadas de deformación a cortadura. Las deformaciones en estas bandas son muy altas, como se indica en la inclusión a cortadura en la *Figura 2-7*.



**Figura 2-7:** Micrografía de una banda de cortadura adiabática para un acero de alta resistencia donde se muestra la cortadura de una inclusión. (Zukas, 1990)

En muchas ocasiones es difícil poder observar estas bandas de cortadura y en otras éstas no coinciden con las tensiones computacionales, ya que las relaciones de ablandamiento térmico son aproximadas, hay un pequeño rango de temperaturas (50°C-200°C) en el que se puede observar la etapa de nucleación.

Costin et al (Costin, Crisman, R.H., & Duffy, 1979) demostró una inestabilidad en las pruebas de cortadura dinámica en aceros con laminación en frío con bajas velocidades de endurecimiento por deformación, mientras que la deformación era uniforme en ensayos con aceros de laminación en caliente con altas velocidades de endurecimiento por deformación (ver *Figura 2-8*).



**Figura 2-8:** Localización de una banda de cortadura intensa mediante un test de torsión de un acero dulce por laminación en frío. (Zukas, 1990)

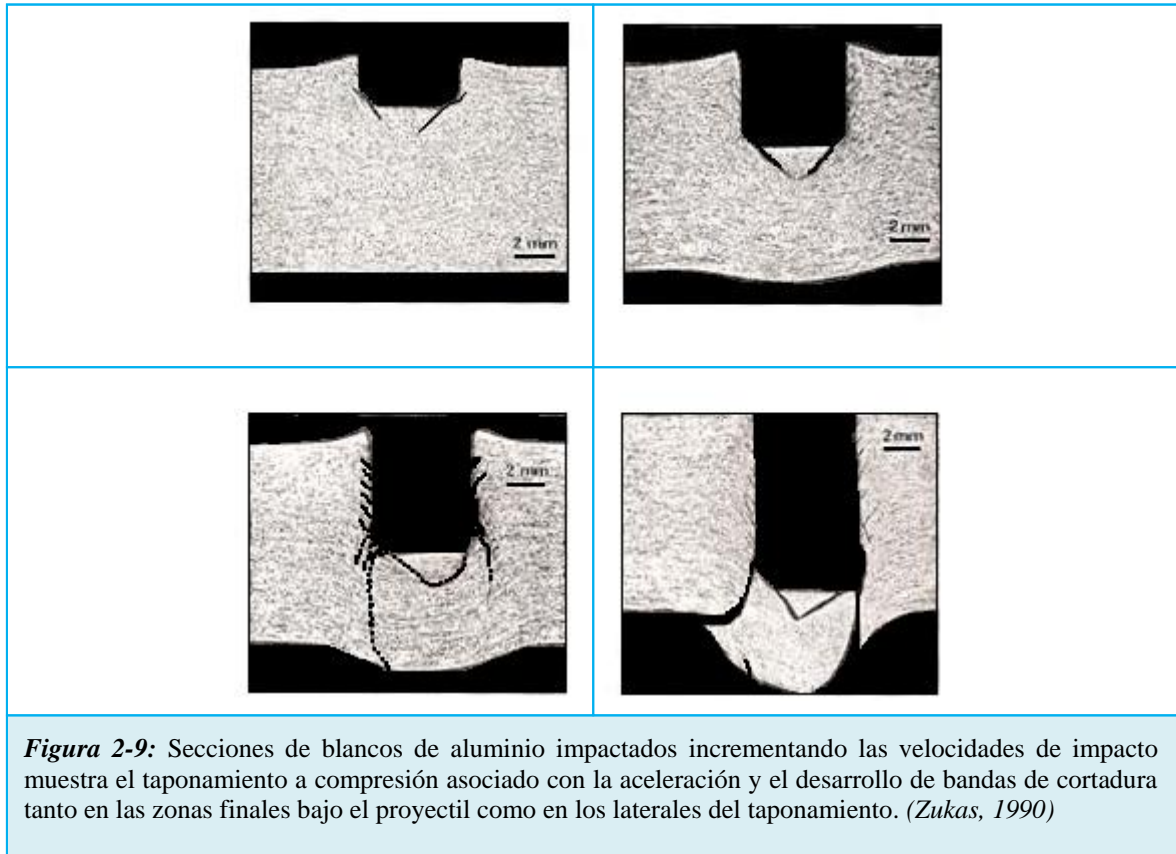


Los experimentos eran una buena consecución de la teoría porque era también posible producir la inestabilidad y la concentración de tensión en una prueba cuasi estática si la muestra fuera calentada en un rango de temperaturas apropiado para simular las condiciones adiabáticas experimentadas a altas velocidades de deformación. Se produjeron subidas de temperaturas del orden de 100 ° C, y las medidas dieron las respuestas de magnitud correctas. Una pequeña dificultad surge con estos experimentos cuando el acero lamido en caliente se trabajaba en frío para reducir su velocidad de endurecimiento, esto todavía no mostraba la formación de bandas de cortadura, incluso cuando se introducía una sección de pequeño diámetro para concentrar la deformación.

El hecho de que una anomalía geométrica no pueda necesariamente inducir una cortadura adiabática hace preguntarse que condiciones debe tener el material o el avance de los defectos para la nucleación de la banda de cortadura. Hubo muchos intentos de identificar sitios aun con poco éxito. Alguna idea en el desarrollo de bandas de cortadura viene de los estudios del taponamiento de los blancos metálicos.

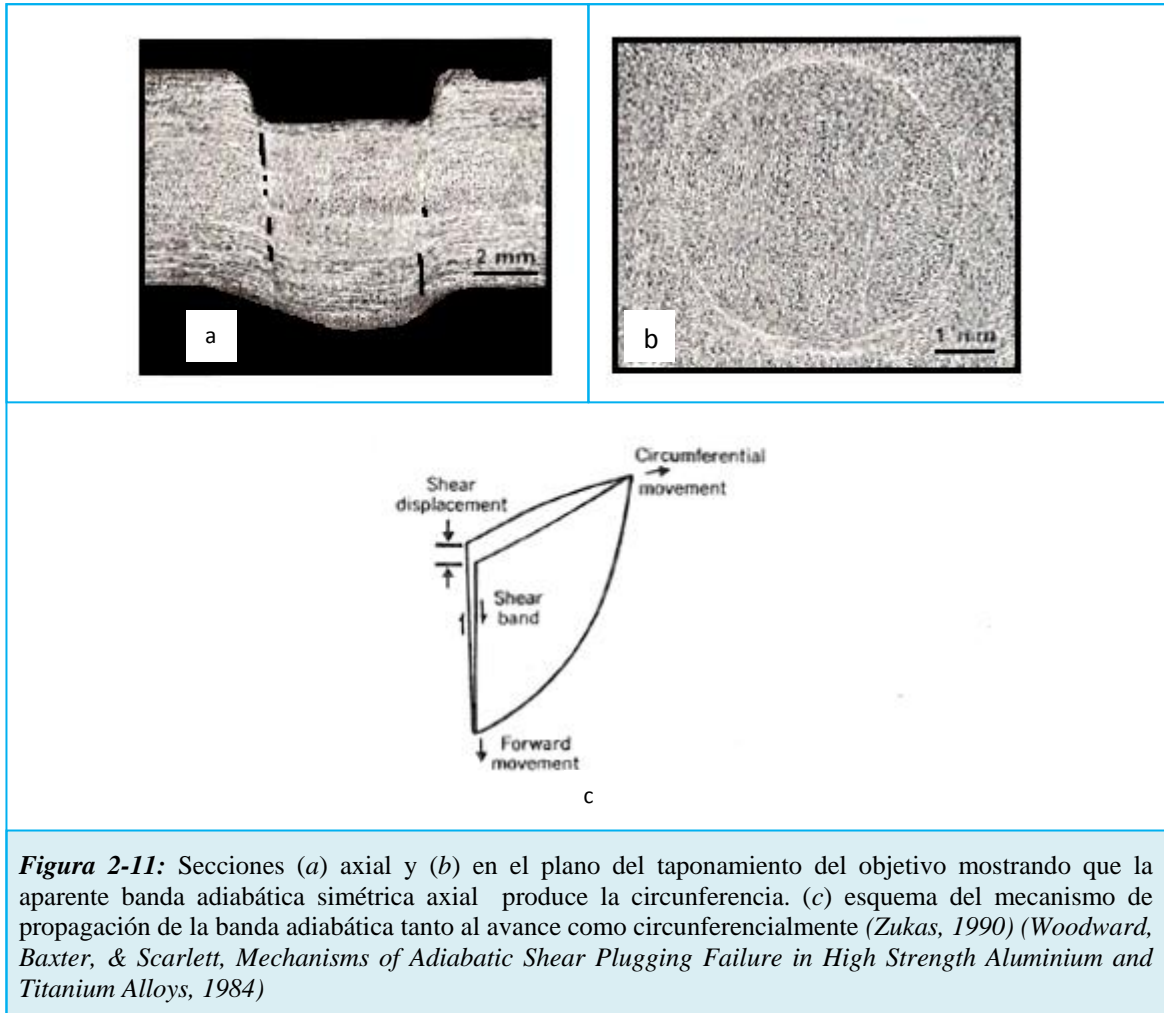
Woodward et al (Woodward, Baxter, & Scarlett, Mechanisms of Adiabatic Shear Plugging Failure in High Strength Aluminium and Titanium Alloys, 1984) realizó la prueba de penetración con proyectiles con punta en aleación de aluminio y blancos de aleación de titanio. El radio de punta y la velocidad de proyectil se fueron variando, y los blancos fueron seccionados para mirar el desarrollo de las bandas de cortadura. Antes de que las bandas de cortadura asociadas con el taponamiento del fallo se desarrollaran, ocurrió una cantidad significativa de compresión de taponamiento, que es debido a la aceleración, (*Figura 2-9*), y este resultado fue independiente del radio de punta. Por lo tanto se concluyó que para el desarrollo de las bandas de cortadura, el factor más importante que se debía tener en cuenta eran unas buenas condiciones de velocidad de cortadura. El radio de punta de proyectil no influyó en la nucleación de las bandas de cortadura; es decir para todo el radio de esquina requirieron la misma cantidad de compresión de taponamiento que cuando antes se observaron las bandas de cortadura asociadas con el taponamiento. En los blancos de aluminio las bandas de cortadura fueron observadas cerca de donde el radio de punta de proyectil formaba 90 ° con el blanco, es decir, en la periferia (*Figura 2-10*).





También se demostró en dicho estudio que las bandas de cortadura se forman en varios sitios alrededor de la periferia del proyectil y no como un anillo completo. Las posiciones de iniciación son dependientes de textura, y las bandas tanto el movimiento de avance como el del reverso del blanco se unen circunferencialmente para completar el anillo en materiales susceptibles. Esto se puede ver en la *Figura 2-11*. El desplazamiento de cortadura avanza de modo que el desplazamiento circunferencial de la banda de cortadura pueda ser visto en el modo de una dislocación de tornillo o una onda de cortadura. Finalmente se mostró que los verdaderos fallos de taponamiento por

cortadura adiabática en blancos pueden ser clasificados de modo que donde las bandas de cortadura, que rodean el taponamiento después la iniciación de la cortadura, se puedan desarrollar una deformación asimétrica, conduciendo al desgarro del taponamiento por un proceso de fractura dúctil. (Woodward R. , The Interrelation of Failure Modes observed in the Penetration of Metallic Targets, 1984)



**Figura 2-11:** Secciones (a) axial y (b) en el plano del taponamiento del objetivo mostrando que la aparente banda adiabática simétrica axial produce la circunferencia. (c) esquema del mecanismo de propagación de la banda adiabática tanto al avance como circunferencialmente (Zukas, 1990) (Woodward, Baxter, & Scarlett, *Mechanisms of Adiabatic Shear Plugging Failure in High Strength Aluminium and Titanium Alloys*, 1984)

Resumiendo, la cortadura adiabática es importante porque es un mecanismo de fallo del objetivo mediante taponamiento y, en particular, con aceros hay una gama de resistencias en la cual se obtiene un funcionamiento más pobre, y esto comúnmente es atribuido al inicio del taponamiento de cortadura adiabático.

### ***Mecanismos de fallo en el blanco***

Muchos problemas de impacto son extremadamente complejos y requieren de soluciones numéricas. Sin embargo, si se atiende a impactos normales y geometrías del

proyectoril y blanco ideales, se pueden encontrar soluciones analíticas que se aproximen. También es posible en algunos casos adaptar una solución desde un problema relacionado más simple. Desde soluciones simples frecuentemente es posible apreciar las diferencias entre modelos de fallos observados y cómo influye la estructura del material y las propiedades térmicas y mecánicas al fallo.

Podemos diferenciar varios tipos de mecanismos de fallo:

- *Mecanismos de fallo dúctil*

Taylor (Taylor, 1948) y Hill (Hill, 1949) proporcionaron una solución para la expansión radial de un agujero desde un diámetro cero hasta un diámetro  $d$  siendo  $h$  espesor de la placa. Así el trabajo realizado es aproximadamente

$$W = \frac{1}{2} d^2 \sigma_0 h \quad (\text{Ecuación 2. 9})$$

donde  $\sigma_0$  es el límite de tensión o tensión última. La geometría de la expansión del agujero es muy similar, para penetraciones de placas de metal dúctil, a la de la *Figura 2-12*.



**Figura 2-12:** Perforación de una placa de acero dulce por un proyectil puntiagudo (Woodward R. , *The Penetration of Metal Targets by Conical Projectiles*, 1978) (Zukas, 1990)

Si ahora se examina un problema relacionado, el de la penetración de una placa fina donde el blanco está abombado en el principio del proyectil. Taylor (Taylor, 1948) y Thomson (Thomson, 1955) propusieron la siguiente aproximación del trabajo realizado para la flexión de la placa puede ser calculado considerando que la flexión de la placa a

90° con diámetro  $d$ , análoga a una simple viga rígida plástica con ancho  $\pi d$  y espesor  $h$ . Así el trabajo realizado es

$$W = \frac{\pi}{8} dh\sigma_0(d + \pi h) \quad (\text{Ecuación 2. 10})$$

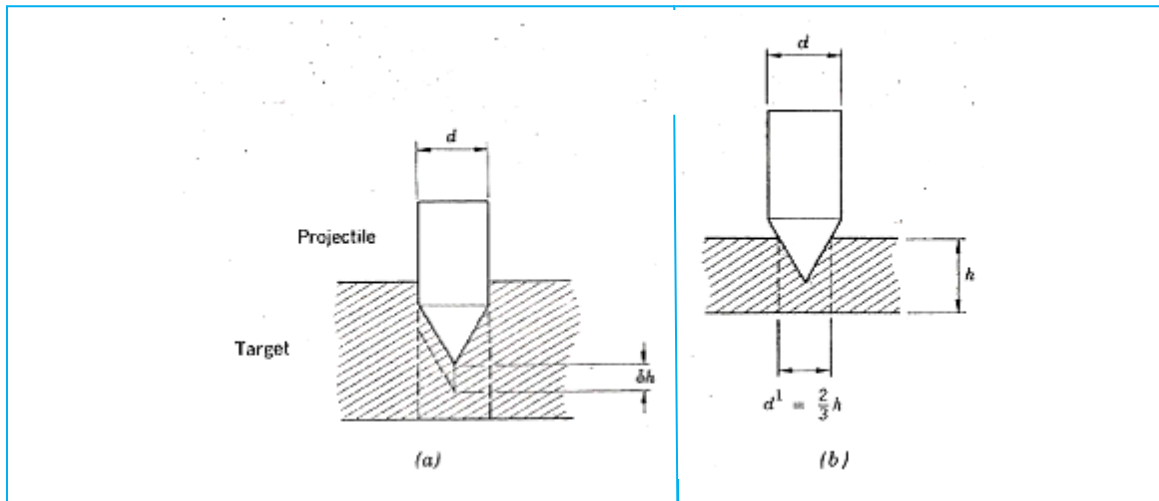
- *Cortadura adiabática*

Con la ayuda de la *Figura 2-13*, se puede calcular el trabajo realizado en la perforación en un incremento del espesor  $\delta h$

$$\delta W = \frac{\pi}{2} d^2 \sigma_0 t \delta h \quad (\text{Ecuación 2. 11})$$

En el caso del incremento de trabajo realizado en cortadura siendo la tensión de cortadura  $\sigma_0/\sqrt{3}$ , un área  $\pi t d$ , una distancia de recorrido se llega a

$$\delta W = \frac{\pi}{\sqrt{3}} d \sigma_0 t \delta h \quad (\text{Ecuación 2. 12})$$



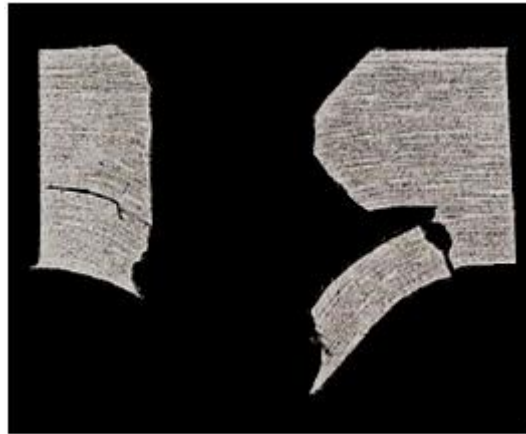
**Figura 2-13:** Esquema de un proyectil de diámetro  $d$  penetrando en un objetivo mediante mecanismo de formación de agujero dúctil (Woodward R. , *The penetration of Metal Targets Which Fail by Adiabatic Shear Plugging*, 1978); (a) proyectil de diámetro menor que el espesor de la placa. (b) proyectil de diámetro mayor que el espesor de la placa. (Zukas, 1990)

La teoría de la cortadura adiabática postula que bajo altas velocidades de deformación, el calor de conducción es despreciable, el calor generado por deformación plástica puede causar que el ablandamiento térmico exceda al endurecimiento por

deformación. Bajo tales circunstancias de deformación se concentrará en el estrecho de las bandas de cortadura donde se hacen muy suaves.

- *Cortadura adiabática*

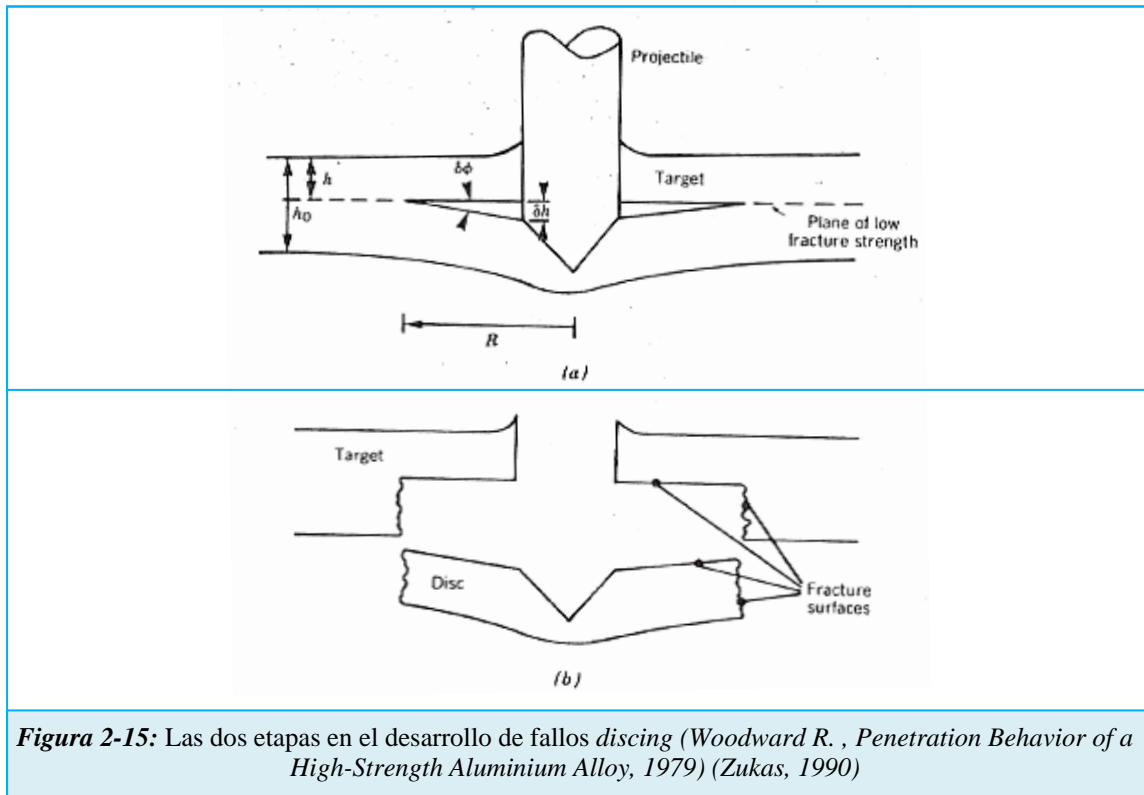
La expulsión de la parte trasera de un objetivo puede ser resultado de las interacciones de ondas de choques que dan lugar a una fractura plana conocida como *spalling* (astillamiento). Las fracturas del plano también se observan después de la penetración del proyectil (*Figura 2-14*); sin embargo, no hay una evidencia del daño inducido por el choque.



**Figura 2-14:** Fallo de un blanco de acero de alta resistencia mediante la expulsión de disco de material para la fractura paralela al plano de la placa (Woodward & Baldwin, *Oblique Perforation of Steel Targets by 30 Cal. AP M2 Projectiles*, 1979) (Zukas, 1990)

Hohler et al. (Hohler, Kuscher, Stillp, Schneider, & Tham, 1983) mostraron que en la fractura destaca la característica de cortadura donde *discing* (forma de disco) está implicado y la fractura a tracción donde ocurre el *spalling* (astillamiento). Ellos también presentaron datos mostrando diferentes perfiles de velocidad-tiempo de objetivos de armadura de laminación homogénea en los casos donde *discing* y *spalling* aparecen. Claramente los mecanismos son diferentes. En el caso del *spalling* hay un rápido incremento en la velocidad de la superficie trasera, característica de una reflexión de onda de choque. El *spalling* ocurre si el valor de los pulsos de tracción reflejada excede la tensión de rotura por *spall* del material.

Es posible tratar el fallo por *discing* mediante una aproximación similar al del *adiabatic shear plugging* (taponamiento por cortadura adiabático) presentado anteriormente, y se puede mostrar como un proceso de dos etapas (*Figura 2-15*)

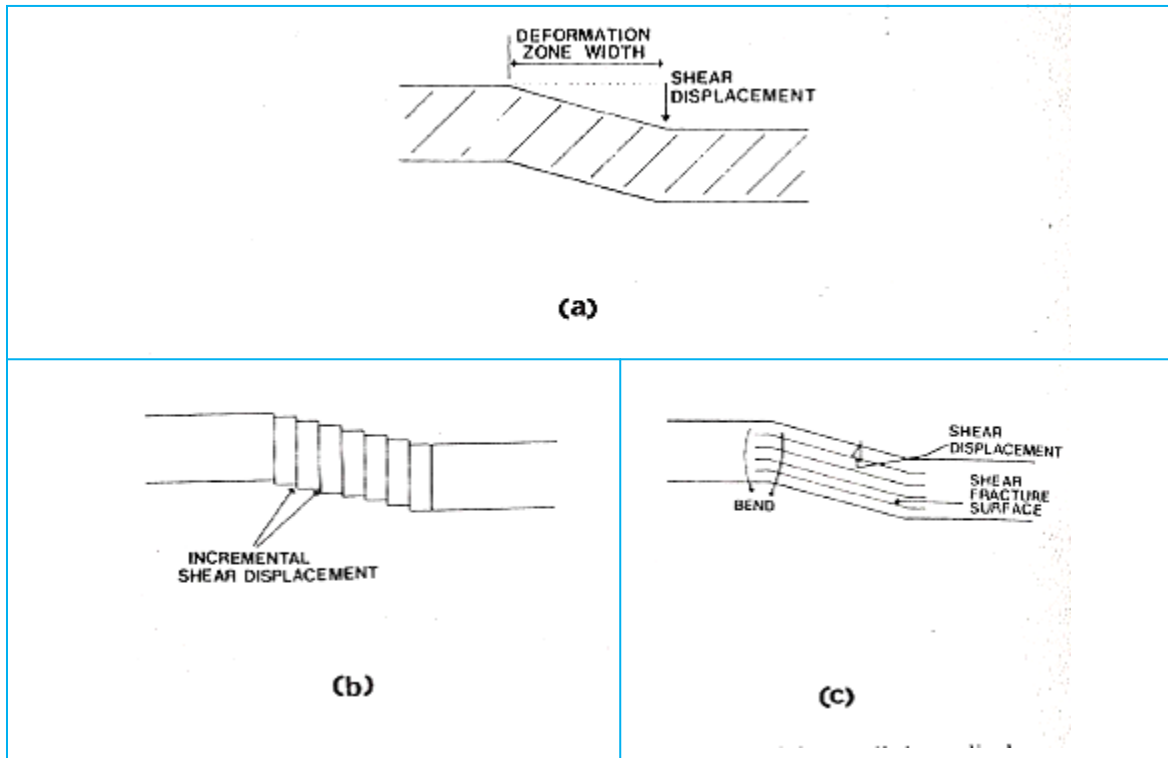


Si se considera un proyectil atravesando un blanco, y otra vez se estudia cuál es el incremento de trabajo requerido para seguir perforando a través de la formación del agujero dúctil (*Ecuación 2.9*) comparado con el incremento de trabajo a flexión de la parte trasera de la placa realizado por el mecanismo y fallo *dishing*. Ha mostrado Woodward (Woodward R. , *Penetration Behavior of a High-Strength Aluminium Alloy*, 1979), que si hay un plano de debilidad tal que el trabajo de fractura es despreciable, entonces es energéticamente favorable penetrar a un disco de grosor aproximadamente un diámetro de proyectil.

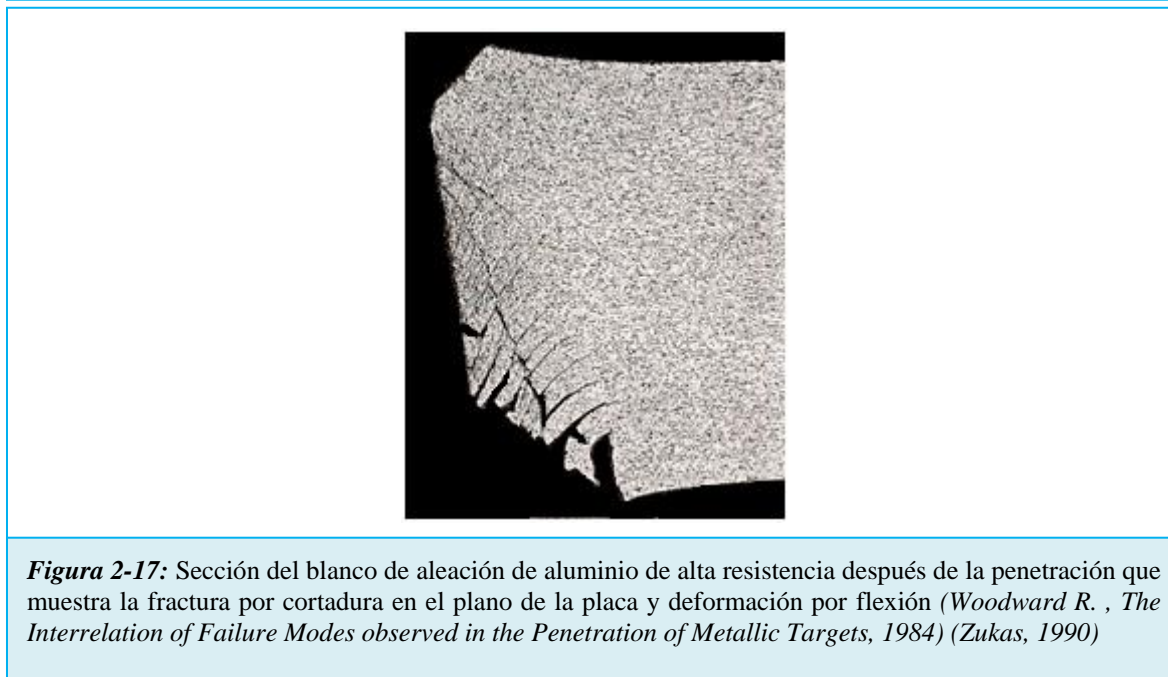
El mecanismo para la formación de las grietas asociadas con el fallo *discing* implica considerar en el mecanismo de cortadura un taponamiento en la parte trasera del blanco (*Figura 2-16a*). Un método para alcanzar el desplazamiento es por un incremento de la cortadura (*Figura 2-16b*) que reduce a una sola zona estrecha el caso particular de cortadura adiabática. Un mecanismo alternativo es flexionar la placa (*Figura 2-16c*) que es sólo posible compensando desplazamientos de cortadura que



ocurren en el plano de la placa. Estudios en la sección de perforación de estas placas muestran que *discing* a menudo ocurre sobre muchos planos, y estos altos aumentos en pueden ser asociados con una cortadura intensa (Figura 2-17).



**Figura 2-16:** Mecanismos de cortadura: (a) desplazamiento total de cortadura; (b) desplazamientos incrementales de cortadura; (c) deformación por dobladura con compensación a cortadura en el plano de la placa (Woodward R. , *The Interrelation of Failure Modes observed in the Penetration of Metallic Targets*, 1984) (Zukas, 1990)



**Figura 2-17:** Sección del blanco de aleación de aluminio de alta resistencia después de la penetración que muestra la fractura por cortadura en el plano de la placa y deformación por flexión (Woodward R. , *The Interrelation of Failure Modes observed in the Penetration of Metallic Targets*, 1984) (Zukas, 1990)

Un modelo simple (Woodward R. , Penetration Behavior of a High-Strength Aluminium Alloy, 1979) (Woodward R. , The Interrelation of Failure Modes observed in the Penetration of Metallic Targets, 1984) de *discing* es la Ecuación 2.13

$$\delta W = \frac{\pi}{2} \sigma_0 t^2 \delta h + W_F \quad (\text{Ecuación 2.13})$$

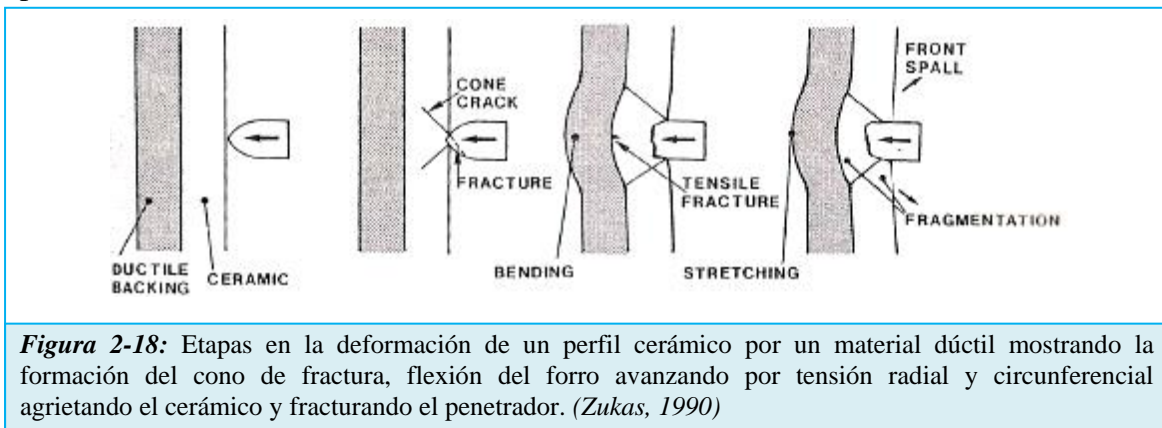
donde  $\delta h$  es el incremento de perforación;  $t$  es el espesor de la placa;  $\sigma_0$  es la resistencia del material y  $W_F$  es el trabajo realizado en la fractura. Para  $n$  planos de *discing* la ecuación anterior se convierte en

$$\delta W = \frac{\pi}{2} \sigma_0 \frac{t^2}{n} \delta h + n W_F \quad (\text{Ecuación 2.14})$$

Lo que indica es que el *discing* es favorable para  $n (>1)$  planos si la energía de fractura  $W_F$  es pequeña.

- *Materiales frágiles*

La Figura 2-18 esquematiza las etapas en la deformación de un perfil cerámico y placa dúctil metálica.





## 2.2. TEORÍA DE LA VISCOPLASTICIDAD

### 2.2.1. Introducción

En este apartado se pretende dar una visión básica sobre la plasticidad con el fin de tener una mejor perspectiva a las teorías planteadas.

Los materiales al ser sometido a una elevada carga dinámica se producen sollicitaciones que hacen que se comporte en régimen plástico.

Haciendo una breve descripción de la evolución histórica de la teoría de la plasticidad, ésta parte de 1864 cuando Tresca publica su criterio de plastificación. Este criterio está basado en sus resultados experimentales de punzonado y extrusión. A partir de entonces y a lo largo de 130 años, numerosos investigadores con sus trabajos han evolucionado la teoría de la plasticidad hasta ahora. Cabe destacar a Saint-Venant, Levy, Von Mises, Hecky, Prandtl y Taylor.

La teoría de la plasticidad se puede agrupar a grosso modo en dos categorías:

- *Teorías matemáticas:* Representan las observaciones experimentales mediante expresiones matemáticas.
- *Teorías físicas:* Explican la deformación plástica a nivel microscópico y explican por qué y cómo se produce la plastificación. De esta manera, tienen en cuenta el movimiento de los átomos y la deformación de los cristales y granos.

### 2.2.2. Teoría de las dislocaciones

Desde un punto de vista atómico, la deformación plástica corresponde a la rotura de enlaces entre los átomos vecinos más próximos y a la reformación de éstos con nuevos vecinos, ya que un gran número de átomos o moléculas se mueven respecto a otros; al eliminar la tensión no vuelven a sus posiciones originales. El mecanismo de

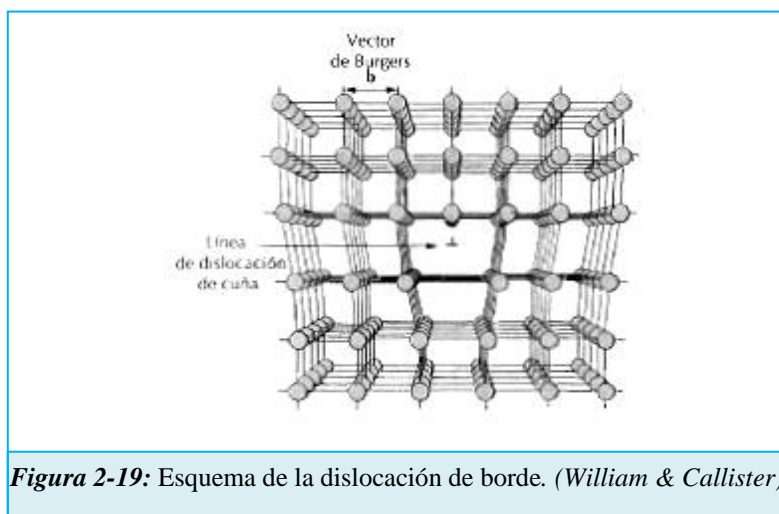
deformación es diferente para materiales cristalinos y amorfos. En los materiales cristalinos, como es el caso de los aluminios, la deformación tiene lugar mediante un proceso denominado *deslizamiento*, en el cual está involucrado el movimiento de dislocaciones y será discutido posteriormente.

### 2.2.2.1. Conceptos básicos

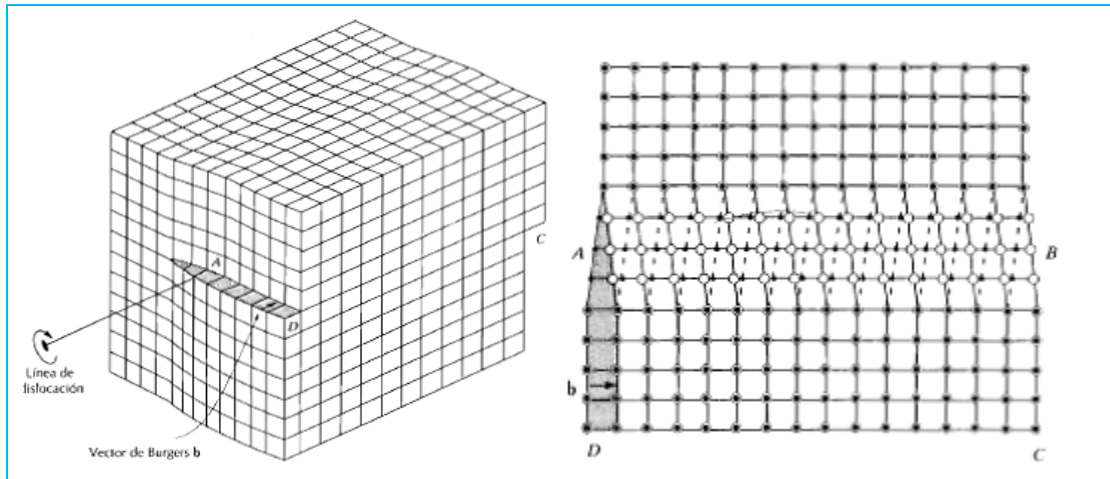
La deformación plástica corresponde al movimiento de un gran número de dislocaciones.

El proceso mediante el cual se produce la deformación plástica por el movimiento de dislocaciones se denomina *deslizamiento*; el plano a lo largo del cual se mueve la dislocación. (William & Callister)

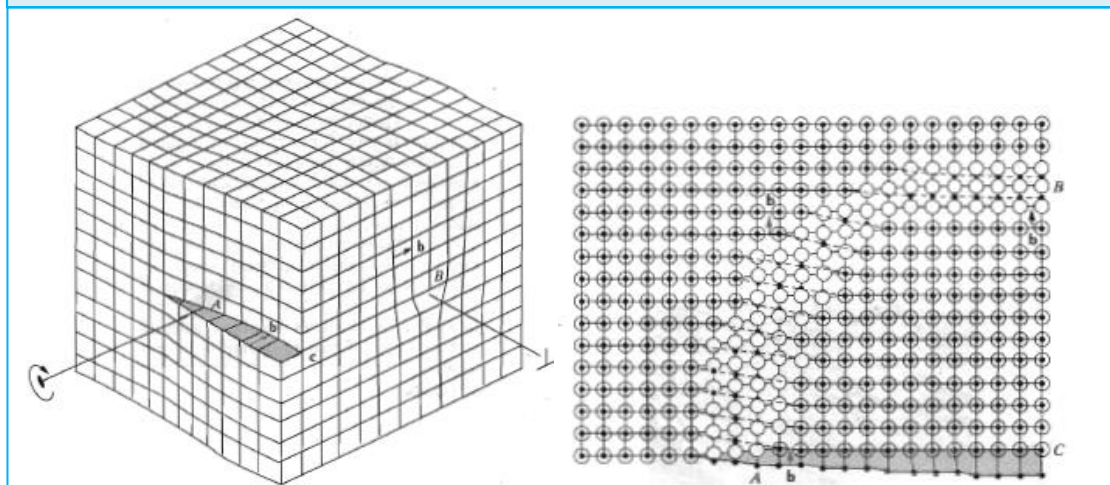
Los dos tipos básicos de dislocaciones son la *dislocación de borde* y la *dislocación helicoidal*. En una dislocación de borde, existen distorsiones localizadas de la red alrededor del borde de un semiplano adicional de átomos, el cual también define la dislocación (*Figura 2.19*). Una dislocación helicoidal puede ser visualizada como el resultado de una distorsión de cizalladura; la línea de la dislocación pasa a través del centro de una espiral, formada por rampas de planos atómicos (*Figura 2.20*). Muchas dislocaciones en los materiales cristalinos tienen tanto componentes helicoidales como de borde; entonces se denominan *dislocaciones mixtas* (*Figura 2.21*).



**Figura 2-19:** Esquema de la dislocación de borde. (William & Callister)



**Figura 2-20:** Esquema de la dislocación helicoidal. (William & Callister)



**Figura 2-21:** Esquema de la dislocación mixta. (William & Callister)  
El punto A es dislocación de borde, mientras que el punto B es helicoidal

### 2.2.2.2. Características de las dislocaciones

Varias características de las dislocaciones son importantes con respecto a las propiedades mecánicas de los materiales. Estas incluyen los campos de tensiones que existen alrededor de las dislocaciones, los cuales determinan la movilidad de éstas, así como su capacidad para multiplicarse.

Cuando los metales son deformados plásticamente, una fracción de la energía de deformación (aproximadamente el 5%) es retenida internamente; el resto es disipado en forma de calor. La mayor proporción de esta energía almacenada lo es en forma de energía de deformación asociada con dislocaciones. Durante la deformación plástica, el número de dislocaciones aumenta drásticamente. Se sabe que la densidad de

dislocaciones en un metal que haya sido muy deformado puede ser tan alta como aproximadamente  $10^{10} \text{ mm}^{-2}$ . Los límites de grano, así como los defectos internos e irregularidades superficiales tales como ralladuras y muescas, actúan como concentradores de tensiones, facilitando así la formación de dislocaciones durante la deformación. (William & Callister)

### 2.2.2.3. Ley de Schmid

El sistema de deslizamiento ( $\mathbf{s}$ ,  $\mathbf{n}$ ) se activa si la tensión de escisión resuelta del primer sistema de deslizamiento  $p$  alcanza un valor crítico  $\tau_c^p$ . Llamando  $\phi$  el ángulo entre la dirección de la fuerza de tracción aplicada  $\mathbf{T}$  y normal  $\mathbf{n}$  al plan de deslizamiento, y  $\lambda$  el ángulo entre la dirección de la fuerza de tracción aplicada y la dirección de deslizamiento  $s$  en este plano, la componente  $\mathbf{T}'$  de  $\mathbf{T}$  sobre la dirección de deslizamiento  $s$  es tal que  $T' = T \cdot \cos \lambda$

Además este componente de fuerza se aplica sobre una superficie  $S' = \frac{S}{\cos \phi}$

La escisión resuelta de este sistema de deslizamiento  $\tau_c^p = \frac{F'}{S'}$  pues vale con las relaciones anteriores:

$$\tau^p = \sigma \cdot \cos \lambda \cdot \cos \phi = \sigma \cdot m_s \quad (\text{Ecuación 2.15})$$

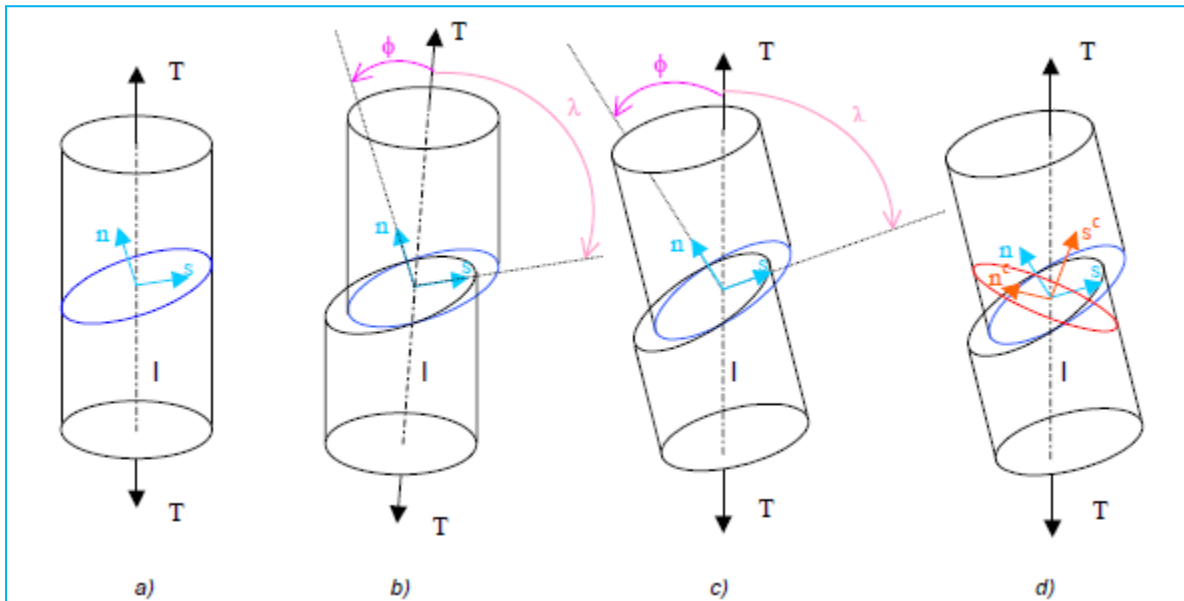
$m_s$  se llaman el *factor de Schmid* y la escisión crítica  $\tau_c$  por consiguiente es dado por:

$$\tau_c^p = \sigma_t \cdot m_s \quad (\text{Ecuación 2.16})$$

con  $\sigma_t$  el límite elástico en tracción. (Baberian, 2007).

Es la *ley de Schmid y Boas*. El deslizamiento cristalográfico modifica la orientación del cristal. Este fenómeno causa una rotación cristalina: el ángulo  $\phi$  aumenta para

traerse la dirección de deslizamiento  $s$  colineal al eje de tracción  $T$ . (si el esfuerzo aplicado era una compresión,  $\phi$  disminuiría para conducir el normal al plano de deslizamiento colineal a  $T$ ). Esta rotación se efectúa hasta que un segundo sistema de deslizamiento se vuelva activo. Comenzará entonces una nueva transformación, luego eventualmente un tercero sistema se volverá activo y una tercera transformación se seguirá.



**Figura 2-22:** Diagramas esquemáticos de un cristal sufriendo el deslizamiento simple bajo la tensión  $T$  a lo largo de la fibra  $I$ . a)  $I$  y  $AB$  están obligados a quedarse verticales, lo que causa una rotación rígida de la malla (b y c) d) la orientación relativa del segundo sistema de deslizamiento (Baberian, 2007)

## 2.3. ECUACIONES CONSTITUTIVAS

La ecuación constitutiva es una formulación físico-matemática que describe el comportamiento termomecánico de un material bajo diferentes condiciones de carga. De esta manera, permite obtener la tensión  $\sigma$  en función de la deformación  $\varepsilon$ , la velocidad de deformación  $\dot{\varepsilon}$ , la temperatura  $\theta$ , el daño  $D$  u otras variables internas:

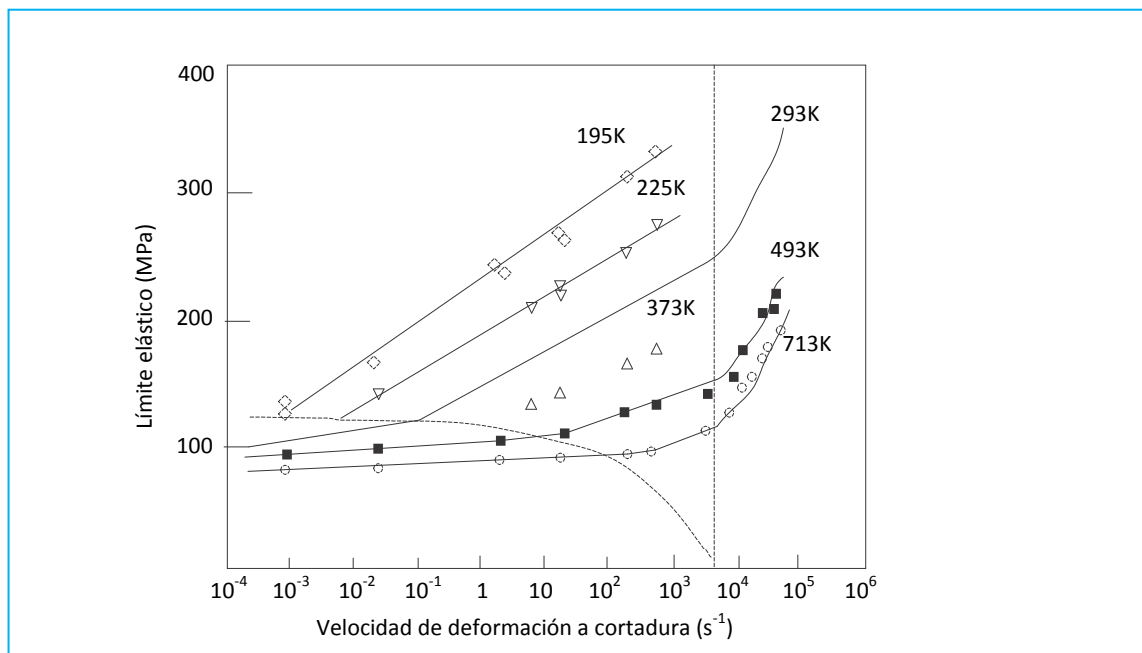
$$\sigma = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \theta, D, \dots) \quad (\text{Ecuación 2. 17})$$

Las ecuaciones constitutivas serán más o menos complejas dependiendo de las hipótesis que se hagan uso, del tipo del material y de condiciones de cargas que apliquen. Se empleara una ecuación constitutiva elástica o elastoplástica con endurecimiento por deformación para describir problemas sencillos como materiales metálicos sometidos a pequeñas cargas estáticas a temperatura ambiente. Más complicado es por ejemplo someter a un material bajo fuertes cargas termomecánicas en régimen dinámico, por lo que se emplearían modelos muchos más complejos que el anteriormente citado.

Las ecuaciones constitutivas se pueden clasificar, según la forma de obtenerlas, en dos grandes grupos:

- *Ecuaciones constitutivas fenomenológicas*: se obtienen mediante el ajuste de datos experimentales mediante ecuaciones, como se puede observar en la *Figura 2-23*. La ecuación constitutiva se considera correcta si ésta puede unificar todos los datos experimentales en una sola curva. Estos modelos son de amplia difusión ya que los parámetros de ajuste son relativamente fáciles de obtener y no requieren de un conocimiento exhaustivo del comportamiento microestructural del material al ser sometido a acciones mecánicas.
- *Ecuaciones constitutivas basadas en modelos físicos*: Como ya se comentó la microestructura de los materiales influye en su comportamiento. La nucleación y coalescencia de cavidades en materiales dúctiles o la evolución de

fisuras en materiales frágiles a partir de defectos iniciales en el material son ejemplos de esta influencia. Por tanto, los parámetros que aparecen en estas ecuaciones tienen relación con el comportamiento físico del material a nivel de la microestructura. Estos modelos están actualmente en pleno desarrollo y obtienen resultados más precisos que los modelos empíricos (Meyers, 1994) pero muchas veces resulta difícil encontrar los valores de sus parámetros o estos no existen en la literatura.



**Figura 2-23:** Límite elástico de un acero templado en función de la deformación y de la temperatura. Valores experimentales y funciones de ajuste (Meyers, 1994).

Desde hace ya un par de décadas, los numerosos estudios relacionados con el comportamiento de los metales ha permitido tener un amplio conocimiento de la respuesta de estos bajo distintas sollicitaciones, pudiéndose así representar de una manera fidedigna el comportamiento de los metales ante ensayos balísticos.

A continuación se presentan algunos de los modelos más empleados en la literatura y el que fue utilizado en este proyecto fin de carrera para poder simular numéricamente de la manera más exacta los ensayos balísticos y poder de esta manera corroborarlos con los datos obtenidos mediante el código de elementos finitos ABAQUS/Explicit.

### **2.3.1. Modelo de Steinberg – Guinan (Steinberg, Cochran, & Guinan, 1980)**

---

En este modelo constitutivo los autores asumen que el límite de fluencia aumenta con la velocidad de deformación hasta un límite. En procesos que implican muy alta velocidad de deformación plástica (del orden de los  $10^5 \text{ s}^{-1}$ ), se observa que la velocidad de deformación deja de tener influencia (Dynamics, 1997).

Esto se puede observar en ensayos de impacto de placas donde, a pesar de variar la velocidad de deformación, los materiales presentan comportamientos muy semejantes. En este modelo también se postula una variación del módulo cortante: aumenta con la presión y disminuye con la temperatura. Además se tiene en cuenta el efecto Bauschinger en el modelo.

Hasta el día de hoy, se han obtenido expresiones para 14 metales y se ha demostrado que el modelo proporciona unos resultados muy aceptables para simulaciones de experimentos de alta velocidad de deformación. Son necesarias dos ecuaciones para modelizar el comportamiento de estos materiales; una para el módulo cortante y otra para la tensión de fluencia. Este modelo, si bien da buenos resultados, es complicado de obtener y actualmente solo se usa en simulaciones cuando se utilizan alguno de los 14 materiales tabulados por Steinberg y Guinan.

### **2.3.2. Modelo de Zerilli – Armstrong (Zerilli & Armstrong, 1987)**

---

Como ya se ha indicado, a pesar de que el modelo de Johnson-Cook original predice el comportamiento de varios materiales, los test de Taylor realizados con cobre OFCH (oxygen free high conductivity), no concuerdan bien. Para solucionar este problema, Zerilli y Armstrong propusieron una versión mejorada del J-C teniendo en cuenta consideraciones teóricas acerca de los mecanismos que rigen el movimiento de las dislocaciones, y distinguiendo entre los metales bcc y fcc (Dynamics, 1997). Además tienen en cuenta la mayor dependencia de la tensión de fluencia con la velocidad de deformación y la temperatura en el caso de los metales bcc comparados con los metales fcc.



El efecto del endurecimiento al aumentar la velocidad de deformación o el ‘reblandecimiento’ al aumentar la temperatura, junto con el tamaño de grano es, también, tenido en cuenta.

Así, Zerilli – Armstrong propusieron en 1987 una relación constitutiva basada en la mecánica de las dislocaciones para el comportamiento dinámico de los materiales. Los efectos de endurecimiento por deformación, velocidad de deformación y ablandamiento térmicos han sido incorporados en una relación constitutiva basada en los análisis de activación térmica.

La expresión explícita de la tensión de Von Mises para materiales con estructura cubica centrada en el cuerpo (BCC) de este modelo es la siguiente:

$$\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p, T) = C_0 + B_0 e^{-(\beta_0 - \beta_1 \ln \dot{\varepsilon})T} + K\varepsilon^n \quad (\text{Ecuación 2. 18})$$

Donde  $\varepsilon$  es la deformación equivalente,  $\dot{\varepsilon}$  es la velocidad de deformación y  $T$  la temperatura absoluta.  $C_0, B_0, \beta_0, \beta_1, K$  y  $n$  son constantes del material.

La expresión explícita para de la tensión de Von Mises para materiales con estructura centrada en las caras (FCC) de este modelo es la siguiente:

$$\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p, T) = C_0 + A\varepsilon^n e^{-(\alpha_0 - \alpha_1 \ln \dot{\varepsilon})T} + K\varepsilon^n \quad (\text{Ecuación 2. 19})$$

Donde  $\varepsilon$  es la deformación equivalente,  $\dot{\varepsilon}$  es la velocidad de deformación y  $T$  la temperatura absoluta.  $C_0, A, \alpha_0, \alpha_1$  y  $n$  son constantes del material.

### 2.3.3. Modelo de Johnson – Cook (Johnson & Cook, 1985)

El modelo de Johnson-Cook es un modelo mecánico de material que fue desarrollado especialmente para materiales metálicos implicados en condiciones de impacto, de ahí que sea ampliamente utilizado en diferentes simulaciones de ensayos de impacto con materiales metálicos.

El modelo mecánico de Johnson-Cook reproduce el comportamiento de los materiales sujetos a grandes deformaciones, altas temperaturas y altas velocidades de deformación.

La formulación de este modelo define la tensión equivalente de Von Mises,  $\bar{\sigma}$ , como tres términos desacoplados donde el primero de ellos define la dependencia del endurecimiento por deformación, el segundo la sensibilidad de la deformación y el tercero la sensibilidad de la temperatura.

La tensión de fluencia o “yield stress” se define como:

$$\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p, T) = [A + B\bar{\varepsilon}_p^n] \left[ 1 + C \ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_p}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right] (1 - T_H^m) \quad (\text{Ecuación 2. 20})$$

Donde  $A$  es el límite elástico a temperatura ambiente en condiciones de baja velocidad de deformación.  $B$  y  $n$  representan el efecto de endurecimiento por deformación.  $C$  es la sensibilidad a la velocidad de deformación y  $m$  define la sensibilidad a la temperatura.  $\varepsilon_p$  es la deformación plástica efectiva,  $\dot{\bar{\varepsilon}}_p$  es la velocidad de deformación,  $\dot{\varepsilon}_0$  es la velocidad de deformación de referencia,  $1s^{-1}$ .  $T_H$  es un coeficiente adimensional de temperatura que se define como:

$$T_H = \frac{T - T_0}{T_m - T_0} \quad (\text{Ecuación 2. 21})$$

donde  $T_m$  es la temperatura de fusión del material y  $T_0$  la temperatura ambiente.

La obtención de las constantes del modelo se realiza ajustando la curva de comportamiento a aquellas curvas que se obtienen al realizar varios ensayos a diferentes temperaturas y velocidades de deformación. Posteriormente, se comprueba el resultado mediante un código de cálculo numérico aplicándolo a ensayos de impacto de Taylor, donde la velocidad de deformación es muy alta.

Se han formulado formas revisadas del modelo de Johnson-Cook para aquellos casos en los que se desea modelizar materiales dúctiles, en los que se produce un efecto de gran endurecimiento para velocidades de deformación muy altas. En este caso, el modelo modificado presenta una ecuación constitutiva de la siguiente forma:

$$\bar{\sigma}(\bar{\epsilon}_p, \dot{\bar{\epsilon}}_p, T) = [C_1 + C_2 \bar{\epsilon}^n] \left[ 1 + C_3 \ln\left(\frac{\bar{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0}\right) + C_4 \left( \frac{1}{C_5 - \ln\left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\epsilon}_0}\right)} - \frac{1}{C_5} \right) \right] (1 - T_H^m)$$

(Ecuación 2. 22)

La sensibilidad frente a la velocidad de deformación en este caso ha sido mejorada mediante la adición del término  $\frac{1}{C_5 - \ln\left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\epsilon}_0}\right)}$ , donde  $C_5$  es el logaritmo neperiano de una velocidad de deformación crítica a partir de la cual el endurecimiento por deformación es más acusado.

## 2.4. CRITERIOS DE FRACTURA

Un elemento importante a tener en cuenta es el definir el criterio de fractura del material, para así reproducir correctamente el colapso del material, por ello, se definirán en los siguientes puntos los modelos de fallos más utilizados en el análisis numérico.

### 2.4.1. Criterio de fallo de Wilkins (Wilkins, Streit, & Reaugh, 1983)

Wilkins et al. propusieron un criterio de fractura dúctil acumulativo como la siguiente expresión:

$$D = \int_0^{\bar{\epsilon}_{pl}} w_1 w_2 d\bar{\epsilon}_{pl} \quad \text{en } R_{cr} \quad (\text{Ecuación 2. 23})$$

Donde  $D$  es el indicador de daño,  $\bar{\epsilon}_{pl}$  es la deformación plástica efectiva,  $w_1$  y  $w_2$  son dos términos relacionados, respectivamente, con la presión y el cociente de las tensiones desviadoras, el valor del volumen crítico  $R_{cr}$  es igual al tamaño de un elemento.

El término  $w_1$  representa como ya se ha dicho el efecto de la presión hidrostática  $p = -\sigma_h$  en el daño acumulativo y viene expresado por:

$$w_1 = \left( \frac{1}{1 + \alpha p} \right)^\gamma \quad (\text{Ecuación 2. 24})$$

Siendo  $\alpha$  y  $\gamma$  constantes del material. Cabe destacar que las unidades de  $\alpha$  son  $Pa^{-1}$ . En contraste con la formulación de Wilkins, el efecto de la presión en la ductilidad del material normalmente se describe en la literatura a través de la triaxialidad, como por ejemplo en el modelo Johnson-Cook o en el modelo Bao –Wierzbicki (Bao & Wierzbicki, 2004), que se explicarán posteriormente.

El término  $w_2$  referido al cociente de tensiones desviadoras se fórmula

$$w_2 = (2 - A)^\beta \quad (\text{Ecuación 2. 25})$$

Donde  $\beta$  es una constante del material y  $A$  es el cociente de tensiones desviadoras  $S$

$$A = \max\left(\frac{S_2}{S_3}, \frac{S_2}{S_1}\right) \quad S_3 \leq S_2 \leq S_1 \quad (\text{Ecuación 2. 26})$$

La fractura se produce cuando el daño  $D$  alcanza un valor crítico  $D_{cr}$ . Este valor es considerado como una característica del material, independientemente de las condiciones de carga, geometría o tamaño de la pieza. Se considera también como criterio de fallo si se cumple las siguientes dos condiciones:

$$p < p_{cr} \quad (\text{Ecuación 2. 27})$$

$$\bar{\epsilon}_{pl} > 0 \quad (\text{Ecuación 2. 28})$$

Donde  $p_{cr}$  es la tensión hidrostática crítica que viene definida como  $p_{cr} = -1/\alpha$ .

### 2.4.2. Criterio de fallo modificado de Cockcroft-Latham (Cockcroft & Latham, 1968)

Cockcroft y Latham propusieron en 1968 que la fractura dúctil está controlada por la integral de la máxima tensión principal  $\sigma_1$  respecto a la deformación plástica efectiva.

$$D_{cr} = \int_0^{\bar{\epsilon}^f} \langle \sigma_1 \rangle d\bar{\epsilon}_{pl} \quad (\text{Ecuación 2. 29})$$

Siendo  $\langle \cdot \rangle$  el paréntesis de Macauley, cuya funcionalidad es de que tome el valor de lo que hay dentro, en este caso  $\sigma_1$ , si  $\sigma_1 > 0$  ó que tome el valor de 0 si  $\sigma_1 < 0$ . Cabe destacar que el indicador de daño propuesto por Cockcroft y Latham tiene unidades de densidad de energía.

Oh et al. (Oh, Chen, & Kobayashi, 1979) modificaron este criterio de fractura mediante la normalización de la máxima tensión principal con la equivalente:

$$D_{cr} = \int_0^{\bar{\epsilon}^f} \frac{\langle \sigma_1 \rangle}{\bar{\sigma}} d\bar{\epsilon}_{pl} \quad (\text{Ecuación 2. 30})$$

El criterio de fallo de Cockroft y Latham así como sus diversas modificaciones no han sido empleadas en procesos de impacto tanto como en los procesos de conformado de materiales.

Bajo la condición de tensión plana, Wierzbicki y Werner transformaron la ecuación anterior, *Ecuación 2.67*, al espacio de la deformación de fractura equivalente y triaxialidad:

$$\bar{\epsilon}_f = \frac{D_{cr}}{1+3\frac{\sigma_h}{\sigma}} \quad (\text{Ecuación 2. 31})$$

La existencia de dos ramas distintas en la fractura está apoyada por la observación de la existencia de dos mecanismos de fallo: la coalescencia y la fractura por cortadura.

### 2.4.3. Criterio de fallo Johnson-Cook (Johnson & Cook, 1985)

El criterio de fallo de Johnson-Cook es una ampliación del modelo de Hancock y MacKenzie, ya que se incluyeron los efectos de la temperatura y la velocidad de deformación, tal y como muestra la siguiente expresión:

$$\bar{\epsilon}_f = D_1 + D_2 e^{\left(D_3 \frac{\sigma_h}{\sigma}\right)} \left[ 1 + D_4 \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}^p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right] \left[ 1 + D_5 T_H \right] \quad (\text{Ecuación 2. 32})$$

Donde  $D_i$  son las constantes dependientes del material,  $T_H$  es la temperatura equivalente, definida en el apartado 2.3.3

La acumulación del daño progresivo en el material se define por el parámetro  $D$ , produciéndose el colapso del material cuando éste alcanza la unidad. Este parámetro es adimensional y se expresa como

$$D(\bar{\epsilon}^p, \dot{\bar{\epsilon}}^p, T, \sigma^*) = \sum \left( \frac{\Delta \bar{\epsilon}^p}{\bar{\epsilon}_f^p(\bar{\epsilon}^p, T, \sigma^*)} \right) \quad (\text{Ecuación 2. 33})$$

Donde  $\Delta\bar{\epsilon}^p$  es un incremento de la deformación plástica acumulada que sucede en un ciclo de integración, y  $\bar{\epsilon}_f^p$  es el nivel de deformación crítico.

#### 2.4.4. Criterio de fallo Bao-Wierzbicki (Bao & Wierzbicki, 2004)

Este criterio de fallo desarrollado por Bao y Wierzbicki está basado en metales y postula que para valores de triaxialidad inferiores a  $\sigma_h/\sigma_{eq} < -1/3$  nunca se produce la fractura del material. Este hecho fue validado tanto experimental como analíticamente, obteniendo para el Al2024-T351 una relación entre la deformación de fractura y la triaxialidad que aportaba relevantes diferencias con el modelo de fallo de Johnson-Cook.

Con el fin de poder entender las mejoras propuestas por este modelo, es necesario realizar un pequeño apunte sobre el método de obtención del modelo de fallo de Johnson-Cook. Habitualmente se realizan experimentos para  $\sigma_h/\sigma_{eq} > 0$  para posteriormente ajustar la serie de puntos obtenidos experimentalmente al modelo propuesto, representando de esta manera una parábola.

Por el contrario, Bao y Wierzbicki caracterizaron deformaciones de fractura para el rango de triaxialidad que cubre  $-1/3 < \sigma_h/\sigma_{eq} < 2$  para el Al2024-T351, obteniendo que para valores de triaxialidad tales que  $\sigma_h/\sigma_{eq} < -1/3$  la fractura nunca se producía. Demostraron que no es posible caracterizar la evolución de la deformación de fractura simplemente con una parábola, sino que es indispensable para representar de manera fidedigna el comportamiento del material emplear tres curvas distintas, puesto que la deformación de fractura no es monótonamente creciente con el descenso de la triaxialidad sino que presenta un valle para un estado de tensión tangencial pura.

A pesar de lo dicho, este modelo está entredicho actualmente, ya que para un estado de cortadura pura, dicho modelo predice una deformación de fractura menor que el obtenido mediante ensayos por cortadura pura como se demuestra en Rusinek et al. 2001.

# Capítulo 3

## 3. *EL ENSAYO DE TAYLOR. TÉCNICAS EXPERIMENTALES*

### *Proyecto Fin de Carrera*

---

Análisis Numérico del Comportamiento frente a Impacto de Aluminio 2024-T351 sometido a Ensayo de Taylor

*Autor: Marcos Rodríguez Millán*

*Directores: Ángel Arias Hernández y José Antonio Rodríguez Martínez*



## 3.1. ENSAYO TAYLOR

El objetivo de este ensayo realizado por Taylor (Taylor, 1948) es determinar el límite elástico del material. Para ello se procede a impactar un cilindro sobre una pared muy rígida y a continuación se realizan medidas después del impacto.

En este ensayo están implicadas grandes deformaciones plásticas, altas velocidades de deformación, y efectos térmicos. El ensayo de Taylor se realiza para verificar modelos constitutivos comparando los perfiles de deformación que se desarrollan en el cilindro. Si se aplica una velocidad de impacto suficientemente alta en el ensayo de Taylor, las grietas serán generadas en el cilindro.

Tres tipos básicos de modos de fractura son identificados después de realizar el ensayo. Se puede apreciar al finalizar en la sección la nucleación de vacíos, coalescencia y el crecimiento dentro del cilindro.

Comparado a un gran número de estudios experimentales y simulaciones numéricas sobre el proceso de deformación, la predicción numérica de fractura en la prueba de Taylor parece ser escasa. Ya que la compresión domina el cilindro en la prueba de Taylor, la fractura dúctil no es fácil para ser predicha numéricamente. La mayor parte de criterios de fractura dúctiles que existen como el Johnson-Cook (JC), sus constantes de fractura y deformación son desarrollados a partir ensayos de tracción. En el uso, tal fractura frecuentemente se extrapolada a un rango en cual la compresión y cortadura son dominantes. Esta extrapolación es cuestionable y puede dar pronósticos poco realistas.

Se realiza la hipótesis de que el material es rígido-perfectamente plástico con propiedades independientes de la velocidad de deformación

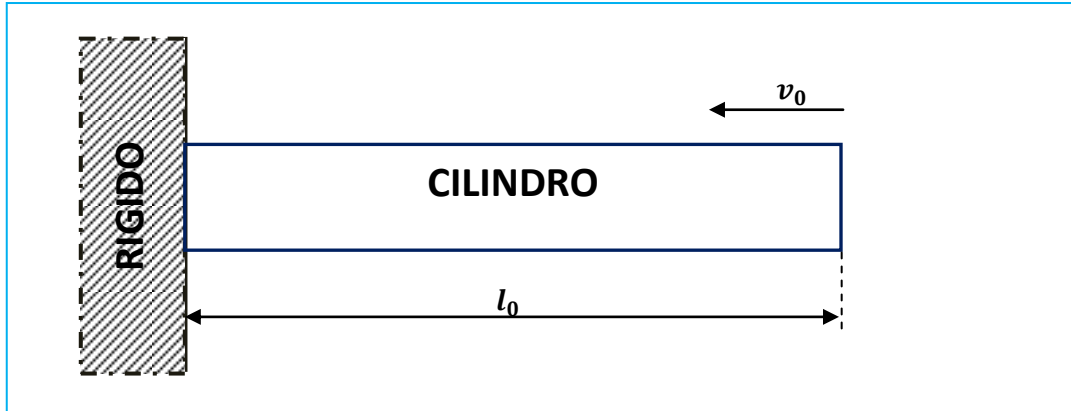


Figura 3-1: Esquema del ensayo Taylor: antes de la deformación

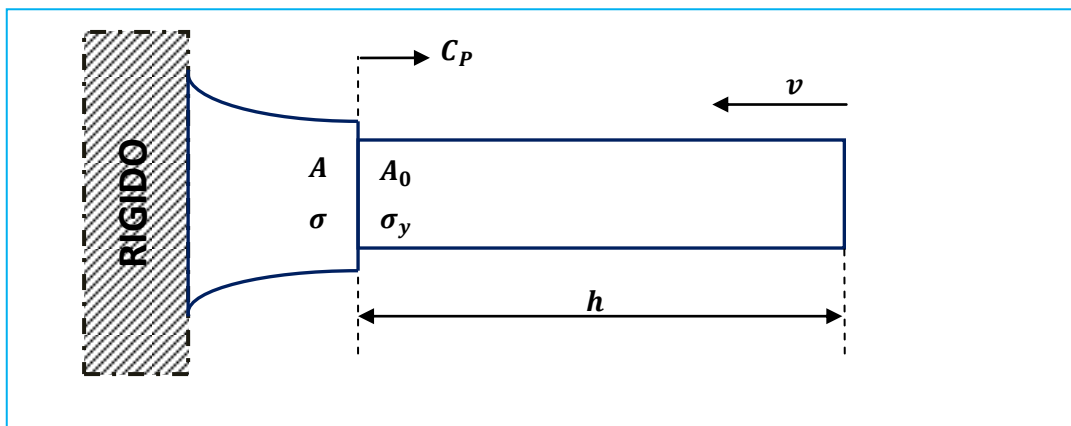


Figura 3-2: Esquema del ensayo Taylor: durante la deformación

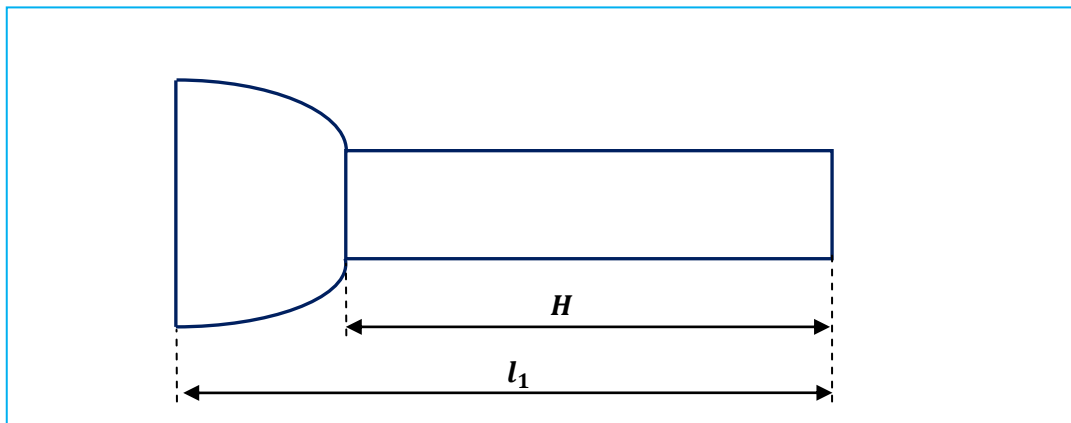


Figura 3-3: Esquema del ensayo Taylor: después de la deformación

A continuación se desarrolla el modelo analítico, posteriormente se realiza la simulación mediante ABAQUS/CAE.

$$C_p A = (v + C_p) A_0 \tag{Ecuación 3. 1}$$

$$\frac{dh}{dt} = v + C_p \tag{Ecuación 3. 2}$$

La deformación tras el frente de onda se expresa como

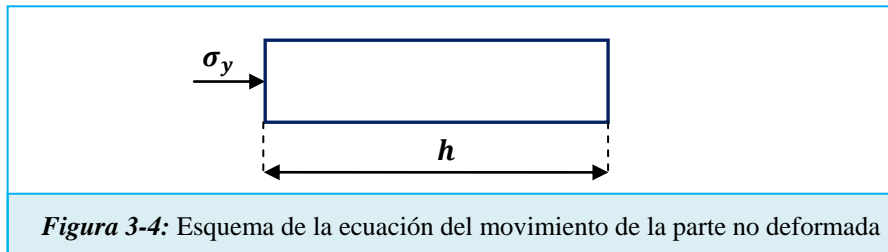
$$\varepsilon = \frac{A-A_0}{A} = \frac{v}{v+C_p} \quad (\text{Ecuación 3. 3})$$

La conservación de cantidad de movimiento es:

$$\rho(v + C_p)v = \sigma - \sigma_y \quad (\text{Ecuación 3. 4})$$

La ecuación del movimiento de la parte no deformada

$$\rho h \frac{dv}{dt} = -\sigma_y \quad (\text{Ecuación 3. 5})$$



De las ecuaciones 3.2, 3.3 y 3.5:

$$\frac{1}{2} d(\rho v^2) = \sigma_y \varepsilon d(\ln h) \quad (\text{Ecuación 3. 6})$$

De las ecuaciones 3.3 y 3.4:

$$\rho v^2 = \varepsilon(\sigma - \sigma_y) \quad (\text{Ecuación 3. 7})$$

Utilizando 3.6 y 3.7:

$$d(\varepsilon[\sigma - \sigma_y]) = 2\sigma_y \varepsilon d(\ln h) \quad (\text{Ecuación 3. 8})$$

Integrando  $t=0$ ,  $h=l_0$ ,  $v=v_0$ ,  $\varepsilon = \varepsilon_0$

$$\ln \frac{h}{h_0} = \frac{1}{2} \int_{\sigma_0}^{\sigma} \frac{d(\varepsilon[\sigma - \sigma_y])}{\sigma_0 \varepsilon} \quad (\text{Ecuación 3. 9})$$

De 3.8:

$$\varepsilon_0 = \frac{\rho v_0^2}{\sigma_0 - \sigma_y} \quad (\text{Ecuación 3. 10})$$

Siendo  $\sigma_0 = \sigma_0(\varepsilon_0)$

Taylor supone  $C_p = \text{cte}$  y usando las ecuaciones 3.2 y 3.5:

$$\frac{dv}{dh} = \frac{\sigma_y}{\rho h(v + C_p)} \quad (\text{Ecuación 3. 11})$$

Reorganizando e integrando:

$$\frac{\sigma_y}{\rho} \ln \frac{h}{l_0} = \frac{1}{2} v^2 - \frac{1}{2} v_0^2 + C_p v - C_p v_0$$

Si  $H$  es la longitud del cilindro sin deformar cuando  $v=0$

$$\frac{\sigma_y}{\rho} \ln \frac{h}{l_0} = \frac{1}{2} v^2 - \frac{1}{2} v_0^2 + C_p v - C_p v_0 \quad (\text{Ecuación 3. 12})$$

Se supone la siguiente hipótesis: la cara posterior del proyectil se decelera uniformemente:

$$t = \frac{l_1 - H}{C_p} \approx \frac{2(l_0 - l_1)}{v_0} \rightarrow C_p = \frac{v_0}{2} \frac{l_1 - H}{l_0 - l_1}$$

Y sustituyendo en 3.12, se llega a la ecuación que se pretendía

$$\frac{\sigma_y}{\rho v_0^2} = \frac{l_0 - H}{2(l_0 - l_1)} \frac{1}{\ln \frac{l_0}{H}} \quad (\text{Ecuación 3. 13})$$

### 3.2. INVESTIGACIONES SOBRE EL ENSAYO TAYLOR

#### 3.2.1. Deformation and Failure Modes of Soft Steel Projectiles Impacting Harder Steel Targets at Increasing Velocity (Chen, Chen, & Zhang, 2008)

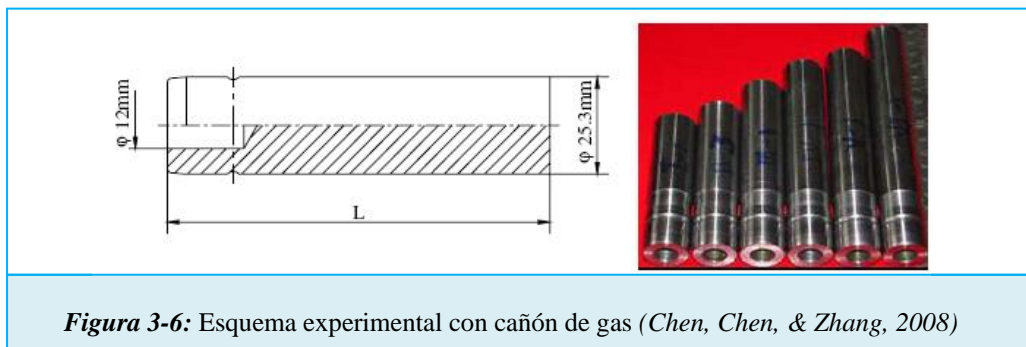
Chen et al. describieron un estudio experimental y analítico sobre el impacto de de proyectiles para velocidades de 200 a 800 m/s. Estudiaron para cada rango de velocidades cual eran los modos de deformación y de fallo para el acero A45. Los modos de fallo que se incluyen son el “hongo” del cilindro de Taylor (“*Taylor cylinder mushrooming*”), *petalling* y el taponamiento en la perforación.

Utilizaron los parámetros de Johnson-Cook para dicho acero, éstos son:

**Tabla 3-1:** Parámetros de Johnson-Cook para el acero 45 (Chen, Chen, & Zhang, 2008)

$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	$E$ (GPa)	$\mu$	$C_p$ (Wm <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )	$\eta$	$T_r$ (K)	$T_m$ (K)	$\dot{\epsilon}_0$ (s <sup>-1</sup> )	$A$ (MPa)	$B$ (MPa)	$n$	$C$	$m$	$D_1$	$D_2$	$D_3$	$D_4$	$D_5$
7,800	200	0.3	469	1	300	1,795	1	506	320	0.28	0.064	1.06	0.1	0.76	1.57	0.005	-0.84

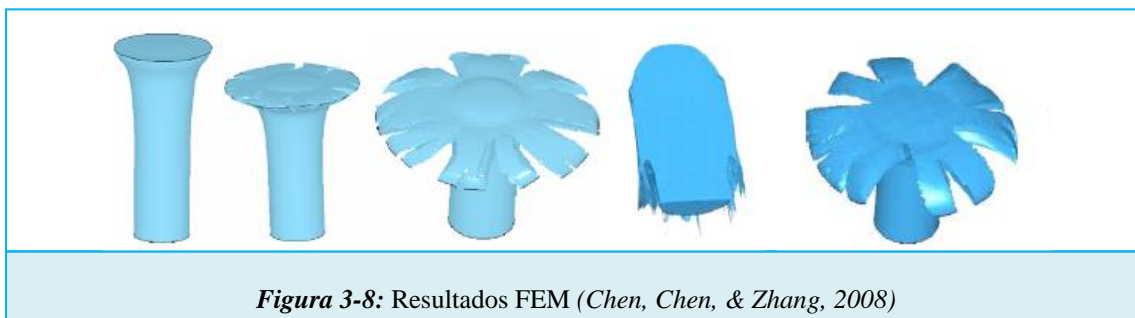
Para realizar el ensayo experimental emplearon un cañón de gas (Figura 3-5), las dimensiones del proyectil lanzado fueron las que se incluyen en la Figura 3-6.



Algunos de los resultados que sacaron para el estudio experimental fueron los de la *Figura 3-7*. Del mismo modo para el estudio FEM se muestra la *Figura 3-8*.



*Figura 3-7:* Resultados experimentales (Chen, Chen, & Zhang, 2008)



*Figura 3-8:* Resultados FEM (Chen, Chen, & Zhang, 2008)

### 3.2.2. Taylor impact tests: detailed report (Banerjee, 2005)

En este informe se hace un estudio comparativo para altas temperaturas y velocidades de deformación de los siguientes modelos: Johnson-Cook, Steinberg-Cochran-Guinan-Lund, Zerilli-Armstrong, Mechanical Threshold Stress, y Preston-Tonks-Wallace. Lo evaluaron para la aleación de aluminio 6061-T6 y de acero 4340. También hicieron una comparación analítica y experimental.

Concluyeron que los modelos de plasticidad predicen de forma similar el comportamiento tensión-deformación a temperatura ambiente y esto se reflejaba en las pruebas del ensayo de Taylor que realizaron. A altas temperaturas y velocidades de deformación relativamente bajas, todos los modelos funcionan bien. Sin embargo, ninguno de los modelos a altas temperaturas y velocidades de deformación mayores a  $10^5 \text{ s}^{-1}$ .

### 3.2.3. Numerical prediction of fracture in the Taylor test (Wierzbicki, Teng, Hiermaier, & Rohr, 2005)

---

Wierzbicki et al. realizaron un ensayo de Taylor a velocidades de impacto entre 240m/s-600m/s. La velocidad inferior la aplicaron a un cilindro de aleación menos dúctil, aluminio 2024-T351, mientras la velocidad más alta es para acero Weldox 460E, ya que es más dúctil.

Se estudiaron tres modos de fractura distintos que fueron recreados numéricamente: la fractura central del cilindro (“*confined fracture inside the cylinder*”), la rotura adiabática sobre la superficie lateral, y el *petalling*, todo lo cual fue compatible con resultados experimentales presentados la literatura. Demostraron que un cilindro más dúctil tiende a fallar por *petalling* mientras uno menos dúctil lo hace por rotura adiabática. La fractura dúctil es un modo de fallo común para ambos materiales, que ocurre en una amplia gama de la velocidad de impacto

### 3.2.4. Determination of constants and comparison of results for various constitutive models (Holmquist & Johnson, 1991)

---

Este trabajo consiste en un procedimiento por el cual las constantes pueden ser determinadas para distintos modelos constitutivos que usan la misma base de datos de prueba. Esto permite para una comparación directa de los modelos de manera que sean independientes de las constantes del material. Usando este procedimiento, se determinan las constantes para cuatro modelos de material: Johnson-Cook, Johnson-Cook Modificado, Zerilli-Armstrong, y un Modelo Combinado (de Johnson-Cook y Zerilli-Armstrong) utilización de dos materiales: OFHC Cobre e Hierro de Armco.

# Capítulo 4

## 4. *CÓDIGO NUMÉRICO ABAQUS*

### *Proyecto Fin de Carrera*

---

Análisis Numérico del Comportamiento frente a Impacto de Aluminio  
2024-T351 sometido a Ensayo de Taylor

*Autor: Marcos Rodríguez Millán*

*Directores: Ángel Arias Hernández y José Antonio Rodríguez Martínez*



## 4.1. CÓDIGO NUMÉRICO ABAQUS.DESCRIPCIÓN

En esta punto se pretende explicar de manera detallada el funcionamiento del código de simulación mediante elementos finitos que se ha utilizado en este trabajo (ABAQUS). Este software comercial es uno de los programas de simulación FEM más extendidos, potentes y versátiles. Se trata de un programa de FEM multipropósito ampliamente utilizado en la simulación de problemas científicos y en el diseño de prototipos, tanto por instituciones académicas como por organizaciones industriales.

El paquete ABAQUS consta de varios programas, algunos de ellos específicos para determinados tipos de problemas. De entre ellos cabe destacar los dos motores de simulación FEM o solver: ABAQUS/Standard y ABAQUS /Explicit.

ABAQUS/Standard formula el problema de elementos finitos en forma implícita, mientras que ABAQUS/Explicit está orientado a la resolución de problemas dinámicos formulados de forma explícita. Puesto que este trabajo se orienta al estudio del comportamiento a impacto, el solver utilizado ha sido ABAQUS/Explicit.

La evolución de ABAQUS ha sido considerable, pasando de la necesidad de editar manualmente los ficheros de entrada, a poseer un entorno gráfico amigable desde donde elaborar el modelo FEM, monitorizar el proceso de cálculo y visualizar los resultados. Esta interfaz gráfica recibe el nombre de ABAQUS/CAE y está diseñada en forma de módulos que permiten realizar todas esas tareas de forma relativamente simple. A continuación se describe el funcionamiento de cada uno de los módulos de ABAQUS/CAE en el orden en que aparecen en el menú, aunque éste no se corresponda necesariamente con el orden de utilización.

- *Módulo de creación de partes (Part module).*

Un modelo de elementos finitos puede constar de varios cuerpos o partes. Este módulo permite definir cada uno de ellos, bien creando su geometría con la ayuda del módulo de diseño o bien importándola desde otros programas (Mediante ficheros

compatibles ACIS, IGES, STEP o VDA-FS). En este módulo se define si la pieza es rígida o deformable, tridimensional, axilimétrica, etc. Además, es posible dividir una pieza en particiones para la posterior asignación de propiedades o condiciones de contorno.

- *Módulo de asignación de propiedades (Property module).*

En este módulo se asigna a cada una de las partes (o particiones) el modelo constitutivo o de material que se desee, y se introducen los parámetros de entrada necesarios en dicho modelo (p. ej. E y  $\nu$  para un modelo elástico lineal isótropo). Además de asignar las propiedades del material que conforma una pieza es necesario definir su sección y, en ocasiones, también orientación. En este módulo se asignan también a cada pieza las propiedades másicas y de inercia, especialmente relevantes en problemas cinemáticos o dinámicos.

- *Módulo de ensamblaje del modelo (Assembly module).*

Cada parte del modelo de elementos finitos se crea en un sistema de coordenadas propio. En este módulo se ensambla el modelo completo definiendo las posiciones de cada pieza en un sistema de coordenadas común a todas ellas. El proceso de ensamblaje se realiza creando imágenes (instances) de las partes que luego son posicionadas mediante traslaciones y rotaciones o aplicando ligaduras en determinadas caras o aristas. Una de las ventajas de este método es que se pueden crear varias imágenes a partir de una misma parte, de tal manera que cualquier modificación posterior de la parte afectará a todas sus imágenes.

- *Módulo de creación de pasos (Step module).*

Una simulación FEM puede constar de varios pasos: carga + descarga, calentamiento + presión + enfriamiento, etc. En este módulo se definen las

características generales de cada paso (tiempo, número y tamaño de los incrementos<sup>1</sup>, etc.). Además, en este módulo se especifican los parámetros de salida (tensiones, deformaciones, temperatura, etc) que se desea obtener como resultado de la simulación y cada cuanto incremento han de almacenarse estos datos. La elección correcta de los parámetros de salida permite reducir el tamaño de los ficheros de salida y también el tiempo de cálculo.

Existen dos tipos de salidas: de *campo* (*field output*) o *históricas* (*history output*). El primer tipo almacena los valores de los parámetros indicados en todos los elementos del modelo, de forma que posteriormente es posible visualizar la distribución geométrica de los valores de dicho parámetro. Por el contrario, la salida histórica almacena cómo varían a lo largo de la simulación los valores de los parámetros en un cierto conjunto de nodos o elementos.

- *Módulo de definición de interacciones* (*Interaction module*).

Como su propio nombre indica, este módulo permite definir contactos e interacciones entre piezas del modelo. En el caso de contactos se especifican las superficies que están o pueden entrar en contacto durante la simulación y se definen las propiedades de éste (fricción, adhesión, etc). También es posible establecer otros tipos de interacción, condiciones de movimiento, uniones, etc, por ejemplo, a través de ecuaciones de ligaduras aplicadas sobre los desplazamientos nodales.

- *Módulo de aplicación de fuerzas y condiciones de contorno* (*Load/BC/IC module*).

---

<sup>1</sup> ABAQUS/Standard divide cada paso en una serie de incrementos de tiempo, que va resolviendo de forma sucesiva. El usuario controla en este módulo el tamaño inicial del incremento, el tiempo total de cada paso y el tamaño de incremento máximo y mínimo permitido. Dentro de estos límites ABAQUS/Standard varía el tamaño de los incrementos en función de la velocidad de convergencia de la solución. De esta forma, si tras varias tentativas el programa no ha encontrado una solución de equilibrio satisfactoria, automáticamente disminuye el paso de tiempo todo lo que sea necesario hasta conseguirlo. Del mismo modo, si la convergencia ha sido muy rápida, ABAQUS/Standard aumenta el paso de tiempo hasta que encuentra problemas o llega al límite máximo impuesto por el usuario.

Este módulo permite imponer las condiciones de contorno y definir las fuerzas externas que actúan sobre el modelo. Tanto unas como otras pueden modificarse de un paso a otro o incluso, dependiendo del tipo de condición, variar (p. ej. linealmente) a lo largo de cada uno de ellos. Las condiciones de contorno y las fuerzas aplicadas aparecen esquemáticamente representadas en pantalla sobre el modelo para facilitar su visualización.

- *Módulo de generación de mallado (Mesh module).*

Una vez definida la geometría del modelo es necesario definir la malla de elementos finitos que lo representará en la simulación. El proceso de mallado en sí, así como la numeración optimizada de nodos y elementos, es realizado por el programa. Es decir, el usuario se limita a escoger, dependiendo de la forma de la pieza o partición, la técnica de mallado (libre, estructurada o por barrido) y a indicar el número de elementos que desea en las aristas (semillar). Asimismo, ha de escoger el tipo de elementos más adecuado para su modelo (1D, 2D, 3D) de entre la amplia biblioteca de elementos que maneja ABAQUS. Además, el usuario puede comprobar la bondad de la malla mediante la herramienta de verificación de mallado, que informa de la existencia de elementos con factor de forma demasiado elevado o excesivamente distorsionado<sup>2</sup>.

- *Módulo de control y monitorización (Job module).*

Este módulo permite lanzar y monitorizar el progreso de la simulación. En primer lugar se define el tipo de análisis a realizar (completo, continuación de otro o sólo test del modelo) y se asignan los recursos hardware (memoria, buffers, número de procesadores, etc). Posteriormente se escribe el fichero de entrada y se lanza el análisis, ejecutando el solver propiamente dicho. ABAQUS/Standard se encarga, en primer lugar, de comprobar la validez de los datos de entrada (test del modelo), informando al usuario de los posibles errores y sugiriendo en cada caso posibles soluciones<sup>3</sup>. En

---

<sup>2</sup> Para evitar problemas o errores numéricos es conveniente evitar los elementos con factores de forma superiores a 10 o con ángulos menores de 45° o superiores a 135°.

<sup>3</sup> Durante dicho test se verifican, los posibles errores de sintaxis en el fichero de entrada, la consistencia geométrica del modelo y la compatibilidad de las condiciones de contorno impuestas.

segundo lugar, efectúa los cálculos, escogiendo el método más adecuado para resolver el sistema de ecuaciones (ABAQUS/Standard incorpora en realidad 2 *solver* optimizados: uno de matriz en banda y otro de matriz dispersa). Finalmente, determina los valores de las variables de salida requeridas por el usuario y los transcribe a los diferentes ficheros de salida. Además, se crea un fichero de *restart* que permite iniciar un segundo análisis a partir de los resultados del anterior. Durante todo el proceso es posible monitorizar los progresos del análisis e incluso visualizar (con la ayuda del módulo de visualización) resultados intermedios sin necesidad de esperar a que finalice la simulación.

- *Módulo de visualización (Visualization module).*

Este módulo, que también puede adquirirse de forma independiente bajo el nombre de ABAQUS/Viewer, constituye un completo interfaz o postprocesador gráfico destinado a la visualización de los resultados de la simulación. El módulo permite el tratamiento visual de la información masiva generada por ABAQUS /Standard, mediante la creación de diagramas de contorno (o de isóneas), diagramas vectoriales, etc. También permite visualizar los resultados históricos mediante representaciones gráficas que pueden combinarse entre sí. Así mismo, es posible definir caminos o *paths* y representar gráficamente cómo varía un determinado parámetro a lo largo de dicho camino, etc.

- *Módulo de diseño (Sketch module).*

Se trata de un módulo de creación de geometrías que puede ser llamado desde otros módulos (p. ej. el módulo de creación de partes) o de forma independiente para crear figuras geométricas que luego serán importadas por otros módulos. Es por tanto un módulo de dibujo similar a un programa CAD que permite diseñar la geometría del modelo FEM.

En esta sección se ha descrito la columna central sobre la que se articula ABAQUS. Para adquirir un conocimiento más detallado del programa y de su manejo se recomienda consultar los manuales (HKS, 2003).

# Capítulo 5

## 5. *DEFINICIÓN DEL PROBLEMA. MODELO NUMÉRICO*

### *Proyecto Fin de Carrera*

---

Análisis Numérico del Comportamiento frente a Impacto de Aluminio  
2024-T351 sometido a Ensayo de Taylor

*Autor: Marcos Rodríguez Millán*

*Directores: Ángel Arias Hernández y José Antonio Rodríguez Martínez*

## 5.1. INTRODUCCIÓN

En los siguientes puntos, se ha estudiado el ensayo de Taylor para el aluminio 2024-T351, para ello se ha analizado la influencia de distintos parámetros significativos. El objetivo de este ensayo realizado por Taylor (Taylor, 1948) es el de determinar el límite elástico del material. Para ello se procede a impactar un cilindro sobre una pared muy rígida y a continuación se realizan medidas después del impacto. Se ha estudiado la:

- ✓ *Influencia del modelo de daño.* Se realiza este estudio porque la función del modelo de daño es la fractura y eliminación del material en contacto con la pared rígida, que puede dar lugar al fenómeno de la cortadura, el taponamiento (*mushrooming deformation*).
- ✓ *Influencia de la ecuación constitutiva.* Ésta describe el comportamiento termomecánico de un material bajo diferentes condiciones de carga, por lo que es importante estudiar los distintos parámetros que la forman.
- ✓ *Influencia del contacto.* Como el cilindro entra en contacto con la pared rígida, estudiar la influencia del contacto y de la fricción tiene interés en la determinación del límite elástico



## 5.2. DEFINICIÓN ALUMINIO 2024 T-351

Para la realización de este proyecto fin de carrera el material utilizado para realizar la simulación numérica del comportamiento frente a impacto ha sido el aluminio forjado con tratamiento térmico llamado **AA2024 T351**. Se trata de un aluminio donde el principal aleante es el cobre, aunque también contienen magnesio.

La aleación de aluminio 2024 con el tratamiento térmico T3 es una de las aleaciones más utilizadas en el mundo aeronáutico, en la fabricación de fuselajes. Con esta aleación se construyen fuselajes de aviones y de helicópteros, aprovechando su alta resistencia y baja densidad, casi siempre en espesores delgados que no exceden los 2 mm. En la aviación militar, esta aleación también es muy utilizada en todo tipo de aeronaves, particularmente en helicópteros y en aviones de diseños para vuelos a baja altura (aviones antiguerrilla). En operaciones de transporte de tropas, ayuda aeromédica o salvataje, estas aeronaves están frecuentemente sometidas a fuego de armas ligeras, tales como el fusil de asalto AK-47 u otros. El daño que generan estas armas ligeras es menor, aún cuando en ciertas circunstancias pueden llegar a comprometer la integridad de la aeronave.

Las propiedades mecánicas mínimas que propone “*Military Standardization Handbook, Aluminum and Aluminum Alloys*” para el aluminio 2024-T351 son la de la *Tabla 5-1*:

<i>Tabla 5-1:</i> Propiedades mecánicas para el aluminio 2024-T351 [Military Standardization Handbook, Aluminum and Aluminum Alloys]				
Material	Espesor (mm)	Tensión de rotura (MPa)	Límite elástico (MPa)	Elongación(%)
<b>2024 T-351</b>	6.35-12.67	441.26	275.79	12
	12.7-25.4	427.47	275.79	8
	25.4254-38.1	413.68	275.79	7
	38.1254-50.8	413.68	275.79	6
	50.8254-76.2	386.10	275.79	4

### 5.2.1. Ecuación constitutiva de Johnson-Cook

Su comportamiento se ha modelizado mediante la ecuación constitutiva de Johnson-Cook (**JC**) que fue descrita anteriormente y que aquí solo se formula mediante (Ecuación 5.1)

$$\bar{\sigma}(\bar{\epsilon}_p, \dot{\bar{\epsilon}}_p, T) = [A + B\bar{\epsilon}_p^n] \left[ 1 + C \ln\left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\epsilon}_0}\right) \right] (1 - T_H^m) \quad (\text{Ecuación 5.1})$$

Donde

$$T_H = \frac{T - T_0}{T_m - T_0} \quad (\text{Ecuación 5.2})$$

La relación **JC** ha sido ampliamente utilizada para modelizar el comportamiento de metales ya que tiene en cuenta la sensibilidad a la velocidad de deformación, el endurecimiento por deformación y el reblandecimiento térmico. A continuación se presentan los parámetros de referencia, que definen el material usado para las simulaciones, en la *Tabla 5-2*.

**Tabla 5-2:** Constantes empleadas para el modelo de Johnson-Cook (Wierzbicki, Teng, Hiermaier, & Rohr, 2005)

Elasticidad		Comportamiento termoplástico					
$E$ (GPa)	$\nu$ (-)	$A$ (MPa)	$B$ (MPa)	$n$ (-)	$\dot{\epsilon}_0$ ( $s^{-1}$ )	$C$ (-)	$m$ (-)
74.66	0,3	352	440	0.42	$3.33 \cdot 10^{-4}$	0.0083	1.7

Otras constantes físicas			
$\rho$ ( $kg/m^3$ )	$\beta$ (-)	$C_p$ (J/kgK)	$T_m$ (K)
2700	0,9	875	775

El modelo JC, puramente fenomenológico, presenta el inconveniente de proponer una sensibilidad lineal del material a la velocidad de deformación que no corresponde con el comportamiento de la mayor parte de los metales. Esto provoca limitaciones en las inestabilidades tales como las bandas adiabáticas de cortadura y petalling, ya que no concuerda con las observaciones experimentales para dicho acero.

## 5.2.2. Criterio de fallo de Johnson - Cook

Es necesario definir un criterio de fallo para que el problema sea completo. Este criterio se encuentra implementado en la librería de ABAQUS. El desarrollo y explicación de tal criterio ha sido explicado con anterioridad y aquí sólo se presenta su formulación (*Ecuación 5-3*).

$$\bar{\epsilon}_f = D_1 + D_2 e^{\left(D_3 \frac{\sigma_H}{\sigma}\right)} \left[ 1 + D_4 \ln \frac{\bar{\epsilon}^P}{\dot{\epsilon}_0} \right] \left[ 1 + D_5 T_H \right] \quad (\text{Ecuación 5. 3})$$

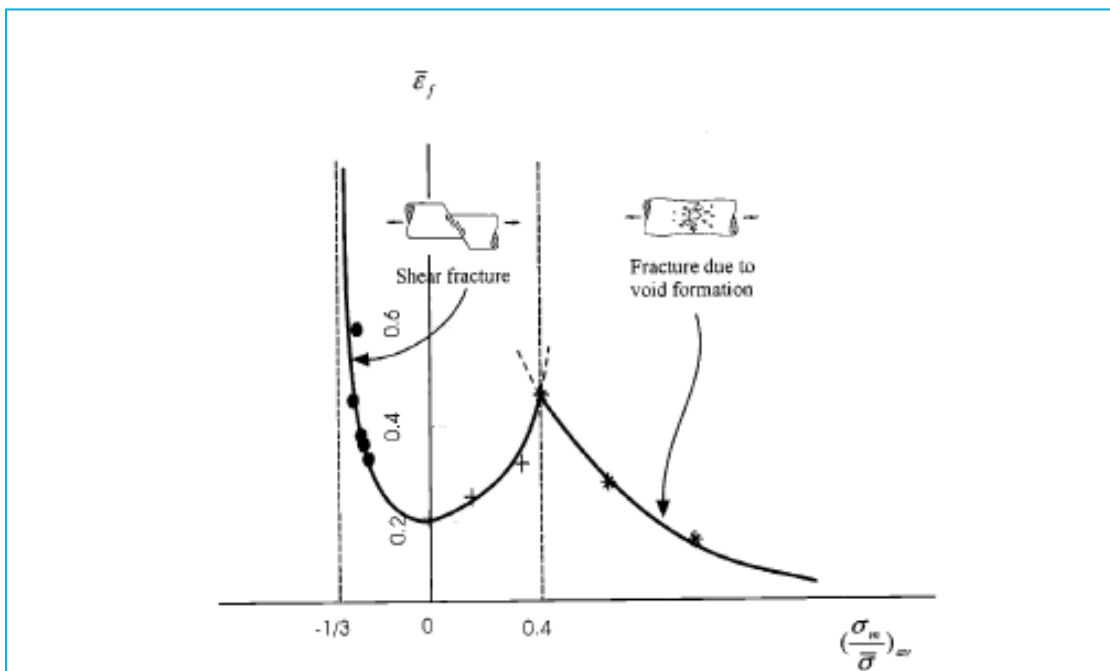
Donde  $D_i$  son las constantes dependientes del material,  $T_H$  es la temperatura equivalente, definida anteriormente.

En la *Tabla 5-3* se encuentran los valores que se deben introducir para definir el comportamiento AA 2024-T351.

**Tabla 5-3:** Constantes para definir el criterio de fallo AA2024-T351 (Wierzbicki, Teng, Hiermaier, & Rohr, 2005)

Constantes del criterio de fallo				
$D_1$	$D_2$	$D_3$	$D_4$	$D_5$
0.13	0.13	-1.5	0.011	0

El valor de  $D_1$ , (véase *Ecuación 5.3*), es un parámetro adimensional del material que influye en el modo de deformación y consecuentemente en el cálculo del límite elástico según Taylor. Por ello, ha sido un tema de estudio y ha sido variado desde 0.13 hasta 0.7. El elegir estos valores, se debe a la siguiente gráfica del estudio del Wierzbicki. El eje y es la deformación de fallo, como se puede observar, la cortadura se produce en un rango de 0.6-0.7. El valor de 0.13 es el valor al cual la fractura se debe a la formación de huecos, por lo que el rango elegido es de 0.13-0.7. Evidentemente según la *Ecuación 5.3*, la cual define la deformación de fallo, tiene más parámetros, pero se considera que evaluando  $D_1$  se pueden obtener conclusiones. Posteriormente, como se ha comentado, se ha evaluado la influencia de la velocidad de deformación de referencia,  $\dot{\epsilon}_0$ , de la misma ecuación.



**Figura 5-1:** Curva de deformación de fractura con la tensión. (Wierzbicki, Teng, Hiermaier, & Rohr, 2005)

Para introducir los datos de la *Tabla 5-3*, existen dos planteamientos asociados al modo de fallo:

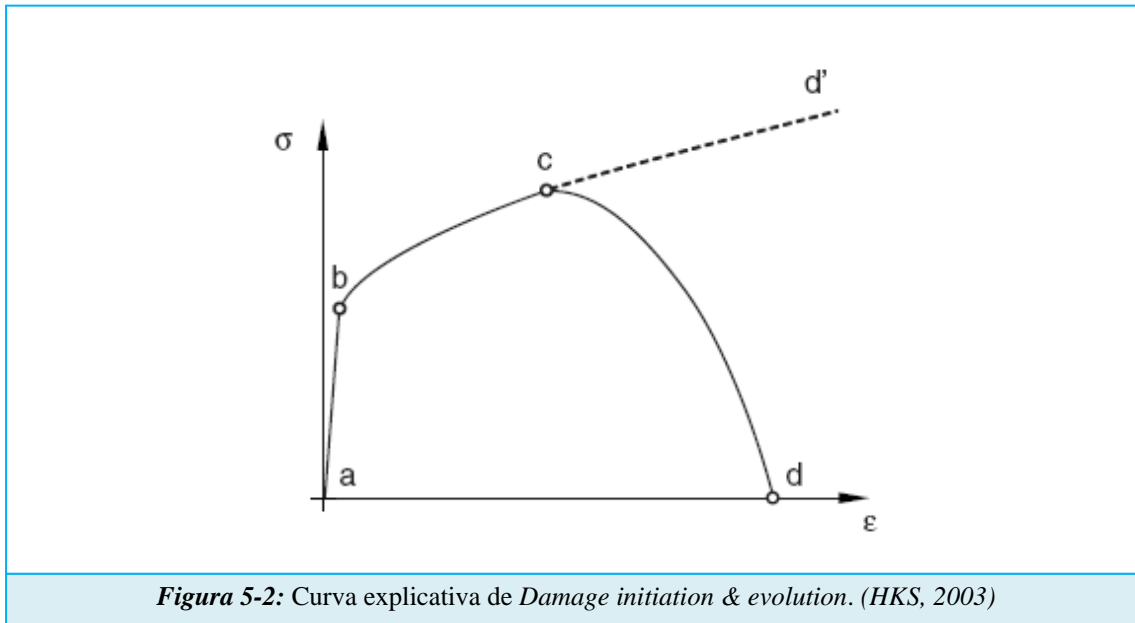
- *Shear Failure.*
- *Damage Initiation & Evolution.*

Según la documentación del ABAQUS, en Analysis User's Manual Volume III 19.2.7–4, el uso de modelo de fallo dinámico de Johnson-Cook es eficaz para altas velocidades de deformación en metales, es decir, para la mayoría de las situaciones dinámicas. Para problemas cuasi estáticos que requieren eliminación de elementos, los modelos de daño progresivo y fallo ("*Progressive Damage and Failure*") son recomendados. A pesar de esta teoría, se ha empleado para realizar las simulaciones, para constatar las diferencias entre los modelos.

Cabe destacar que este criterio de fallo ha sido introducido en ABAQUS mediante la instrucción **SHEAR FAILURE, TYPE=JOHNSON COOK**, al cual se le deben dar las constantes de la *Tabla 5-3*. Esta instrucción, tal y como se recoge en la

documentación del ABAQUS, en Analysis User's Manual Volume III 19.2.7-4, no puede ser introducida mediante el CAE del ABAQUS, es decir, no se puede introducir mediante el menú de materiales, sino que debe introducirse mediante el Keywords del programa<sup>4</sup>.

En cuanto al planteamiento de **DAMAGE INITIATION & EVOLUTION**, la Figura 5-2 presenta la evolución que experimenta el límite elástico con la deformación.



La iniciación del daño se produce en el punto c, mientras que la evolución del daño se produce en d.

El mayor inconveniente de esta formulación es que está fuertemente ligado al tipo de mallado. Para la eliminación de elementos, se define en el mallado el parámetro  $D_{max}$ , a partir del cual se eliminarán los elementos, éste parámetro se introduce en *Section Controls*.

Se debe introducir un desplazamiento, que es función de una longitud característica, en el caso de este proyecto fin de carrera se optó por la longitud inicial del cilindro.

<sup>4</sup> Para realizar esta operación, el usuario debe dar al botón derecho de su ratón en el nombre de su modelo, le aparecerá una opción llamada **EDIT KEYWORDS** donde deberá introducir la siguiente expresión en el apartado de "Materials":

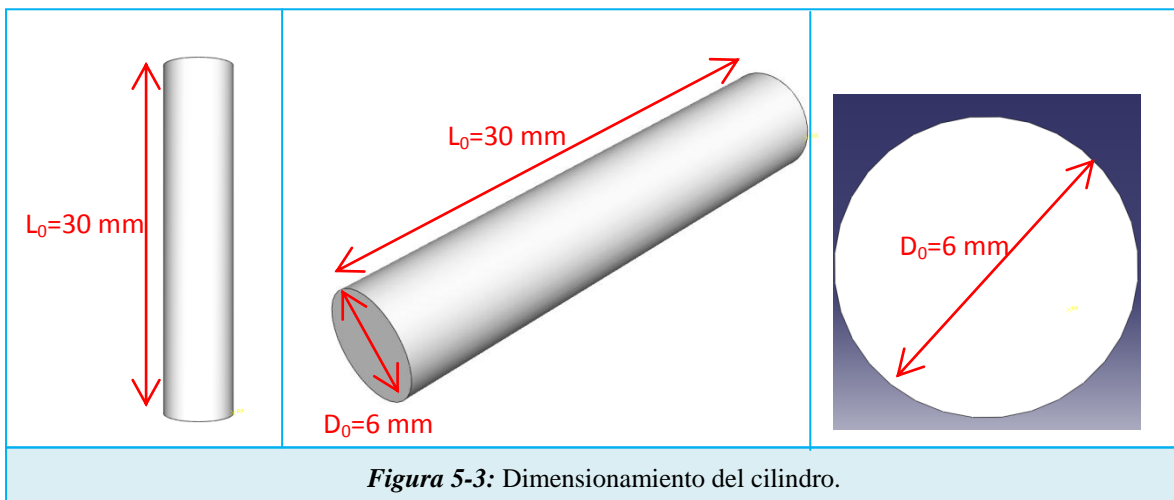
\*Shear Failure, type= JOHNSON COOK, element deletion = yes  
0.13,0.13,-1.5,0.011,0

## 5.3. DEFINICIÓN DEL MODELO FEM

En este punto se ha desarrollado el modelo de elementos finitos que se ha empleado para realizar las numerosas simulaciones sobre el Ensayo de Taylor.

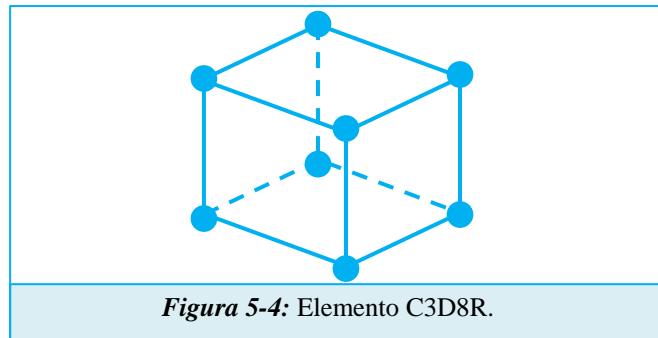
### 5.3.1. Definición del cilindro en el modelo FEM.

Para realizar en este ensayo se ha utilizado un cilindro de aluminio 2024-T351, cuyos parámetros están definidos en el apartado 5.2. Su geometría es la siguiente:



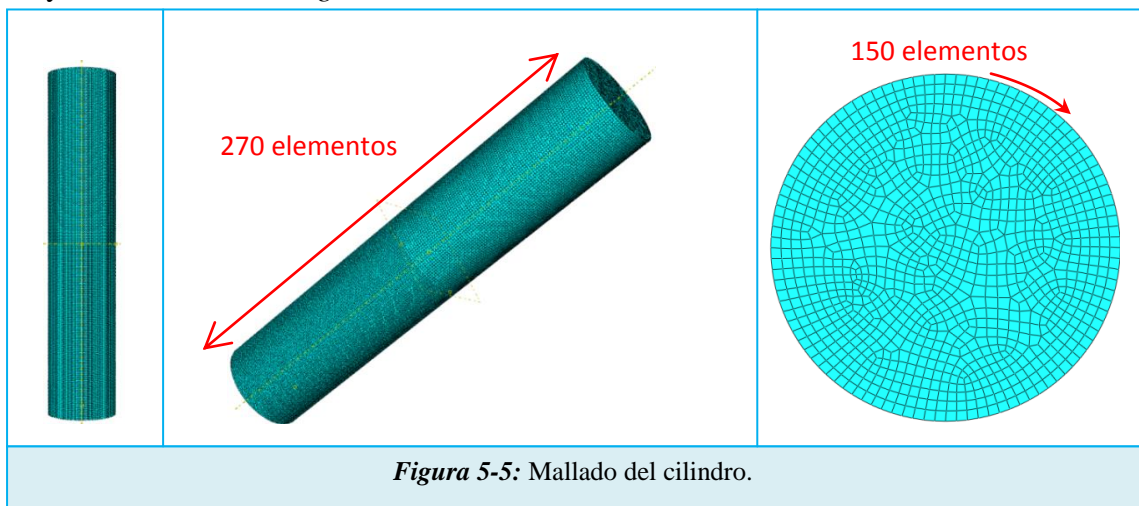
Las dimensiones del cilindro han sido obtenidas del estudio de Wierzbicki et al. 2005 y tienen una relación 5:1 (longitud:diámetro)

Para el mallado se ha empleado elementos C3D8R de la biblioteca de ABAQUS. Este tipo de elemento tiene sus nodos únicamente en las esquinas de dicho elemento, al tratarse de un elemento rectangular o cuadrado, éste tiene 8 nodos, tal y como muestra la *Figura 5-4*. Utiliza interpolación lineal en cada dirección y frecuentemente son elementos lineales o de primer orden, por lo que esta tipología es adecuada para estudios explícitos y por lo tanto de impacto. (HKS, 2003)



Para documentar más los elementos C3D8R, se empleó como características de los elementos de control una integración reducida (“Reduced integration”), así como la opción de eliminación de los elementos.

En cuanto al tipo de mallado se ha dividido el cilindro en dos, de modo que la malla fuera más fina en la zona donde contacta el cilindro contra la placa, la justificación es la de poder tener una simulación más real con un menor coste computacional que habiendo mallado todo el cilindro con una malla muy fina. El tamaño de la malla es aproximadamente de 0.5 mm. En cuanto al número de elementos circunferencial, se eligió 100 elementos para la parte superior y 150 elementos para la parte inferior. Así, de esta manera, el mallado del cilindro cuenta con 387544 nodos y 370500 elementos, tal y como muestra la *Figura 5-5*.



### 5.3.2. Definición del muro en el modelo FEM.

Para la creación del muro la elección del tipo de elemento ha sido “**3D Discrete rigid-Shell**”. El mallado para este tipo de elemento es “**R3D3**”, que es un mallado triangular. Así de esta manera, el mallado del cilindro cuenta con 5929 nodos y 11590 elementos, tal y como muestra la *Figura 5-6*.



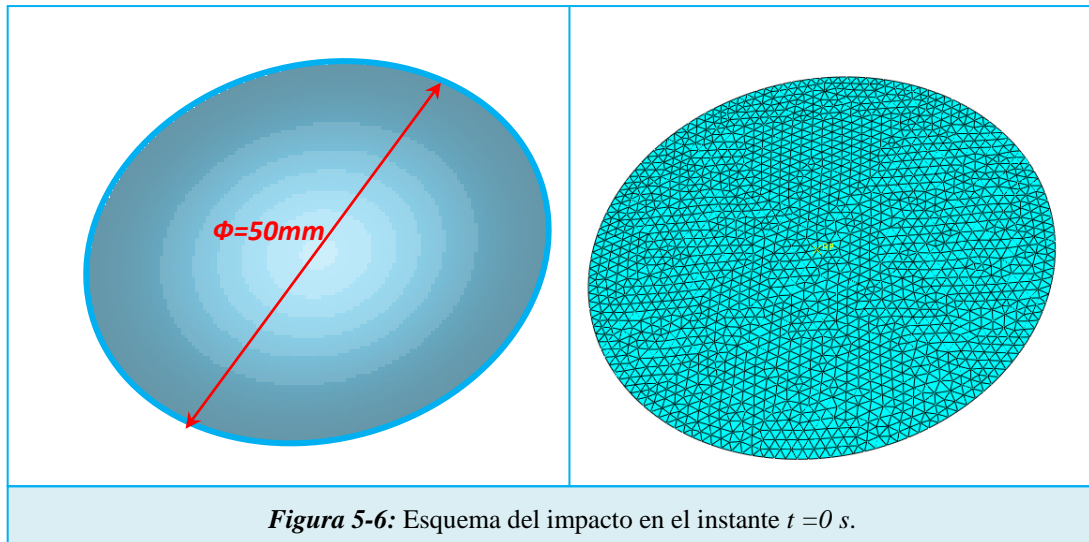


Figura 5-6: Esquema del impacto en el instante  $t = 0$  s.

Una vez ensamblado el esquema del ensayo queda como muestra la Figura 5-7.

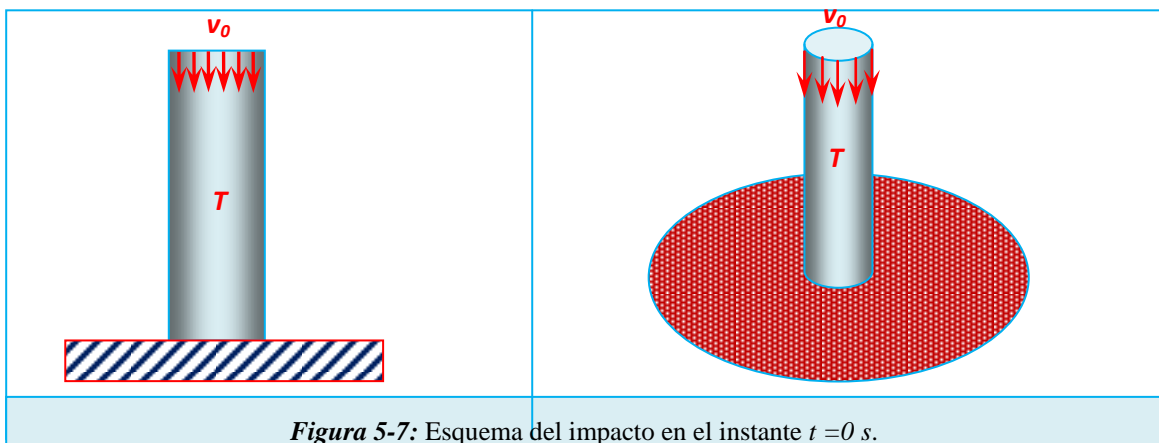


Figura 5-7: Esquema del impacto en el instante  $t = 0$  s.

El modelo FEM ensamblado es el siguiente:

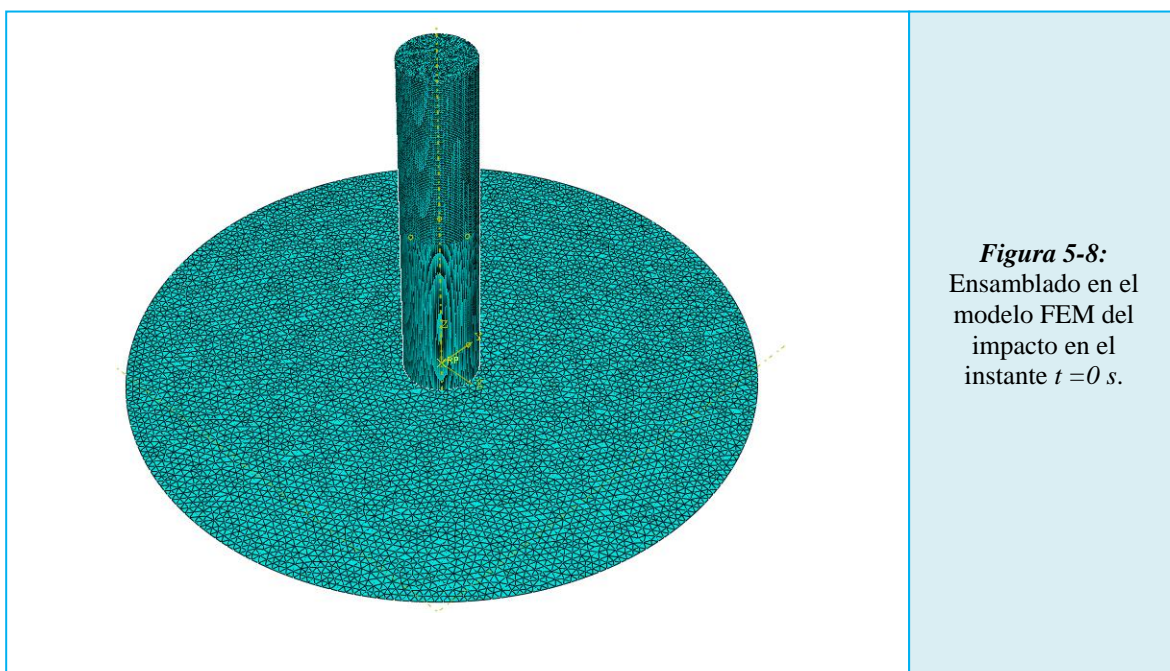


Figura 5-8: Ensamblado en el modelo FEM del impacto en el instante  $t = 0$  s.



En cuanto a la definición de la interacción entre el cilindro y la placa, se ha optado por emplear una interacción tipo “**Surface to surface contact**” de ABAQUS. En este contacto, se ha definido como primera superficie las tres caras que componen el cilindro y como segunda superficie el muro o placa. En consecuencia, se debe definir la restricción mecánica (“*Mechanical constraint formulation*”), y aquí se tienen dos planteamientos:

- *Penalty contact method.*
- *Kinematic contact method.*

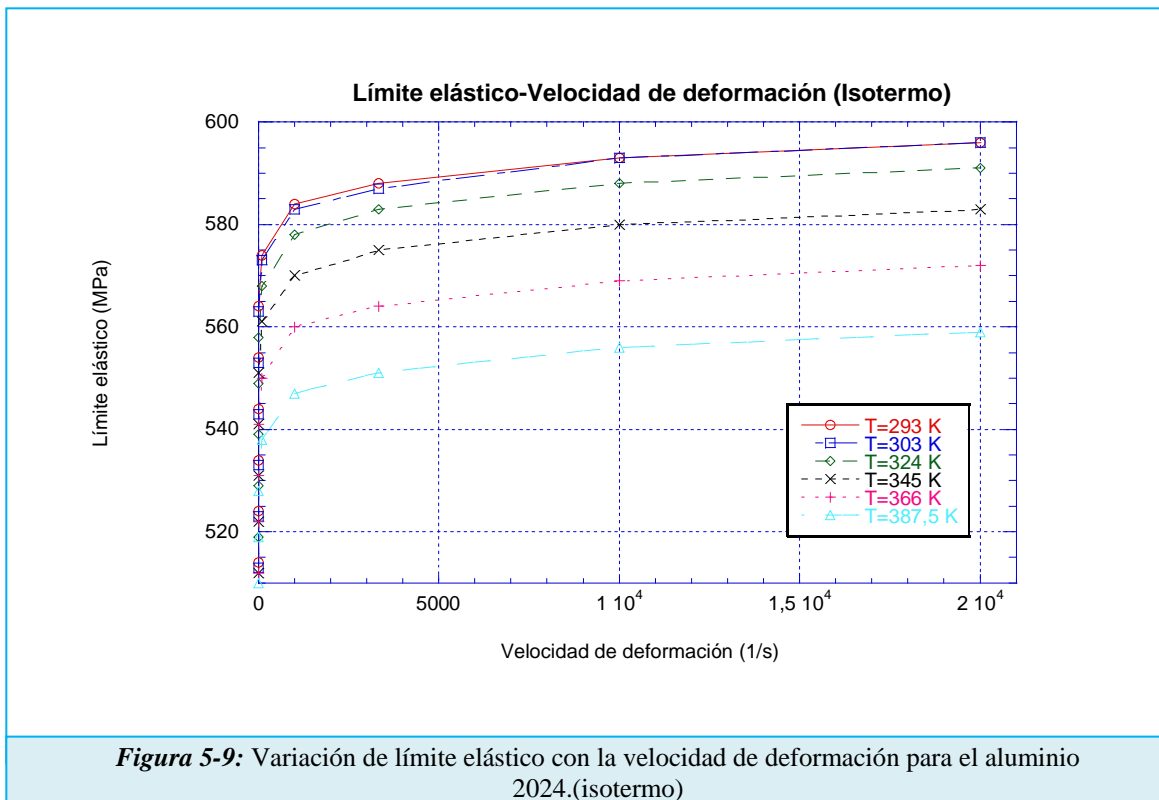
Esto ha sido un tema de estudio. Del mismo modo, es necesario crearse una propiedad de contacto (“*Contact interaction property*”), se ha optado por “**Tangential Behaviour**” con un coeficiente de fricción igual a  $\mu=0.1$  y por “**Normal Behaviour**” utilizando el algoritmo “**Hard contact**”, este algoritmo permite ajustar automáticamente la rigidez del contacto generada por el algoritmo “*penalty contact*”, para minimizar la deformación de un cuerpo sobre el otro sin efecto adversos en el tiempo de integración.

## 5.4. ESTUDIO NUMÉRICO

Para poder comprobar las simulaciones, se deben tener datos numéricos, éstos se han obtenido a partir de la ecuación de Johnson-Cook (*Ecuación 2.20*).

Cabe destacar que dentro de cada estudio se ha mostrado el valor numérico para dichos parámetros además de sacar una gráfica de la deformación de fallo con el parámetro de daño  $d_1$ .

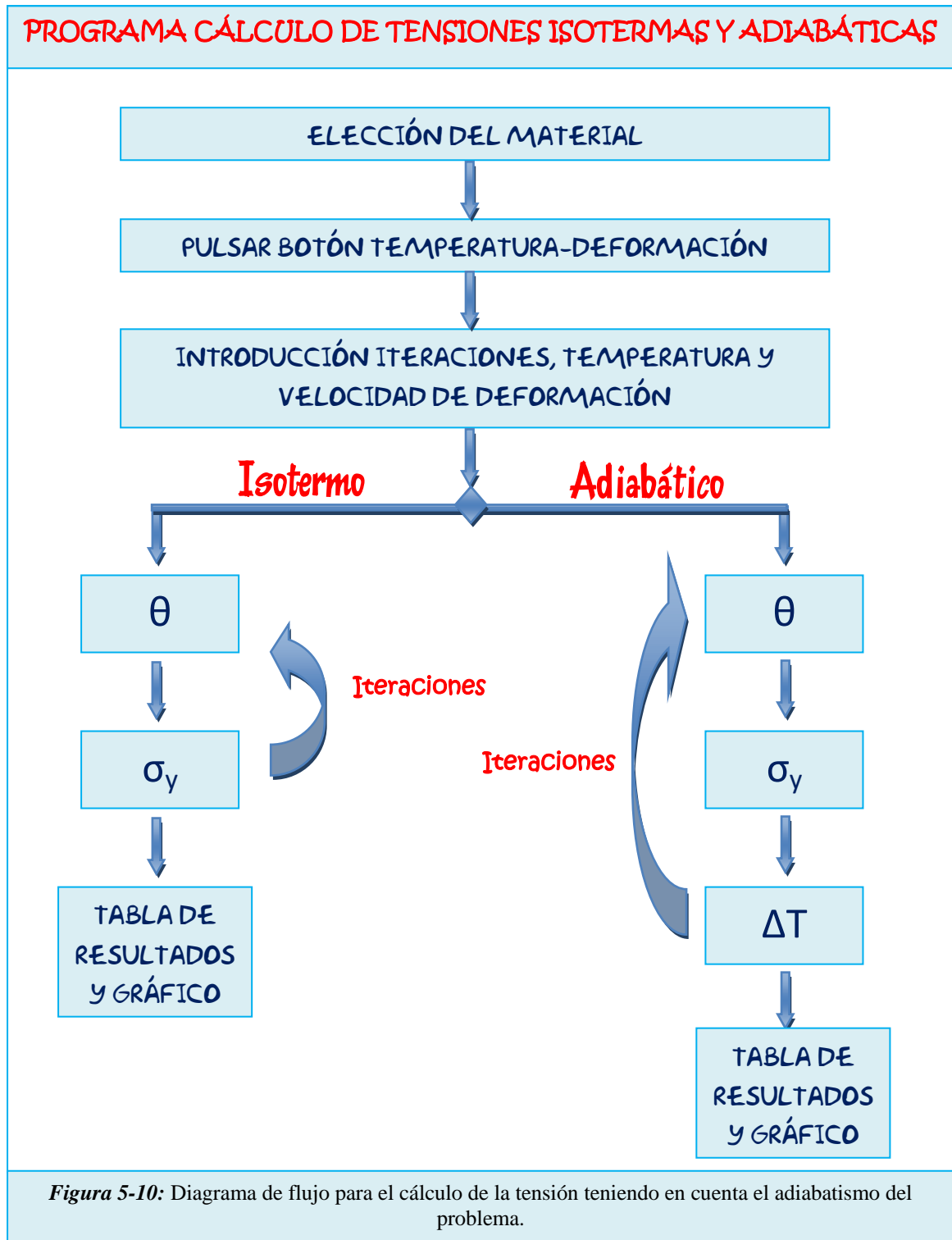
Los datos empleados para resolver dicha ecuación son los definidos en el apartado 5.2 para varias temperaturas. La representación de éstos se muestra en la *Figura 5-9*:



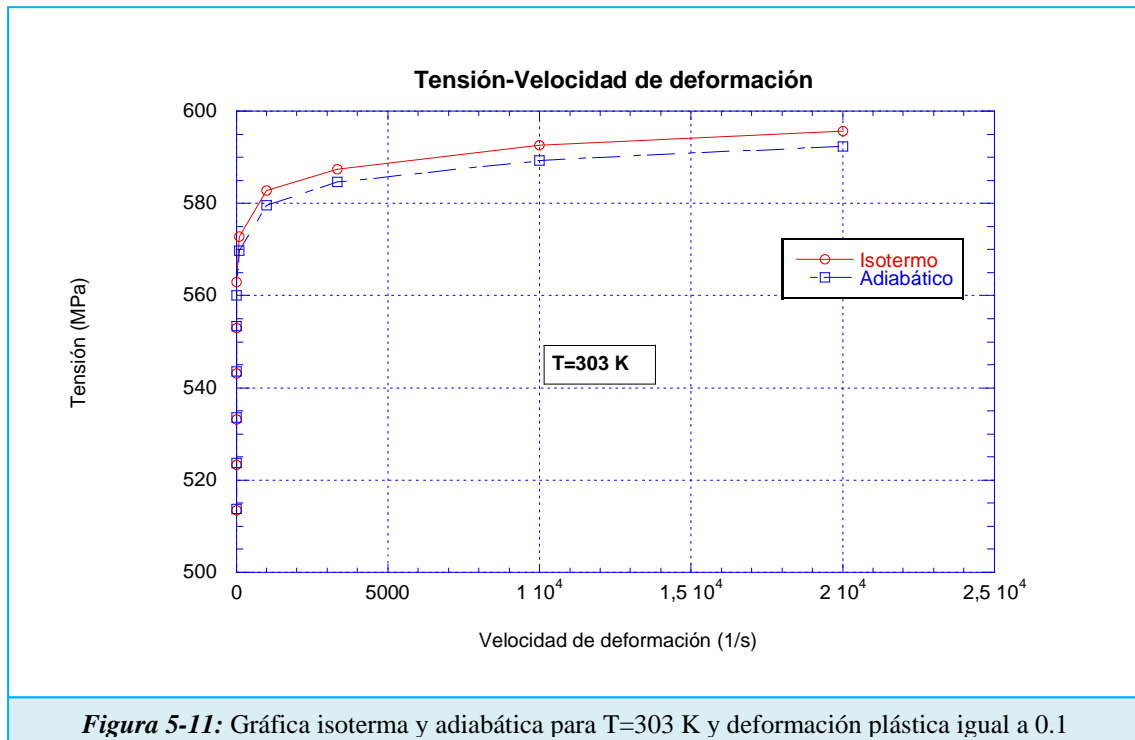
Se puede observar que hasta una velocidad de deformación de 1000 1/s, la pendiente de la curva es casi vertical y a partir de este valor se suaviza drásticamente. Otra valoración que se puede sacar de la gráfica anterior es que la tensión disminuye a medida que aumenta la temperatura a la que está sometida el material.

El inconveniente de estas curvas es que no tienen en cuenta el adiabatismo del problema y por lo tanto son isotermas. Para obtener curvas adiabáticas es necesario

emplear el programa de FORTRAN que tiene en cuenta el incremento de temperatura que provoca deformación plástica. A continuación se presenta un diagrama de flujo para el cálculo de los valores de tensión isoterma y adiabático.



En la *Figura 5-11* se observa la diferencia entre los datos isotermos y adiabáticos para una temperatura de 303 K, se ha elegido esta temperatura porque las simulaciones mediante el programa de elementos finitos Abaqus han sido a dicha temperatura y a una deformación plástica de 0.1.



Como se puede observar en la figura anterior, el efecto adiabático produce una disminución de la tensión en el material. Existe una variación del 0.56 %.

Para velocidades de deformación menores o iguales a  $1 \text{ s}^{-1}$ , el efecto de la temperatura ha sido despreciable, sin embargo para velocidades de deformación mayores a  $10 \text{ s}^{-1}$  el efecto del incremento de temperatura en el cálculo de la tensión ha ido aumentando provocando la disminución del mismo.

A continuación se muestra la evolución de la deformación de fallo respecto el parámetro de fallo  $d_1$  para las tres velocidades estudiadas. Para ello se ha usado la *Ecuación 2.32* del presente documento.

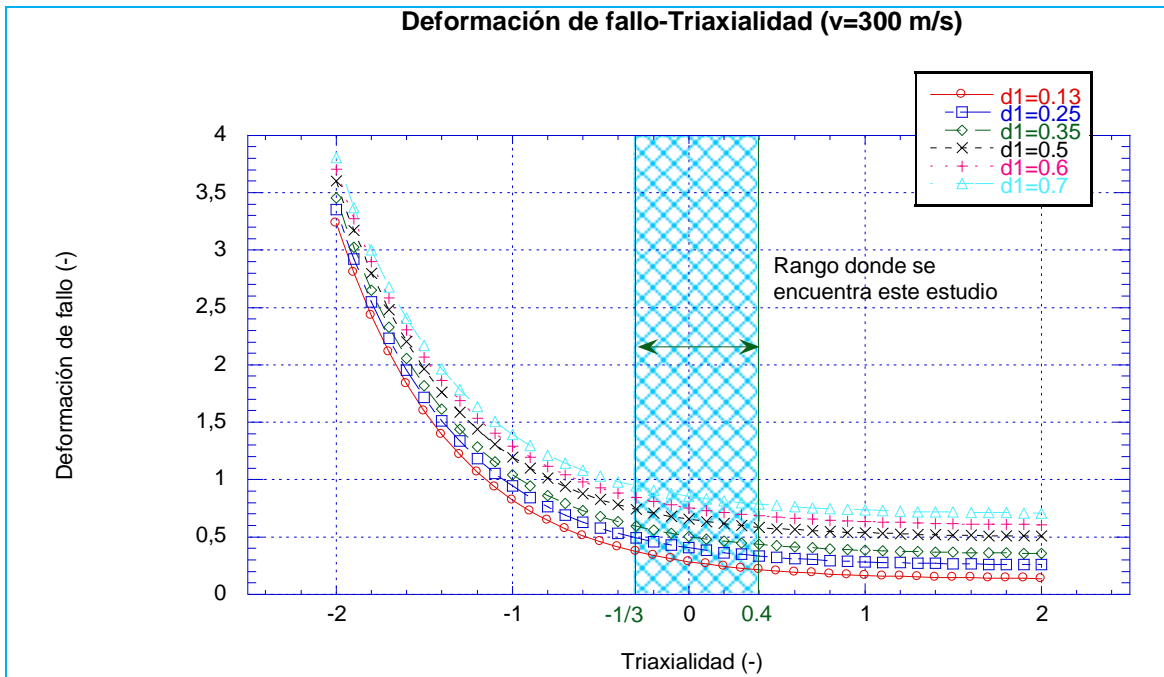


Figura 5-12: Estudio numérico de la deformación de fallo para  $v=300$  m/s

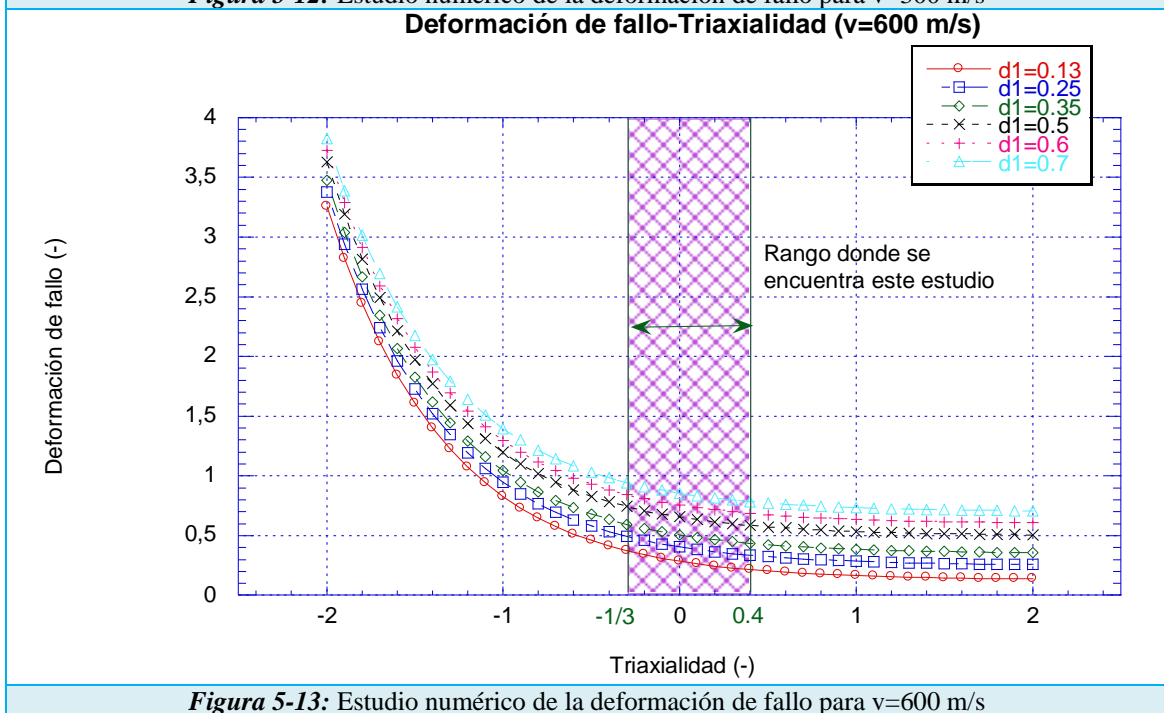
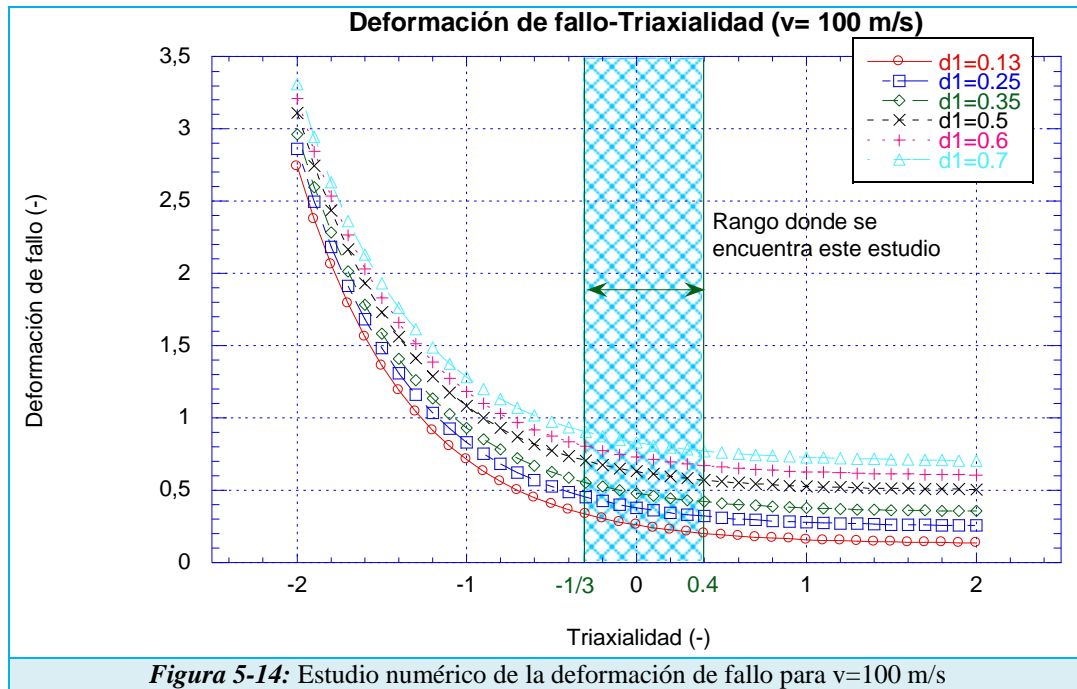
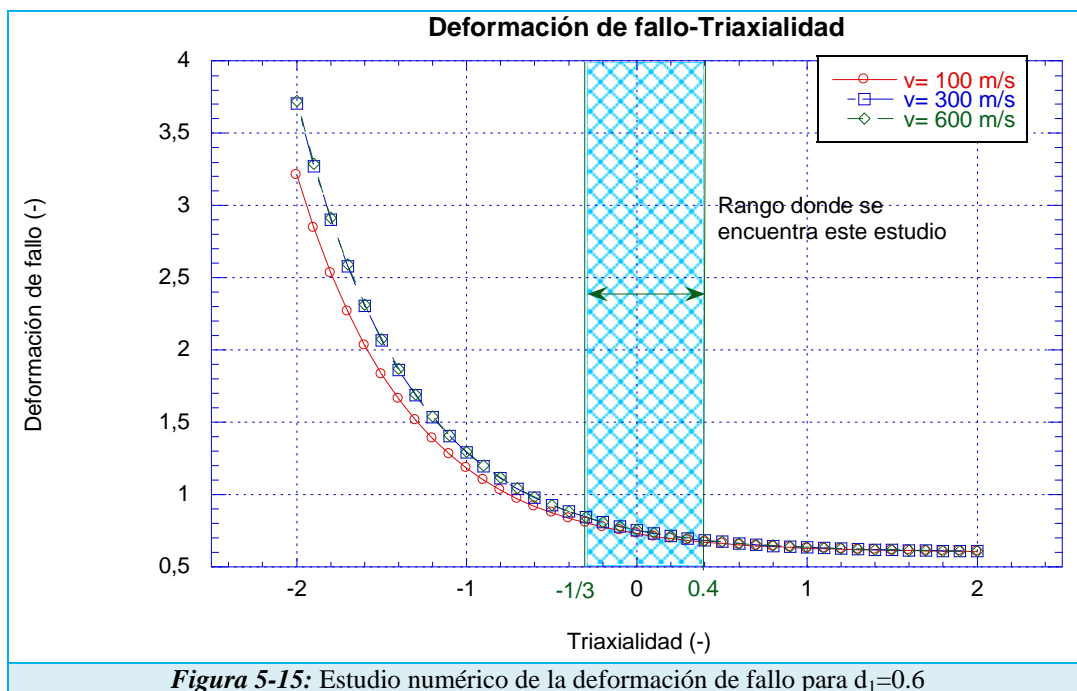


Figura 5-13: Estudio numérico de la deformación de fallo para  $v=600$  m/s



Las figuras anteriores tienen un mismo patrón y es que a medida que aumenta la triaxialidad, la deformación de fallo disminuye, además para un mismo valor de triaxialidad aumentando el valor del parámetro de daño  $d_1$  se consiguen mayores valores de deformación de fallo, es decir, el fallo de los elementos ocurre más tarde que con una  $d_1$  menor. En la *Figura 5-15* se muestra para una  $d_1=0.6$ , la evolución de la deformación de fallo con la triaxialidad para las velocidades estudiadas de 100,300 y 600 m/s.



Analizando la figura anterior, se observa que la velocidad apenas influye en la deformación de fallo, es decir, variando los valores de velocidad y manteniendo el resto constantes, la variación de deformación de fallo es insignificante. Además para la zona de triaxialidad en la que se encuentra definido este estudio,  $-1/3-0.4$ , se tienen unos valores de deformación de fallo dentro de un rango de  $0.6-0.8$ .

# Capítulo 6

## 6. *INFLUENCIA DEL MODELO DE DAÑO.*

### *Proyecto Fin de Carrera*

---

Análisis Numérico del Comportamiento frente a Impacto de Aluminio  
2024-T351 sometido a Ensayo de Taylor

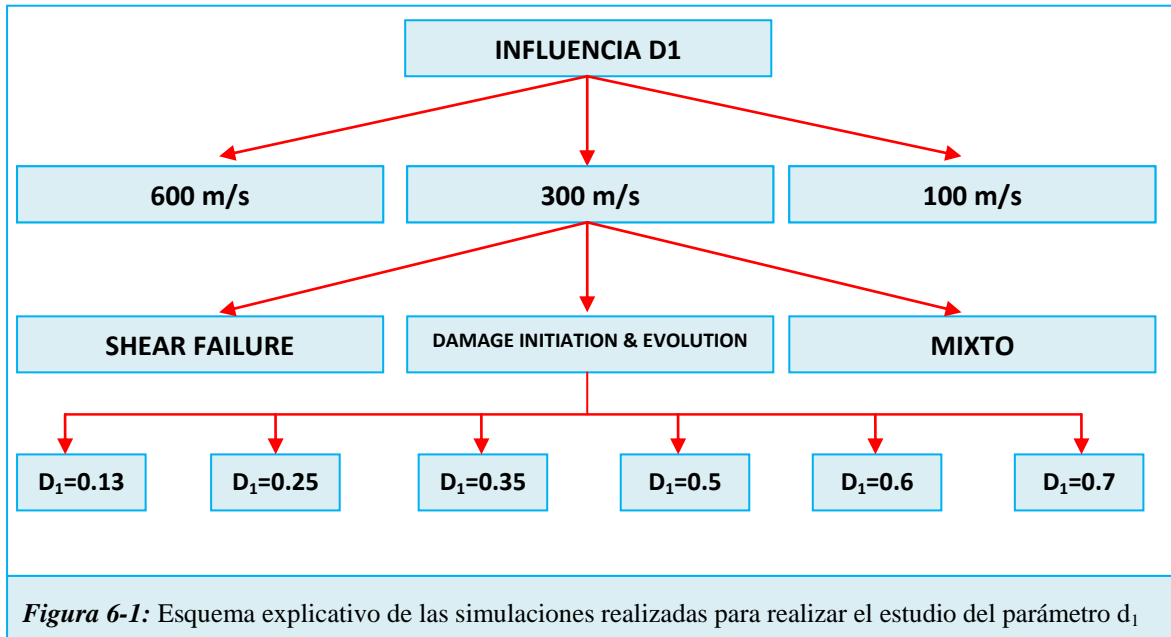
*Autor: Marcos Rodríguez Millán*

*Directores: Ángel Arias Hernández y José Antonio Rodríguez Martínez*



## 6.1. INFLUENCIA DEL PARÁMETRO DE DAÑO $D_1$

Para analizar la influencia del parámetro de daño  $d_1$  de la *Ecuación 2.32*, se han realizado numerosas simulaciones, distribuidas entre tres velocidades (600, 300, 100 m/s). Dentro de estas simulaciones, se han empleado los criterios de fallo *Shear Failure* y *Damage Initiation & Evolution* y una mezcla de ambas. Algunos casos, no se han necesitado realizar todas las simulaciones previstas para sacar conclusiones.



Las simulaciones se realizaron con las siguientes características básicas:

- *Temperatura material:* 303K.
- *Penalty contact method:*  $\mu=0.1$
- *Hourglass*<sup>5</sup>=stiffness.
- *Tiempo de impacto:* 52  $\mu$ s.
- *Element deletion*=yes

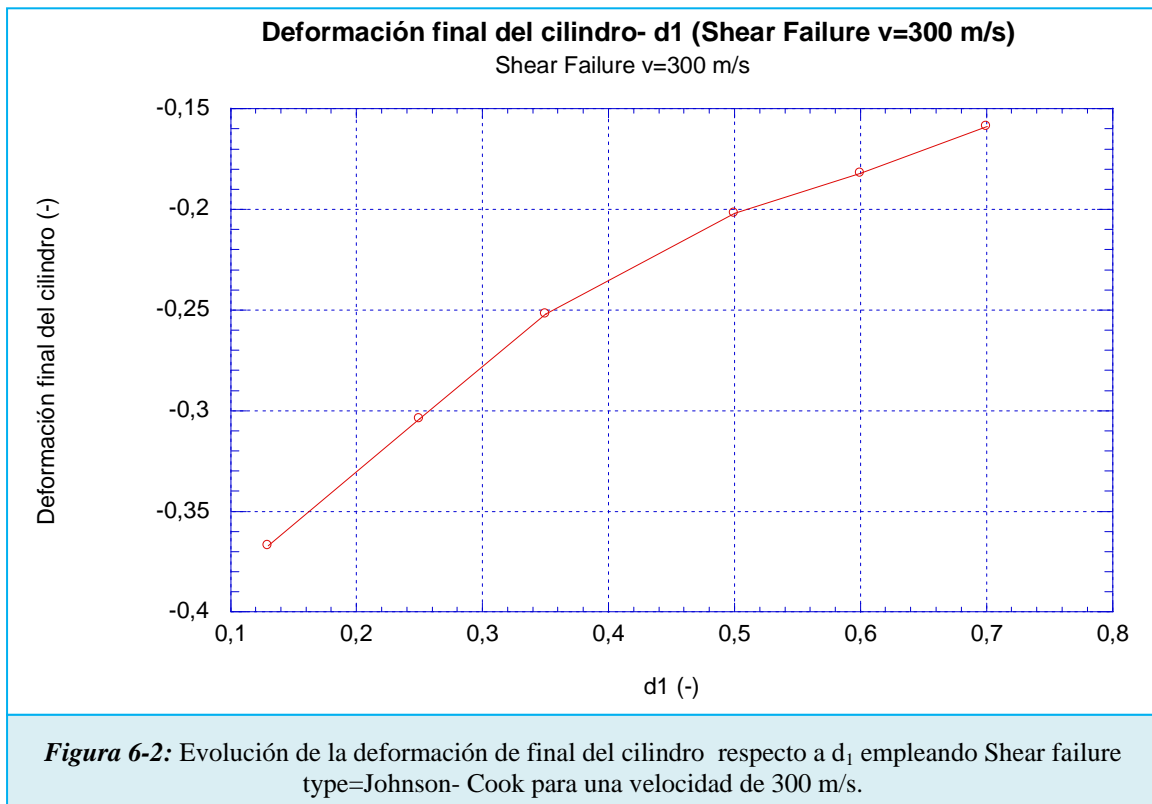
<sup>5</sup> El Hourglassing es un fenómeno de deformación bajo energía cero que oscila a una frecuencia mucho mayor que la respuesta global de la estructura. Las formas de Hourglassing son estados matemáticos que no son físicamente posibles. Típicamente no poseen rigidez y dan una apariencia de zigzag a la deformación de la malla. Los modelos de integración reducida promueven la deformación con cero energía. La ocurrencia de este fenómeno puede reducir o incluso invalidar los resultados de un análisis. Si la energía total de Hourglassing es superior al 10 % de la energía interna del modelo, existe un problema de análisis.

Para visualización se utiliza el parámetro PE (deformación plástica) para medir los parámetros necesarios para calcular el límite elástico mediante la fórmula de Taylor (Ecuación 3.13). Sin embargo, en los análisis usando Damage Initiation & Evolution se emplea también el parámetro JCCRT, con el fin de comparar ambos parámetros.

### 6.1.1. Estudio con una velocidad de 300 m/s

#### SHEAR FAILURE

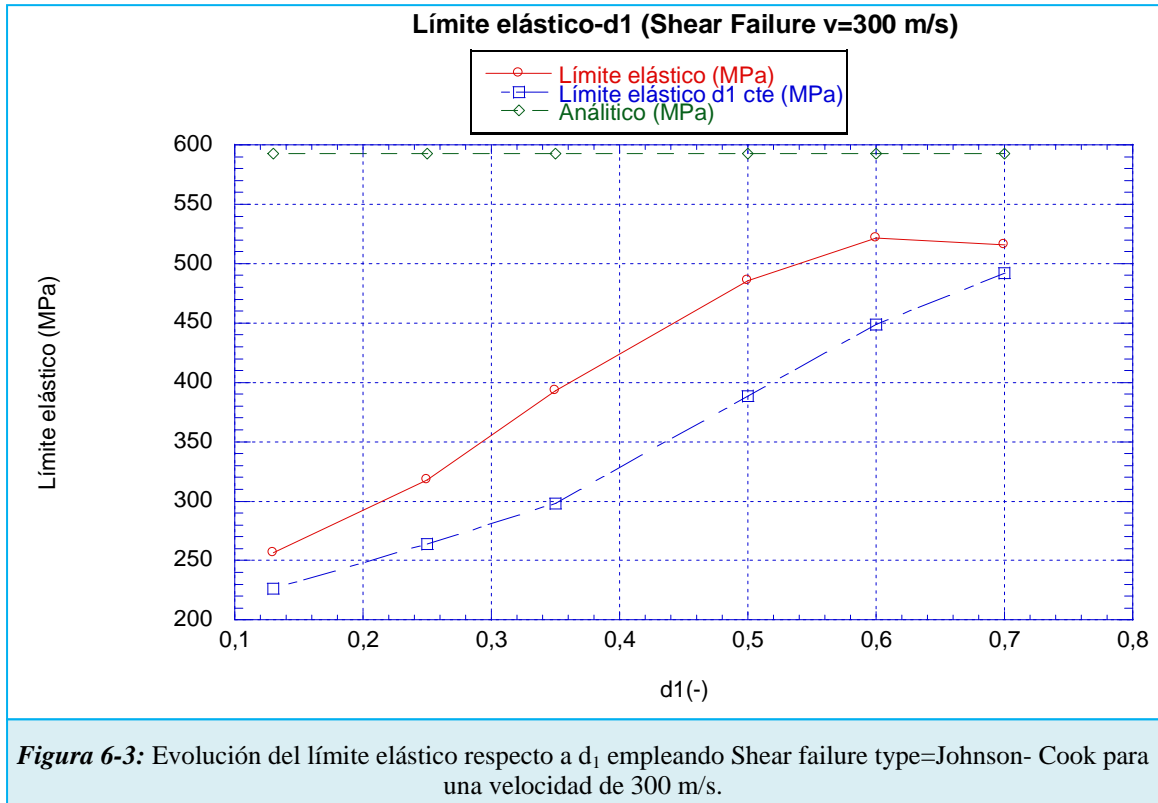
En la *Figura 6-2*, se muestra la evolución de la deformación del cilindro<sup>6</sup> con el parámetro de fallo  $d_1$ .



Como se observa a medida que aumenta el parámetro de fallo  $d_1$ , hay una menor deformación debido a que el cilindro tiene en su estado final una mayor longitud ya que éste se deforma mejor. Estas afirmaciones han sido corroboradas mediante el siguiente estudio.

<sup>6</sup> La deformación del cilindro se calcula mediante la longitud final del cilindro después del impacto y la longitud inicial del cilindro antes del impacto.

En la *Figura 6-3*, se puede observar la evolución del límite elástico con respecto al parámetro  $d_1$  cuando se emplea con el criterio *Shear Failure type= Johnson-Cook*. Del mismo modo se trata de comparar con el dato numérico del apartado 5.4.



Como se observa en la figura anterior, existe una evolución creciente del límite elástico con respecto a  $d_1$ . Del mismo modo, a medida que aumenta el valor de dicho parámetro se acerca al valor numérico, el cual es el valor de referencia calculado a partir de la ecuación constitutiva de Johnson-Cook. Además de ajustarse más al límite elástico numérico, en el estado físico final del cilindro en la simulación se aprecia una deformación plástica que es previsible, como se mostró en los artículos descritos en el apartado 3.2 del presente documento. También se puede observar que los datos obtenidos de límite elástico cuando  $d_1$  es constante se ajustan de peor manera a los datos empleado todos los parámetros de daño  $d_i$ .

En la *Figura 6-4*, en el instante  $t=52 \mu s$ , el estado final del cilindro, para los parámetros  $d_1$  del gráfico anterior, al colisionar con el muro o placa rígida, a una velocidad de 300 m/s, se muestra mapa de deformaciones plásticas en el cilindro.



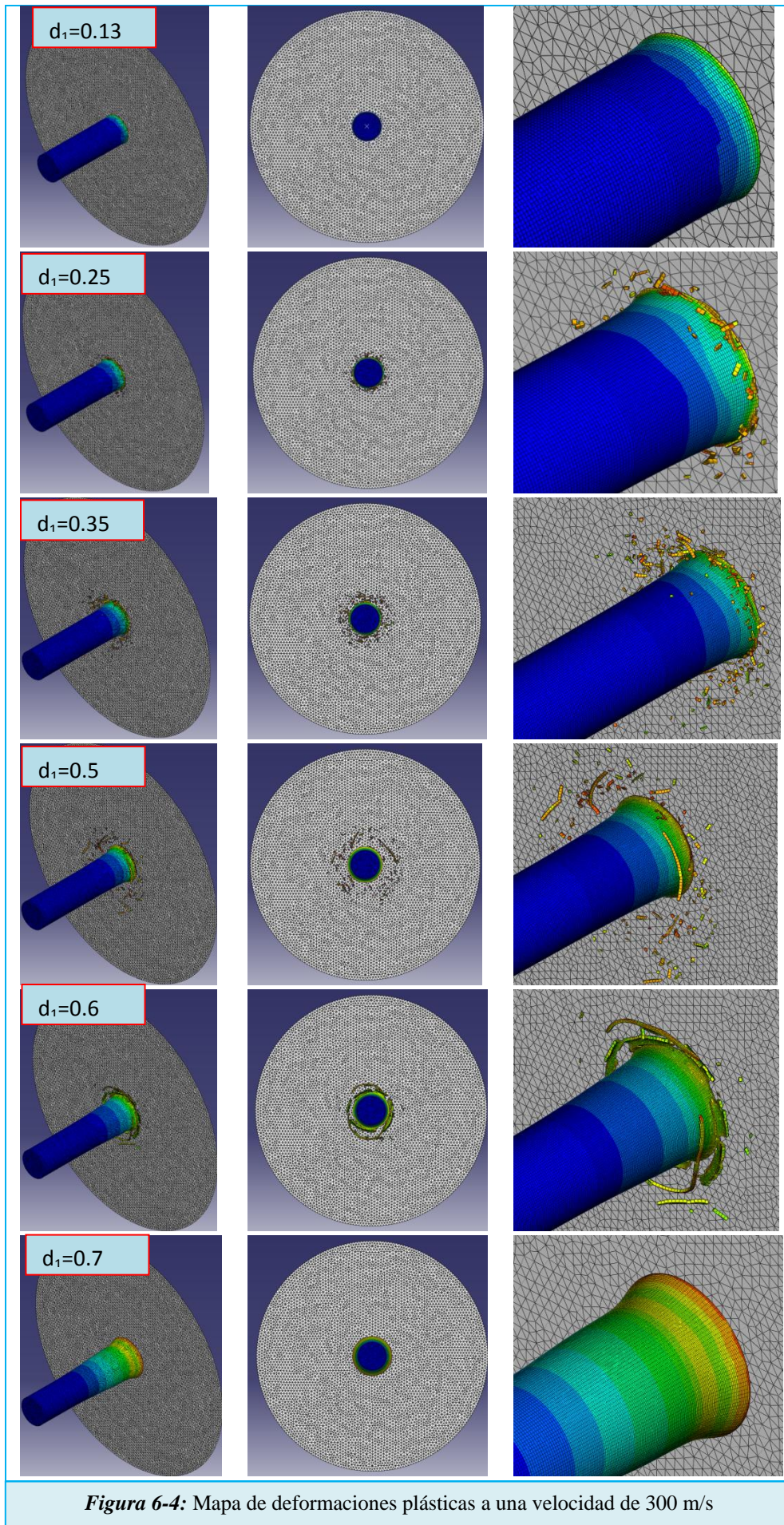


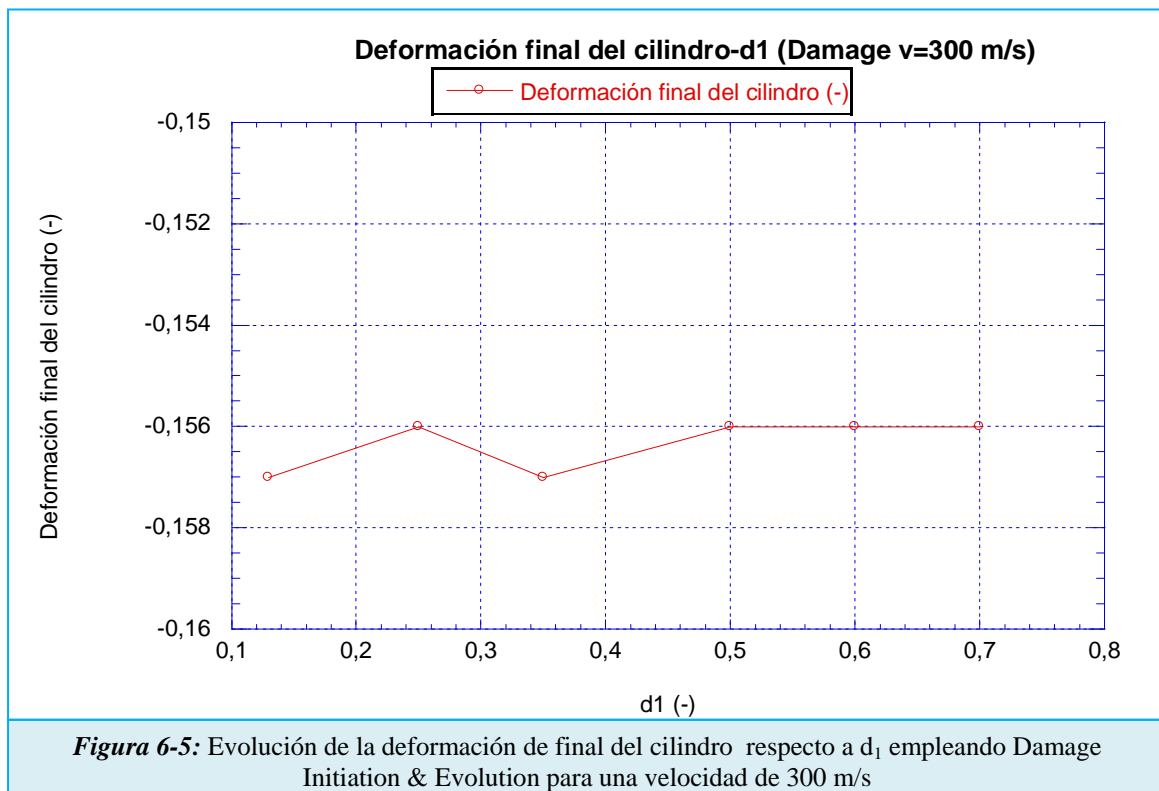
Figura 6-4: Mapa de deformaciones plásticas a una velocidad de 300 m/s

Como se puede observar en la *Figura 6-4*, existe una evolución con respecto a la deformación que se produce en el cilindro. Para  $d_1$  muy bajas, 0.13-0.25, no se aprecia desprendimiento ni deformación plástica, simplemente el modelo del cilindro va disminuyendo su longitud, unas de las posibles causas de que se haya producido dicho fenómeno para tales valores de  $d_1$  es el mallado, éste debería a haber sido mucho más fino para que los elementos en contacto con la placa no se deformasen tan rápido y se pudiera apreciar cualquier otro fenómeno como pudiera ser una deformación plástica.

A medida que la  $d_1$  aumenta, se aprecia mejor el desprendimiento de elementos, incluso para  $d_1 = 0.6$ , llega a existir, levemente, el fenómeno del *petalling*. Sin embargo para  $d_1 = 0.7$ , sólo se produce deformación plástica y no *petalling*, además se produce un rebote con respecto a la placa. Esto puede ser debido a que para valores de iguales o inferiores a  $d_1 = 0.6$ , se produce el fenómeno de la cortadura o por el tiempo de simulación.

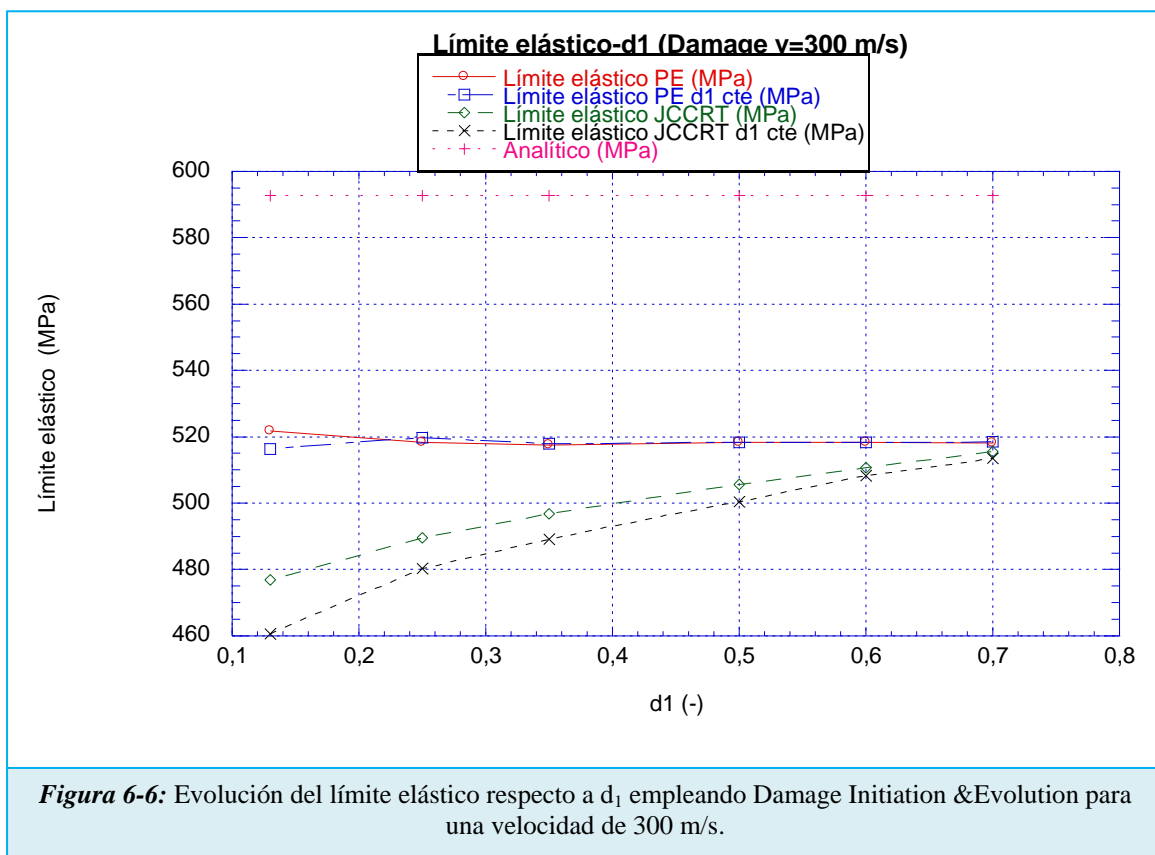
#### DAMAGE INITIATION & EVOLUTION

La evolución de la deformación del cilindro a medida que aumenta el parámetro de fallo  $d_1$  para una velocidad de 300 m/s se muestra en la *Figura 6-5*.



En la figura anterior se observa como esta evolución es prácticamente constante con el parámetro de fallo. Por lo que la longitud final del cilindro no varía con dicho parámetro. Cabe explicar que para realizar la siguiente gráfica se ha empleado como criterio para medir el parámetro PE (deformación plástica) en lugar del de Johnson-Cook (JCCRT)

En la *Figura 6-6*, se puede observar la evolución del límite elástico con respecto al parámetro  $d_1$  cuando se emplea con el criterio *Damage Initiation & Evolution*.



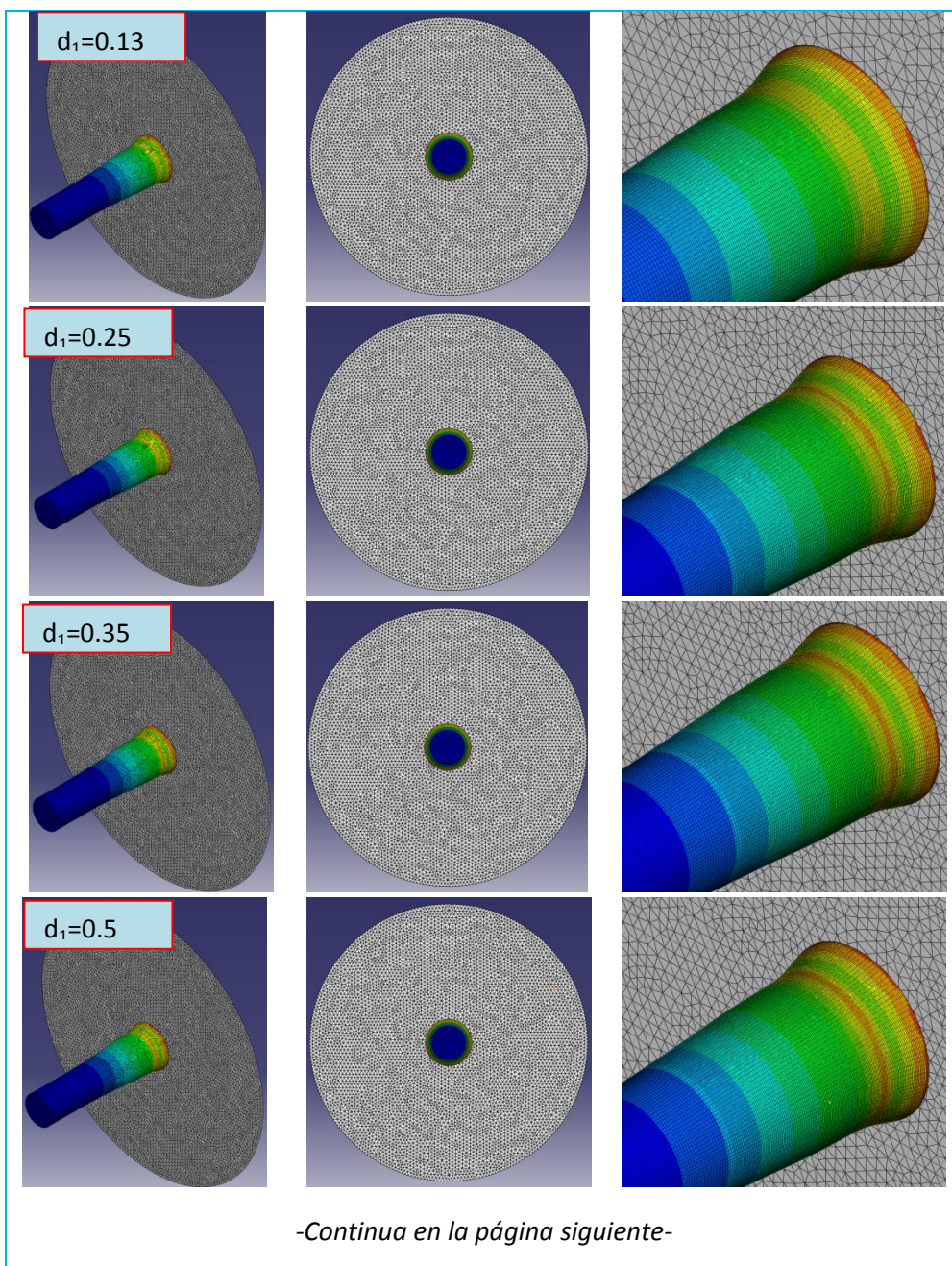
**Figura 6-6:** Evolución del límite elástico respecto a  $d_1$  empleando *Damage Initiation & Evolution* para una velocidad de 300 m/s.

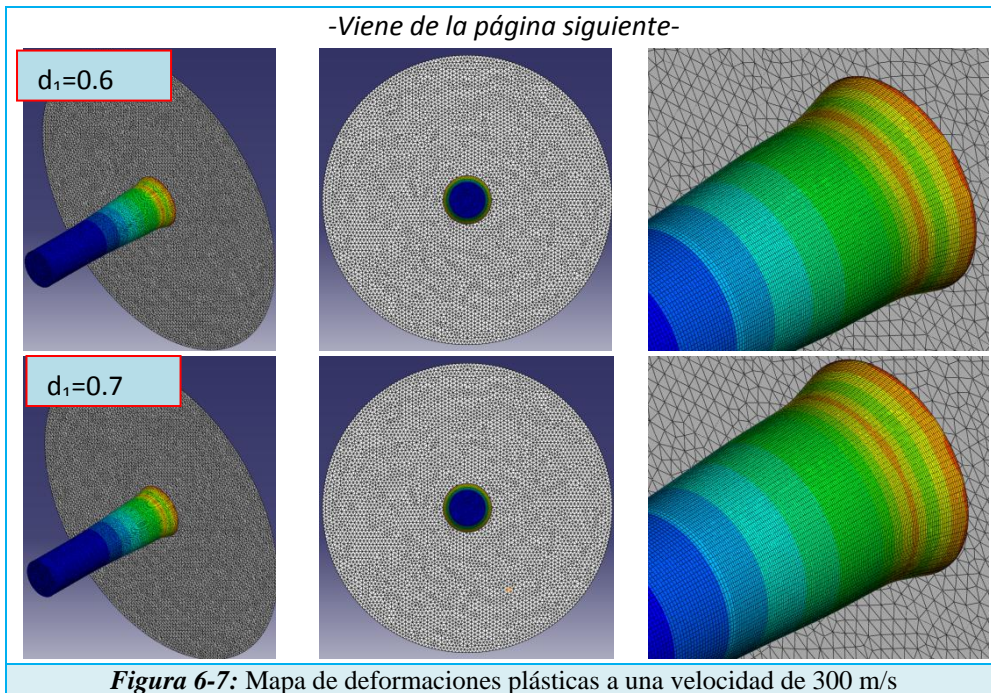
Como se observa en la figura anterior, existe una evolución lineal del límite elástico con respecto a  $d_1$ , si se toma como criterio para medir las longitudes el parámetro PE. Sin embargo, si se toma como criterio el parámetro JCCRT, que sólo puedes utilizarlo empleando *Damage Initiation & Evolution*, se observa que la pendiente es de tendencia creciente. En ambos casos, los valores están lejos del valor numérico calculado a partir de la ecuación constitutiva de JC (*Ecuación 2.20*). Respecto a emplear sólo el parámetro



$d_1$  para definir el criterio de fallo decir que si se toma JCCRT los valores son prácticamente igual a los que se obtienen si se emplea todos los parámetros de fallo.

En el instante  $t=52 \mu s$ , el estado final del cilindro, para los parámetros  $d_1$  del gráfico anterior, al colisionar con el muro o placa rígida, a una velocidad de 300 m/s, se muestra en la *Figura 6-6*. Las imágenes seleccionadas son para el mapa de deformación plástica PE, la forma del cilindro es la misma para ambos casos, lo que cambian son los valores, como se ha mostrado en la *Figura 6-5*.





Esta *Figura 6-7* corrobora lo representado en la gráfica de la *Figura 6-6* y es que apenas existe una evolución con respecto a  $d_1$ , salvo para  $d_1$  muy pequeñas, 0.13. En todo el proceso se aprecia una deformación plástica, además de que el cilindro rebota, debido al tiempo de la simulación. En ningún momento se observa el fenómeno del *petalling*, ni ninguna rotura.

Por tanto, se ha observado que para una velocidad de 300 m/s no influye en demasía el parámetro de deformación de fallo. Se han elegido unas instantáneas para mostrar alguna posible diferencia entre los dos parámetros, JCCRT y PE, tal y como se mostró anteriormente en la *Figura 6-7*.

Para el instante  $t=52 \mu\text{s}$ ,  $d_1=0.7$  y haciendo un corte transversal por la mitad del cilindro, se pueden observar con mayor facilidad las diferencias descritas. Para ello se hace uso de la *Figura 6-8*.



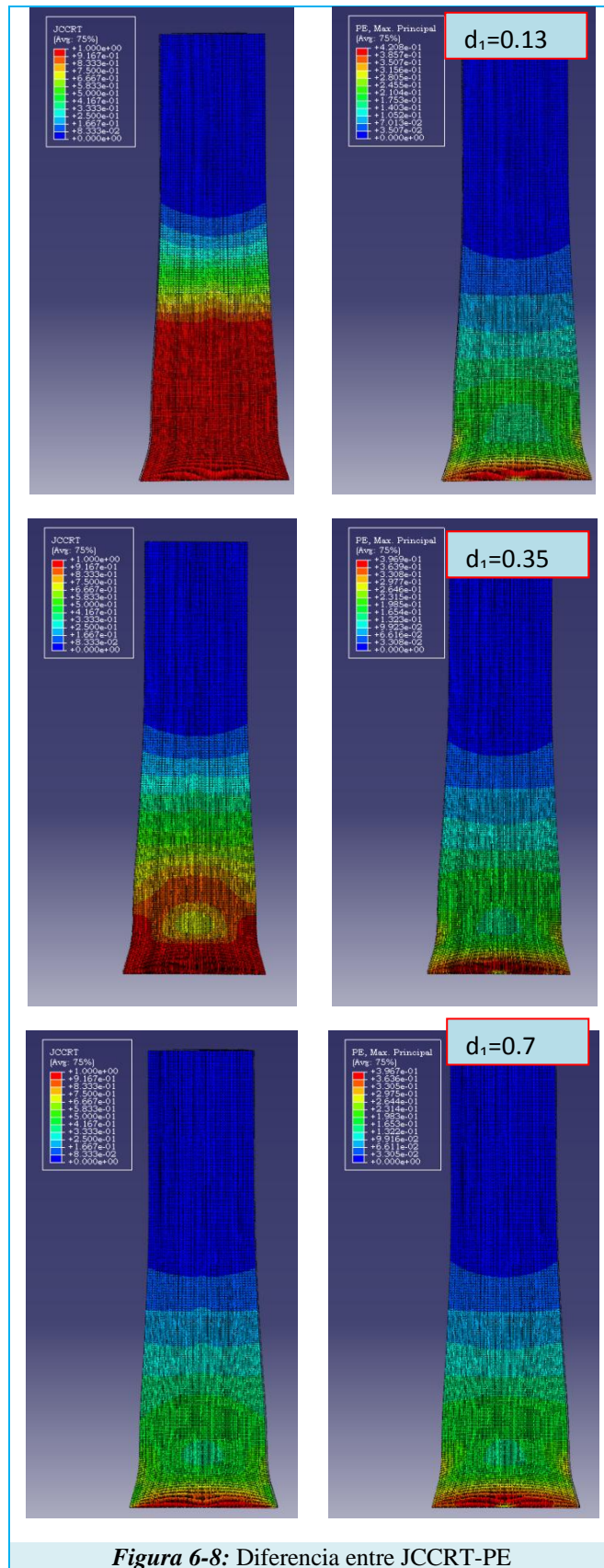
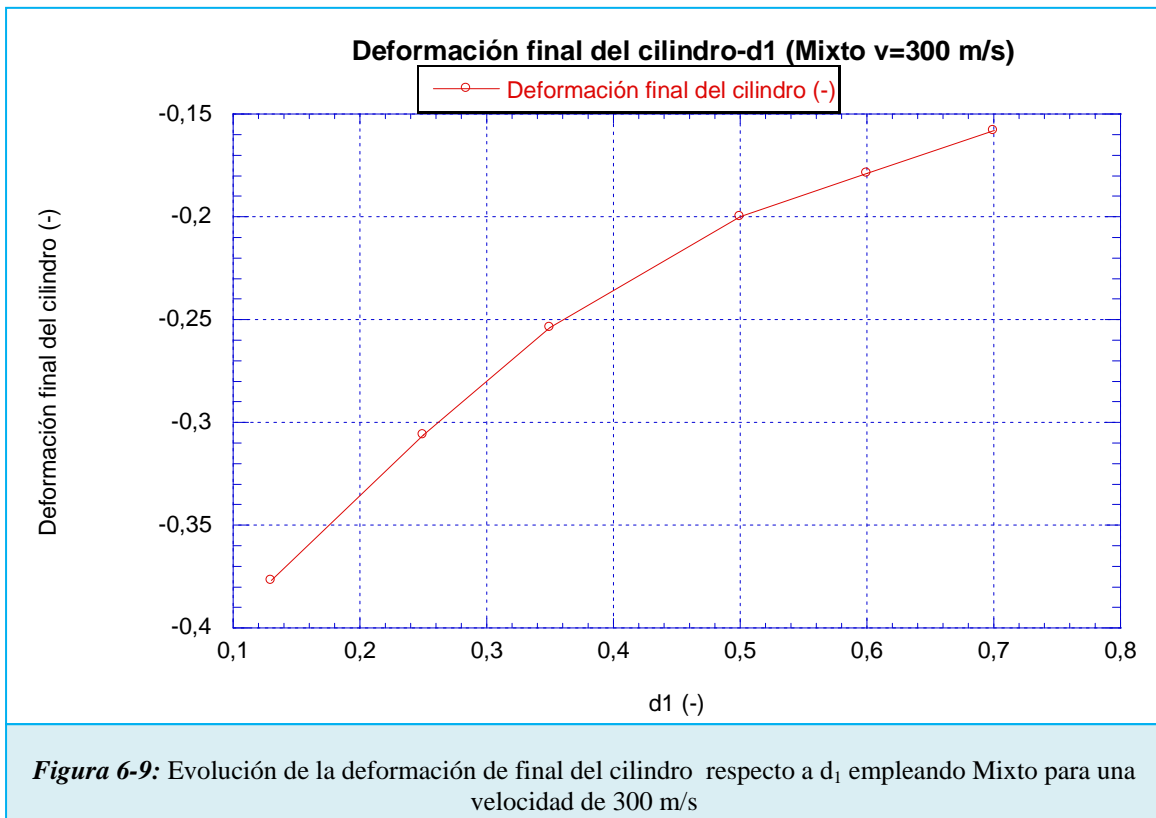


Figura 6-8: Diferencia entre JCCRT-PE

A medida que aumenta la  $d_1$ , la simulación con el output JCCRT se parece más al del output PE, pero para bajas  $d_1$ , 0.13, hay más deformación en el caso del JCCRT, por lo que eso explica que sean distintos en la gráfica de la *Figura 6-5*.

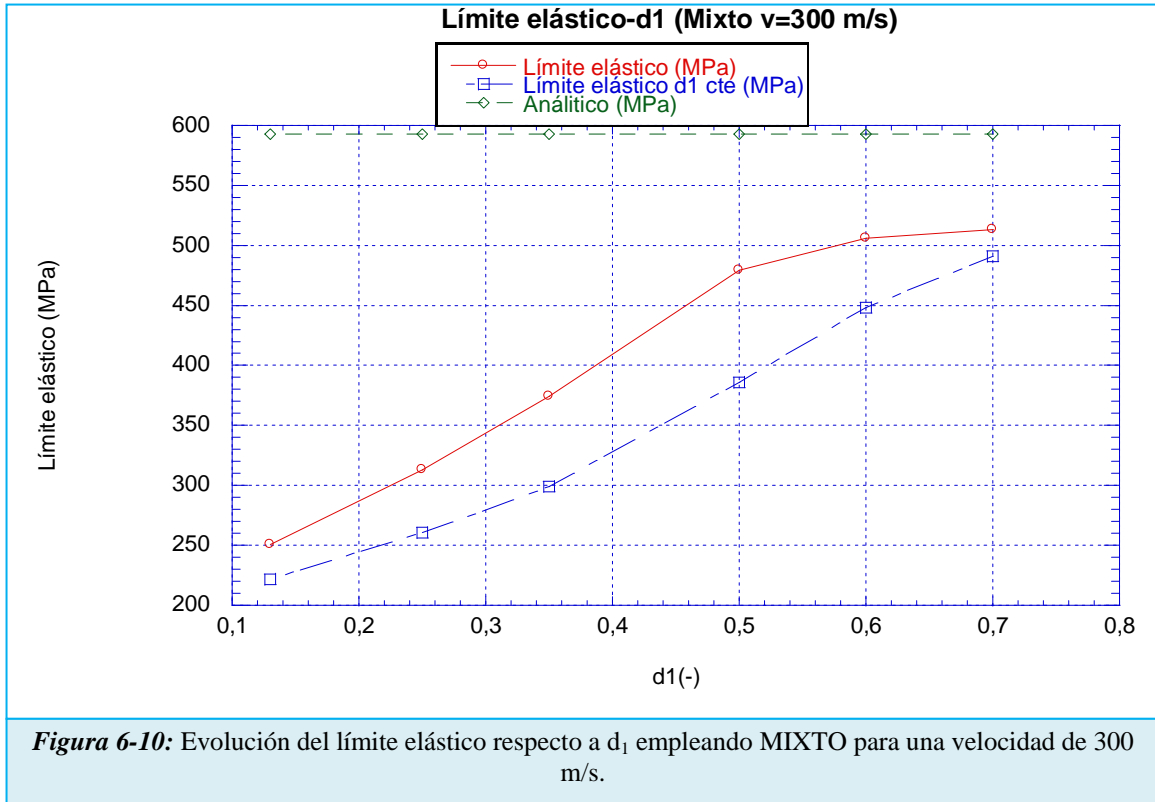
## MIXTO

La *Figura 6-9* muestra la evolución de la deformación del cilindro después del impacto respecto al parámetro de fallo  $d_1$ .



Como pasaba en el caso de emplear *Shear Failure*, la tendencia es que a medida que aumenta el parámetro de fallo  $d_1$ , la longitud final del cilindro es mayor, es decir, se deforma mejor.

En la *Figura 6-10*, se puede observar la evolución del límite elástico con respecto al parámetro  $d_1$  cuando se emplea con el criterio *Shear Failure type= Johnson-Cook y Damage Initiation & Evolution*.



Esta gráfica muestra la misma tendencia al caso de *Shear Failure* por lo que entre los dos criterios, *Shear Failure* y *Damage Initiation & Evolution*, influye más el primero. Así, como se observa en la figura anterior, existe una evolución creciente del límite elástico con respecto a  $d_1$ . Del mismo modo, a medida que aumenta el valor de dicho parámetro se acerca al valor analítico, el cual es el valor de referencia. Además de ajustarse más al límite elástico numérico, en el estado físico final del cilindro en la simulación se aprecia una deformación plástica que es previsible, como se ha mostrado en los artículos descritos en el apartado 3.2 del presente documento.

En el instante  $t=52 \mu s$ , el estado final del cilindro, para los parámetros  $d_1$  del gráfico anterior, al colisionar con el muro o placa rígida, a una velocidad de 300 m/s, se muestra en la *Figura 6-11*.



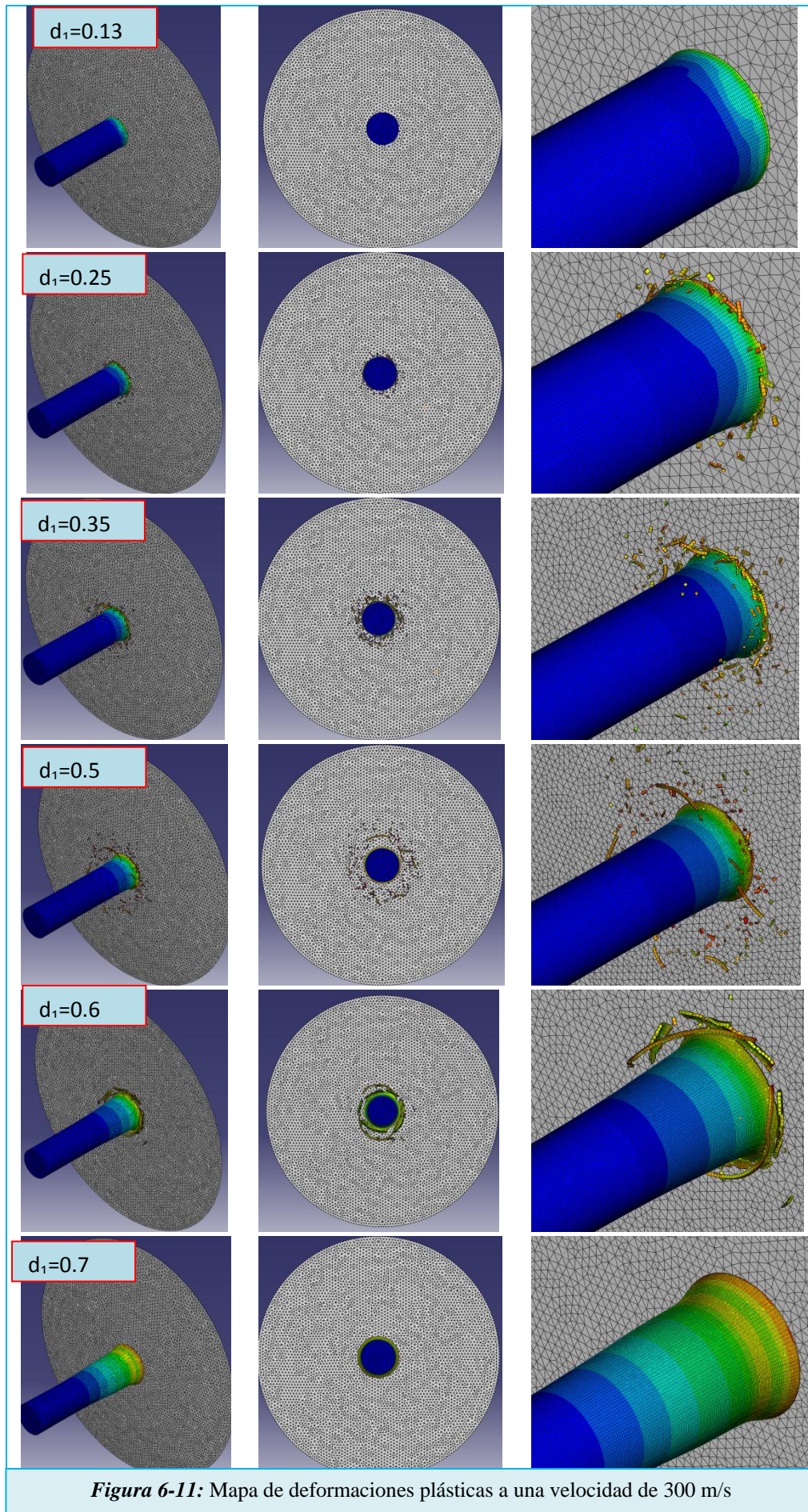
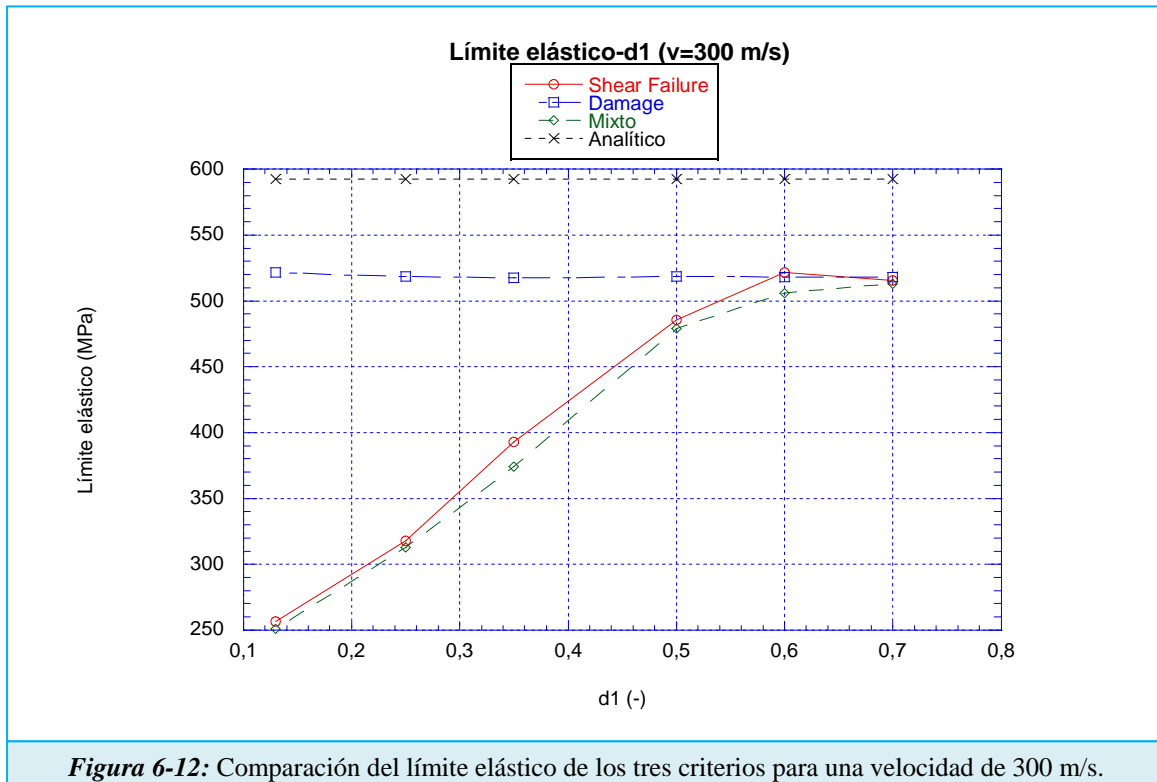


Figura 6-11: Mapa de deformaciones plásticas a una velocidad de 300 m/s

La evolución con la  $d_1$  que se observa en la *Figura 6-11* tiene la misma tendencia a la que se produce con el criterio de daño *Shear Failure*, *Figura 6-4*. En el siguiente punto se ha realizado la comparación entre todos los criterios utilizados (*Shear Failure*, *Damage Initiation & Evolution* y *Mixto*) y se ha corroborado la semejanza del *Mixto* y *Shear Failure*.

## COMPARACIÓN



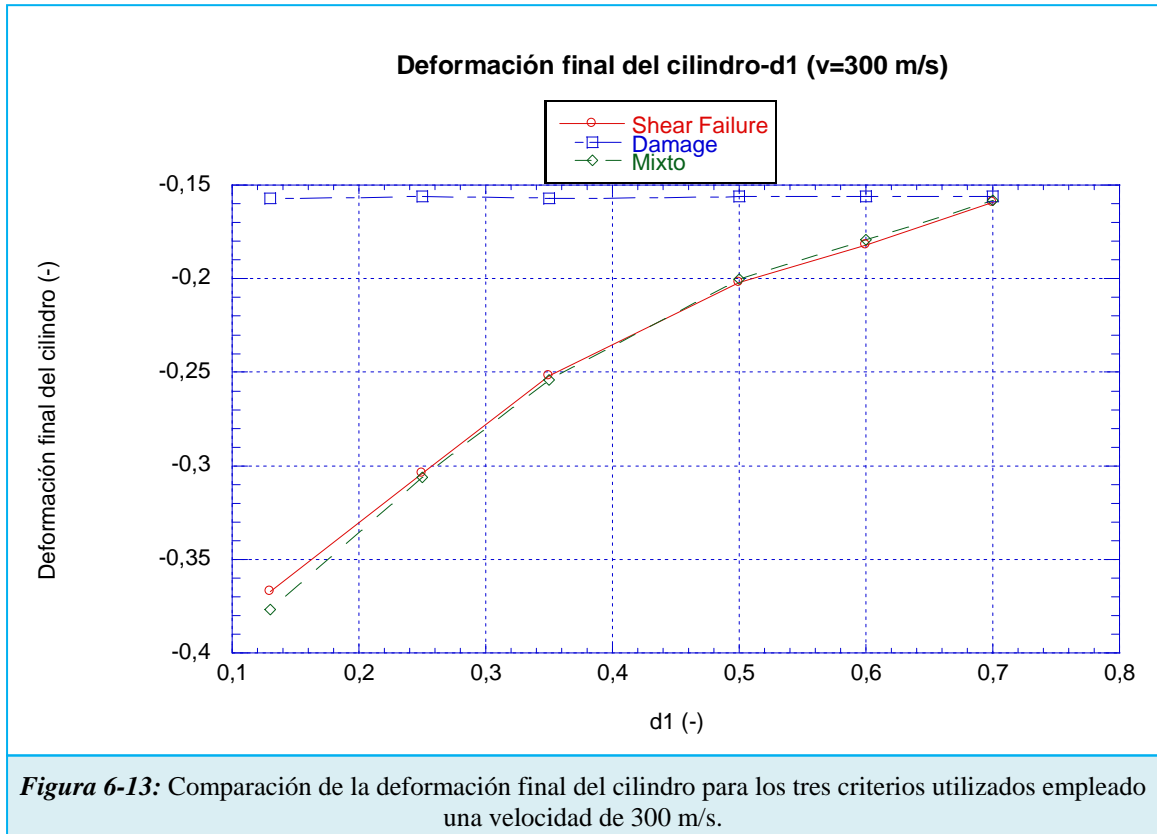
**Figura 6-12:** Comparación del límite elástico de los tres criterios para una velocidad de 300 m/s.

La *Figura 6-12*, la cual se ha realizado para los valores obtenidos para toda la ecuación de daño, esto es con  $d_1, d_2, d_3, d_4$  y  $d_5$ , muestra perfectamente misma tendencia que la mostrada anteriormente. Cuando se combina el criterio de *Shear Failure* y *Damage Initiation & Evolution*, predomina casi en su totalidad el primero de éstos.

Otra de las conclusiones logradas es que a partir de un valor,  $d_1 \in [0,6-0,7]$ , el límite elástico es el mismo, es decir, sus longitudes características para emplear en la fórmula de Taylor son prácticamente idénticas. Como se dijo en el punto 5.2.2, se ha escogido ese rango porque más allá de  $d_1 = 0,6$  aprox. no se producía la cortadura.



Si se compara ahora las deformaciones finales medidas para cada caso se corrobora que la utilización del criterio *Mixto* es semejante al criterio *Shear Failure*. También se ha observado que a medida que aumenta el parámetro de  $d_1$ , los valores de deformación se asemejan, como ya ha pasado con el límite elástico.



## 6.1.2. Estudio con una velocidad de 600 m/s

### SHEAR FAILURE

En la *Figura 6-14*, se muestra la evolución de la deformación del cilindro<sup>7</sup> con el parámetro de fallo  $d_1$ . Como se observa a medida que aumenta el parámetro de fallo  $d_1$ , hay una menor deformación debido a que el cilindro tiene en su estado final una mayor longitud ya que éste se deforma mejor.

<sup>7</sup> La deformación del cilindro se calcula mediante la longitud final del cilindro después del impacto y la longitud inicial del cilindro antes del impacto.

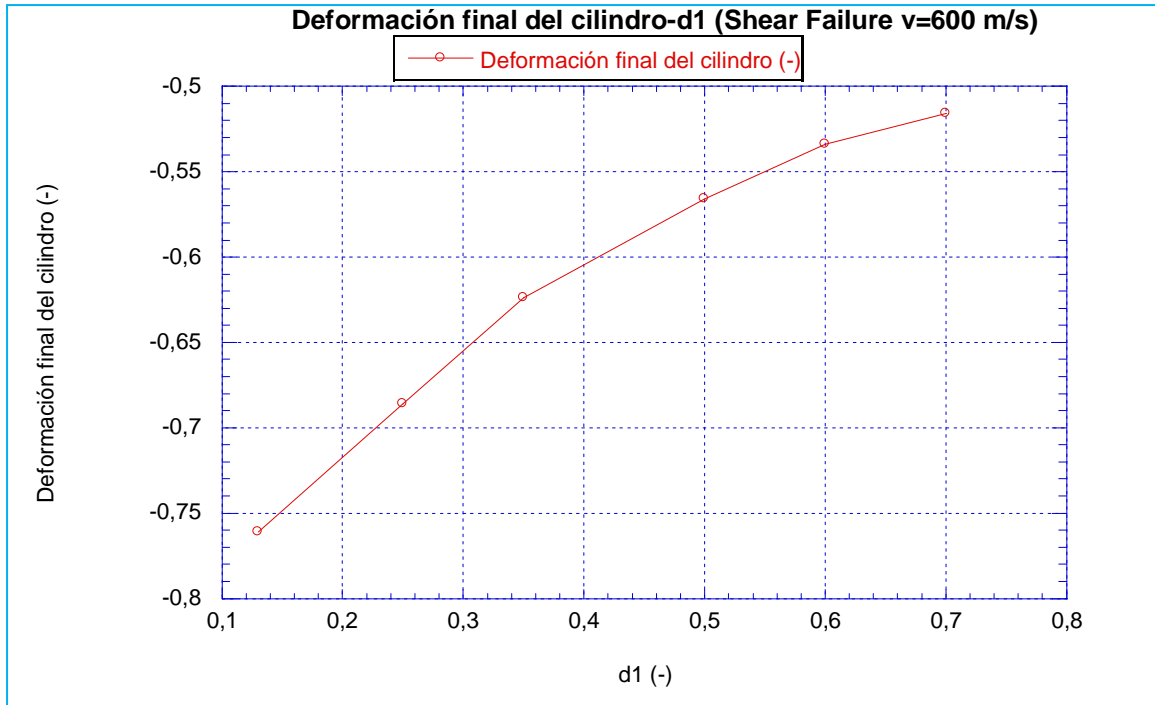


Figura 6-14: Evolución de la deformación de final del cilindro respecto a  $d_1$  empleando Shear Failure type=Johnson- Cook para una velocidad de 600 m/s

En la Figura 6-15, se puede observar la evolución del límite elástico con respecto al parámetro  $d_1$  cuando se emplea con el criterio *Shear Failure type= Johnson-Cook*.

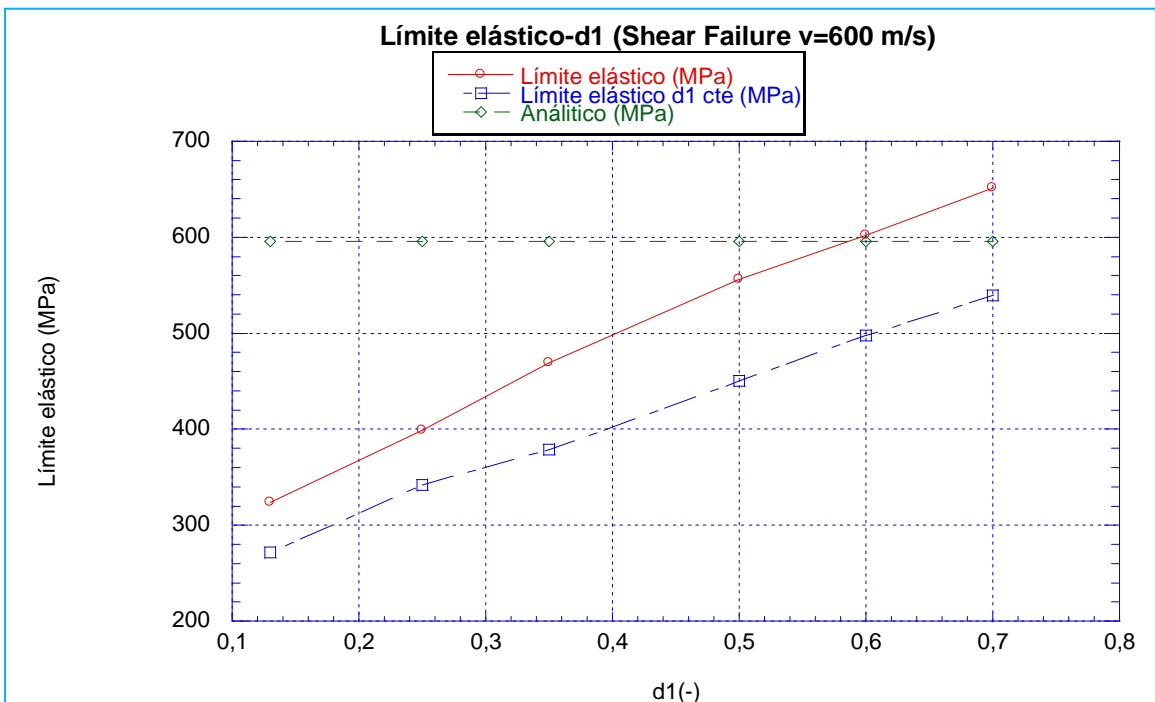
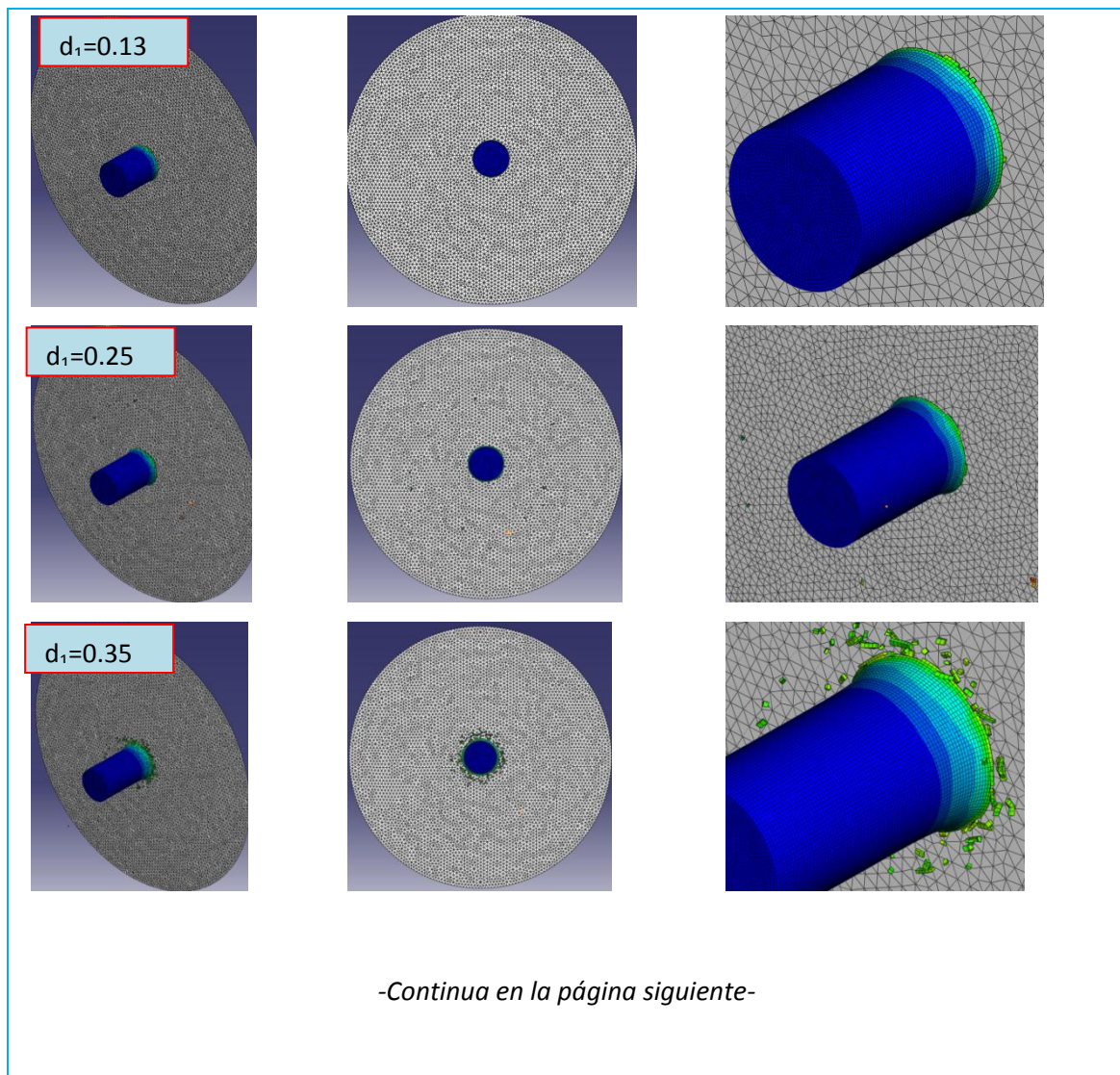


Figura 6-15: Evolución del límite elástico respecto a  $d_1$  empleando Shear Failure type= Johnson-Cook para una velocidad de 600 m/s.

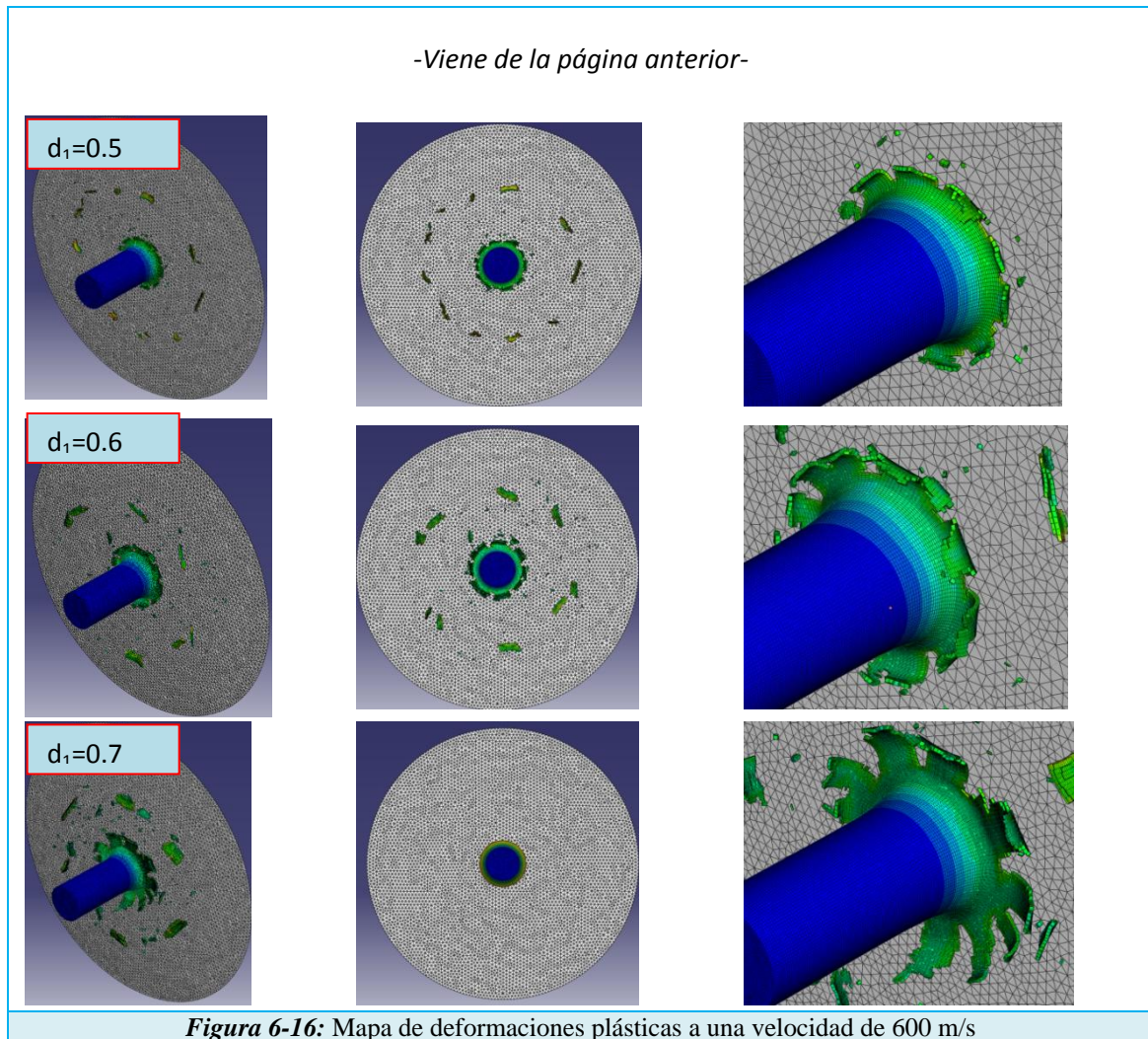
Como se observa en la figura anterior, existe una evolución creciente del límite elástico con respecto a  $d_1$ . Del mismo modo, a medida que aumenta el valor de dicho parámetro se aproxima y sobrepasa el valor numérico, el cual es el valor de referencia,

para un valor  $d_1 \approx 0.6$ . Además de ajustarse más al límite elástico hallado mediante la ecuación constitutiva de JC, en el estado físico final del cilindro en la simulación se aprecia una deformación plástica que es previsible, como se ha mostrado en los artículos descritos en el apartado 3.2 del presente documento. Respecto a emplear sólo el parámetro de daño  $d_1$  como único parámetro para describir el criterio de fallo queda demostrado que no se ajusta tan bien como lo hace empleado todos los parámetros de daño  $d$ .

En el instante  $t=52 \mu s$ , el estado final del cilindro, para los parámetros  $d_1$  del gráfico anterior, al colisionar con el muro o placa rígida, a una velocidad de 600 m/s, se muestra en la *Figura 6-16*.





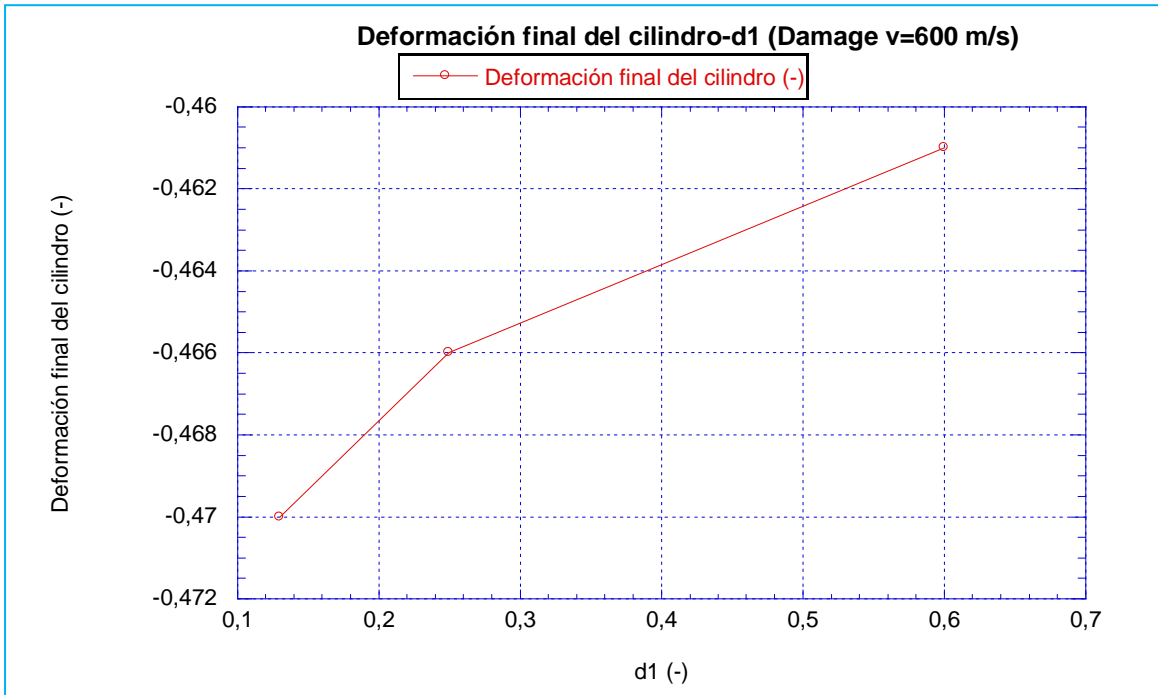


Como se puede observar en la *Figura 6-16*, existe una evolución con respecto al fenómeno del *petalling* que se produce en el cilindro. Para  $d_1$  de 0.13-25, no se aprecia desprendimiento ni deformación plástica, simplemente el modelo del cilindro va disminuyendo su longitud, unas de las posibles causas de que se haya producido dicho fenómeno para tales valores de  $d_1$  es el tipo de mallado, éste debería haber sido mucho más fino para que los elementos en contacto con la placa no se deformasen tan rápido.

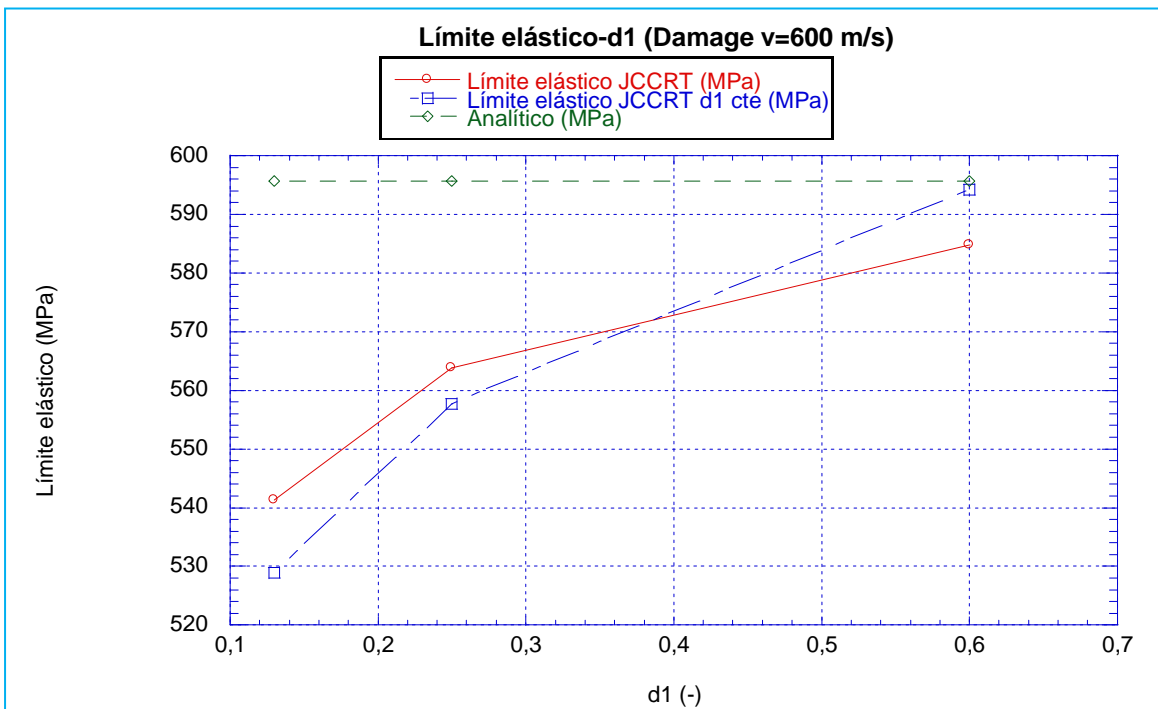
A medida que la  $d_1$  aumenta, se aprecia mejor los fenómenos nombrados. Para  $d_1=0.6$ , que es el valor más próximo al numérico, calculado a partir de la ecuación de JC, se ve perfectamente. Si se hubiera elegido un mayor tiempo de impacto, es decir, una  $t > 52 \mu s$ , los fenómenos se hubieran desarrollado mejor.

**DAMAGE INITIATION & EVOLUTION**

La evolución de la deformación del cilindro a medida que aumenta el parámetro de fallo  $d_1$  para una velocidad de 600 m/s se muestra en la *Figura 6-17*. En ella se observa como esta evolución es creciente con el parámetro de fallo, aunque dado el rango en que está grafica se puede considerar casi constante.



**Figura 6-17:** Evolución de la deformación de final del cilindro respecto a  $d_1$  empleando Damage Initiation & Evolution para una velocidad de 600 m/s



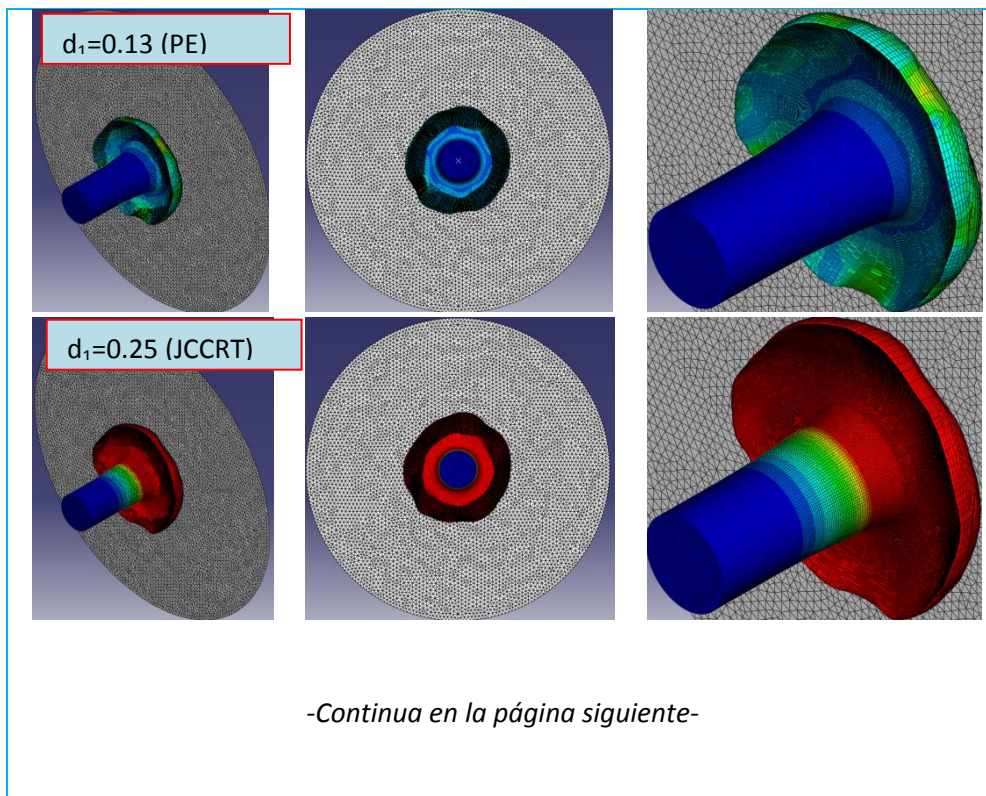
**Figura 6-18:** Evolución del límite elástico respecto a  $d_1$  empleando Damage Initiation & Evolution para una velocidad de 600 m/s.

En la *Figura 6-18*, se puede observar la evolución del límite elástico con respecto al parámetro  $d_1$  cuando se emplea con el criterio *Damage Initiation & Evolution*. Del mismo modo se trata de comparar con el dato numérico obtenido del apartado 5.4.

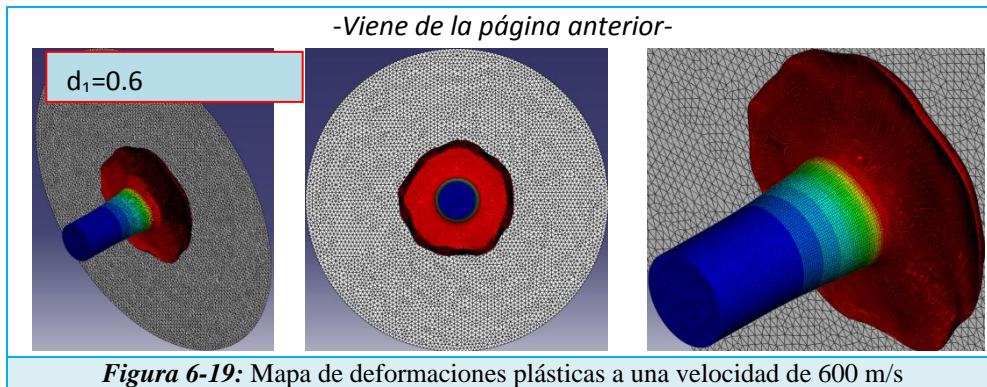
En este caso no se hizo el estudio con el output PE, ya que a esta velocidad, los resultados eran erróneos, ya que mostraba que no había deformación plástica, PE.

Como se observa en la figura anterior, existe una evolución lineal del límite elástico con respecto a  $d_1$ . Para un valor de  $d_1=0.6$  el dato numérico y el dato FEM son prácticamente idénticos.

En el instante  $t=52 \mu s$ , el estado final del cilindro, para los parámetros  $d_1$  del gráfico anterior, al colisionar con el muro o placa rígida, a una velocidad de 600 m/s, se muestra en la *Figura 6-19*. Las imágenes seleccionadas son para el caso de utilizar el output PE (deformación plástica) para  $d_1=0.13$  y JCCRT para los otros valores, el estado final del cilindro es la misma para ambos casos, lo que cambian son los valores, como se ha mostrado en la *Figura 6-18*.



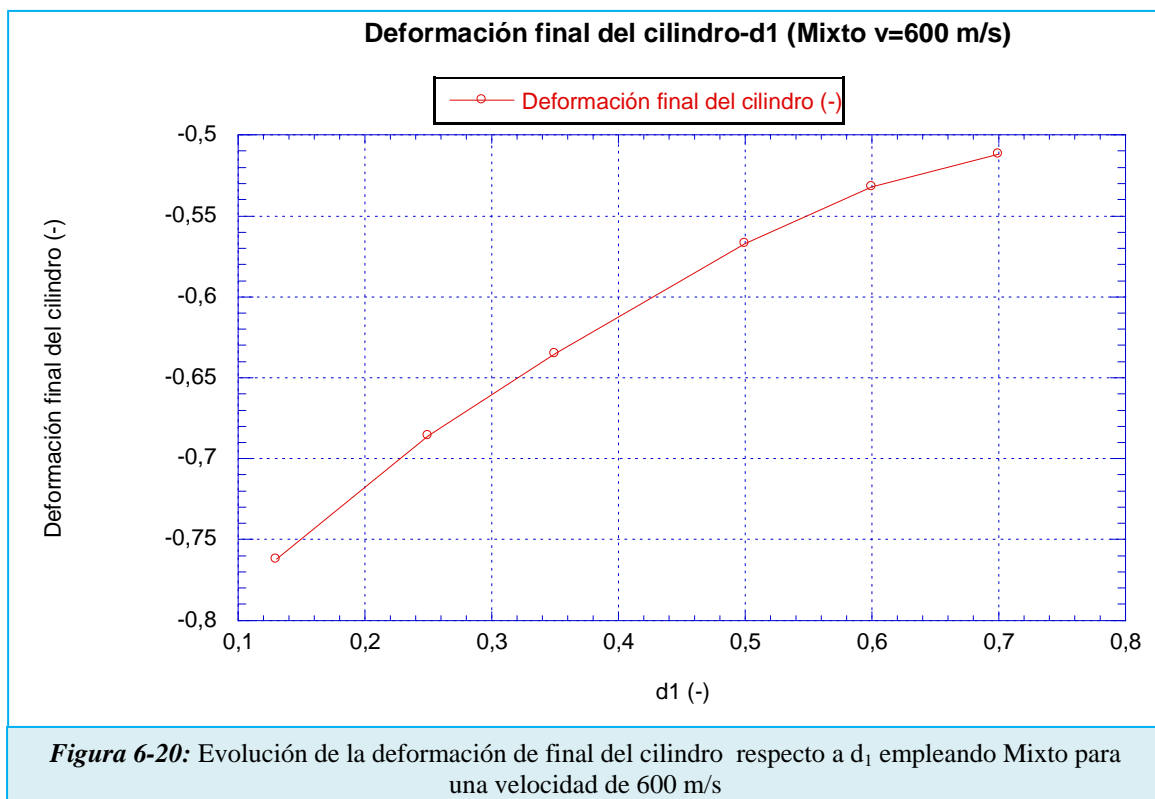




Esta *Figura 6-19* corrobora lo representado en la grafica de la *Figura 6-18* y es que apenas existe una evolucion con respecto a  $d_1$ , salvo para  $d_1$  muy pequeñas. En todo el proceso se aprecia una deformación plástica, además de que el cilindro rebota, debido al tiempo de la simulación. En ningun momento se observa el fenomeno del *petalling*, ni ninguna rotura.

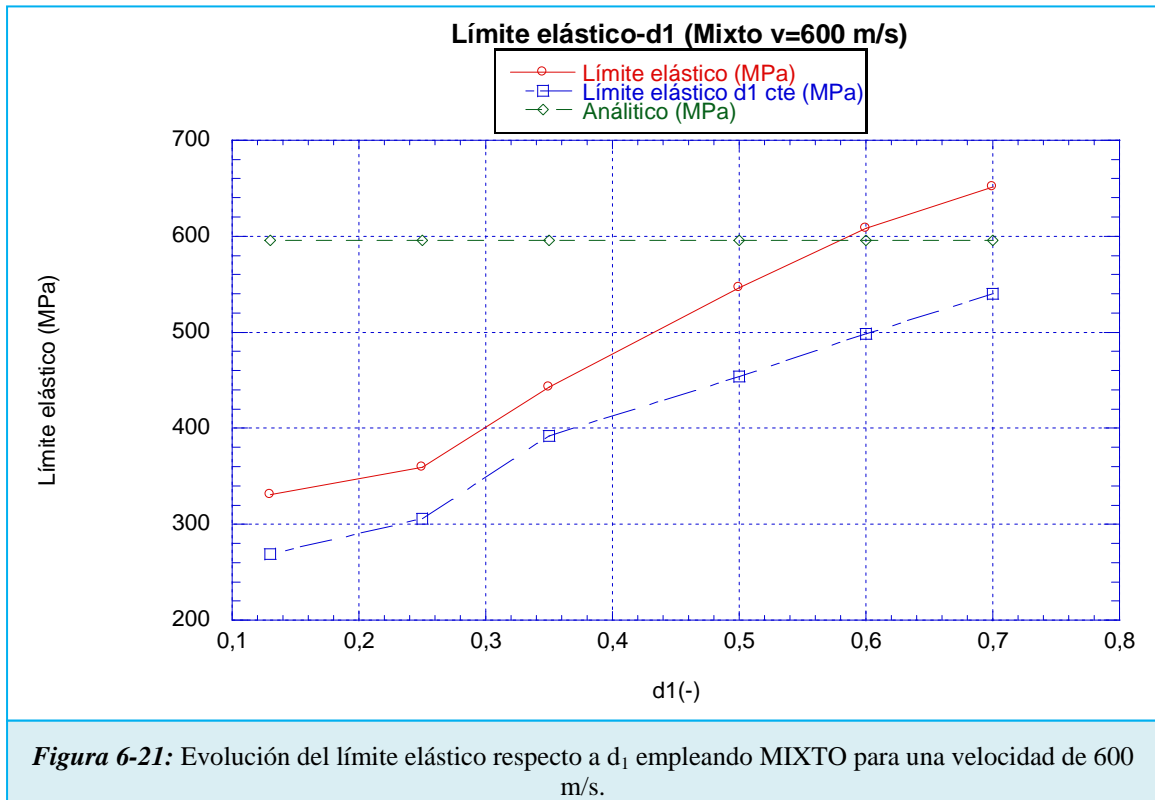
**MIXTO**

La *Figura 6-20* muestra la evolución de la deformación del cilindro después del impacto respecto al parámetro de fallo  $d_1$ .



Como pasaba en el caso de emplear *Shear Failure*, la tendencia es que a medida que aumenta el parámetro de fallo  $d_1$ , la longitud final del cilindro es mayor, es decir, se deforma mejor.

En la *Figura 7-25* se puede observar la evolución del límite elástico con respecto al parámetro  $d_1$  cuando se emplea con el criterio *Shear Failure type= Johnson-Cook* y *Damage Initiation & Evolution*.

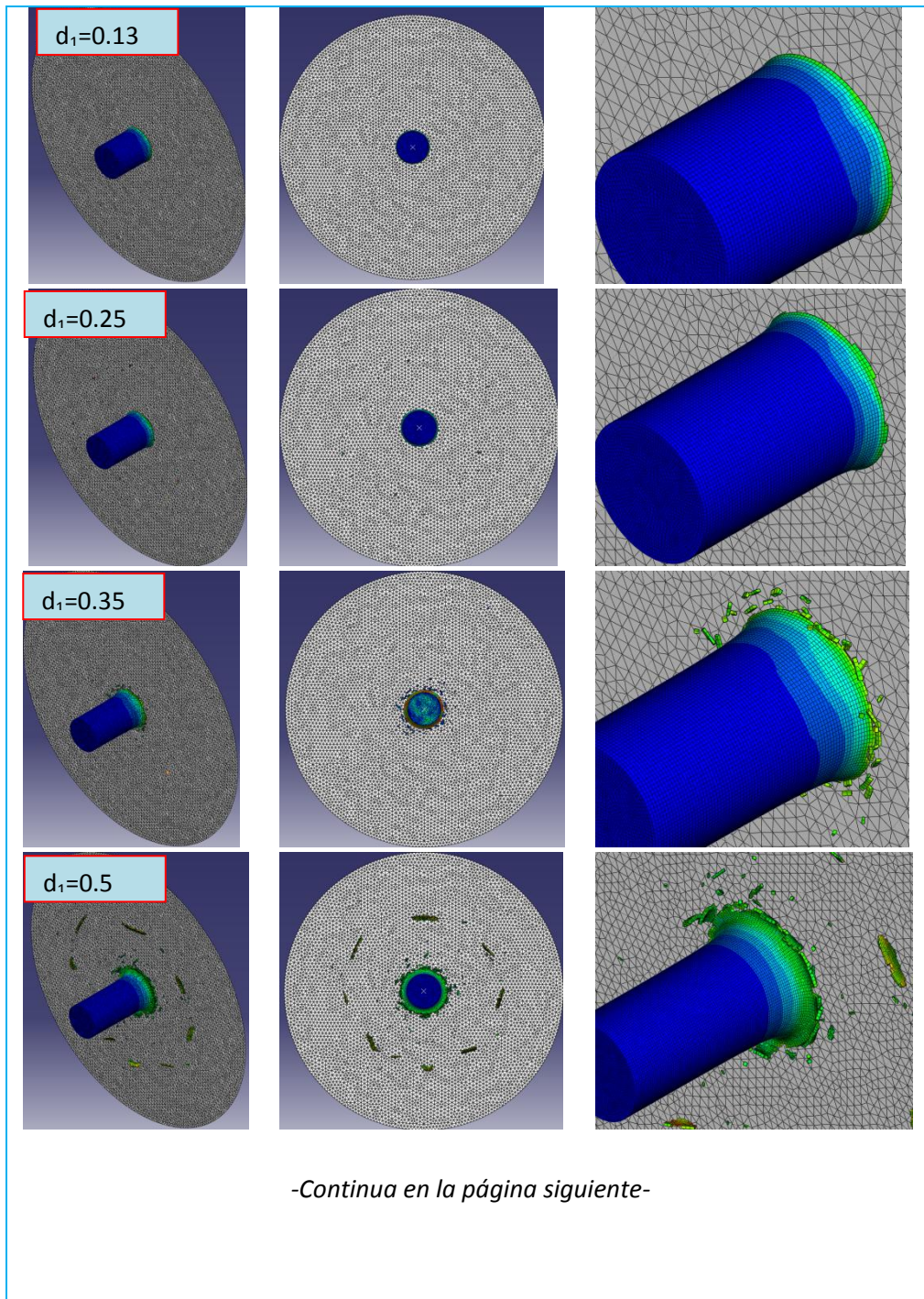


Esta gráfica tiene la misma tendencia que el modelo de *Shear Failure*, por lo que entre los dos criterios, *Shear Failure* y *Damage Initiation & Evolution*, influye más el primero. Así, como se observa en la figura anterior, existe una evolución creciente del límite elástico con respecto a  $d_1$ . Del mismo modo, a medida que aumenta el valor de dicho parámetro se asemeja al valor numérico y sobrepasa. Además de ajustarse más al límite elástico analítico, en el estado físico final del cilindro en la simulación se aprecia una deformación plástica que es previsible, como se mostró en los artículos descritos en el apartado 3.2 del presente documento.

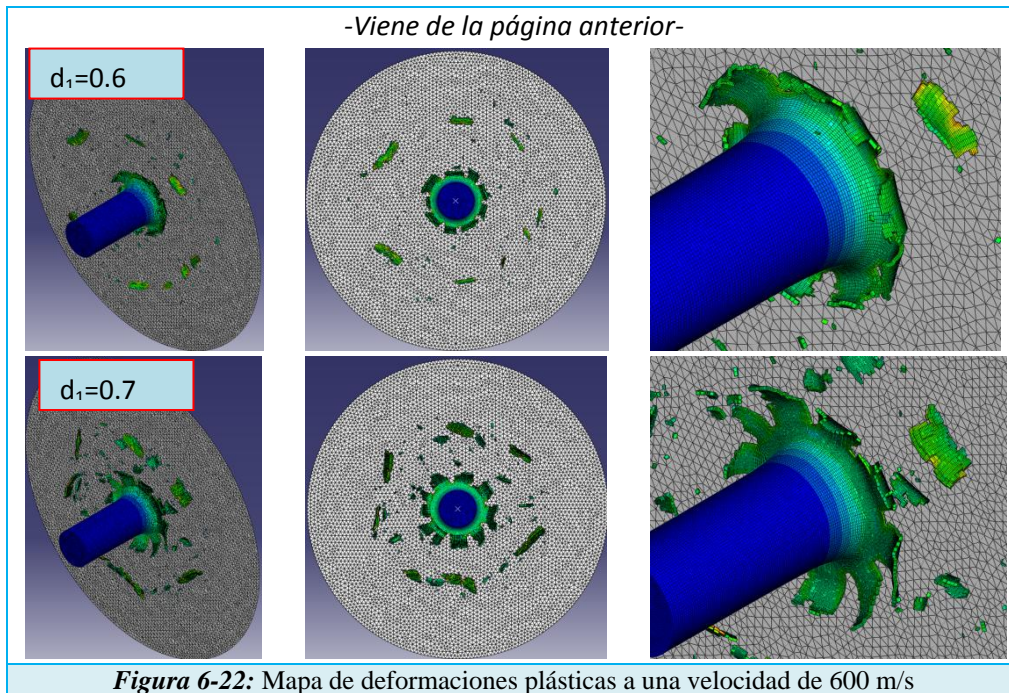
Respecto a la aplicación de emplear sólo el parámetro de daño  $d_1$ , su curva tiene unos valores de límite elástico por debajo de los valores cuando se emplea todos los

parámetros de fallo  $d$ . Además nunca llega al valor numérico desarrollado a partir de la ecuación constitutiva de JC.

En el instante  $t=52 \mu s$ , el estado final del cilindro, para los parámetros  $d_1$  del gráfico anterior, al colisionar con el muro o placa rígida, a una velocidad de 600 m/s, se muestra en la *Figura 6-22*.

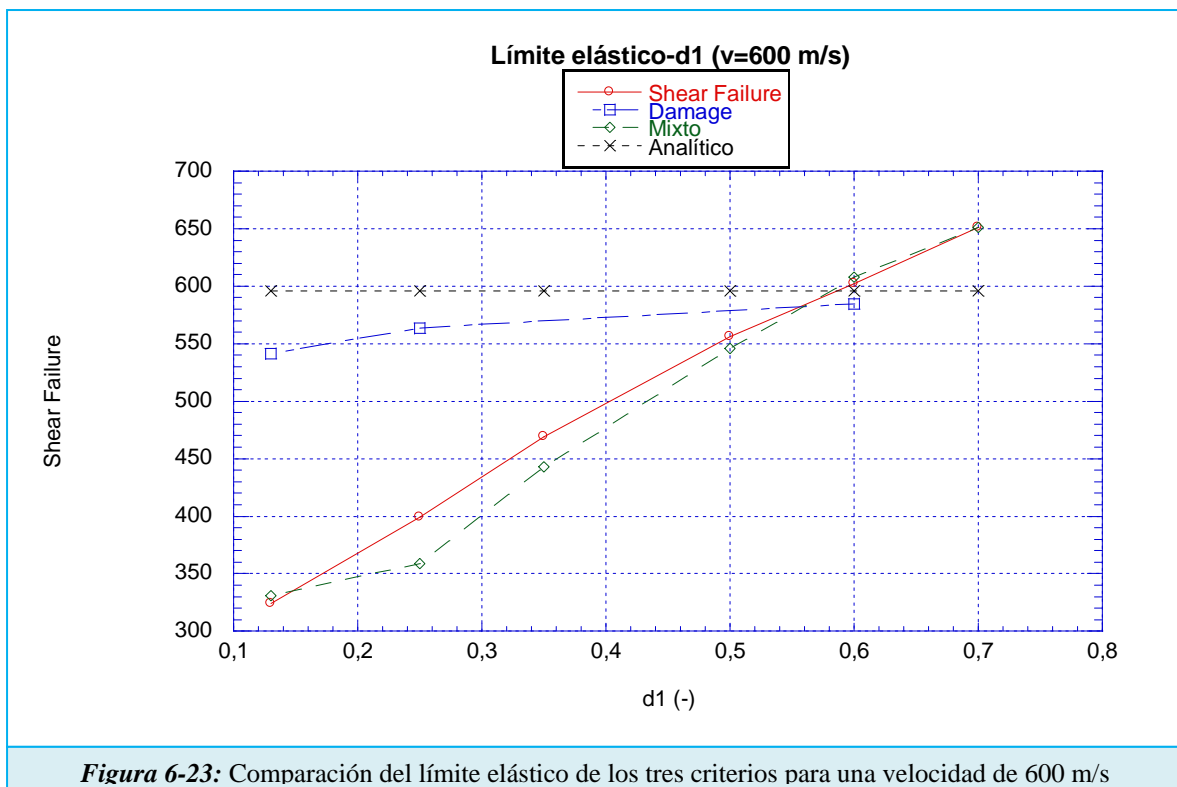






La evolución con la  $d_1$  que se observa en la *Figura 6-22* tiene la misma tendencia que empleando el criterio de daño *Shear Failure*, *Figura 6-16*. En el siguiente punto se refleja la comparación entre todos los criterios utilizados (*Shear Failure*, *Damage Initiation & Evolution* y *Mixto*) y se corrobora la semejanza del *Mixto* y *Shear Failure*.

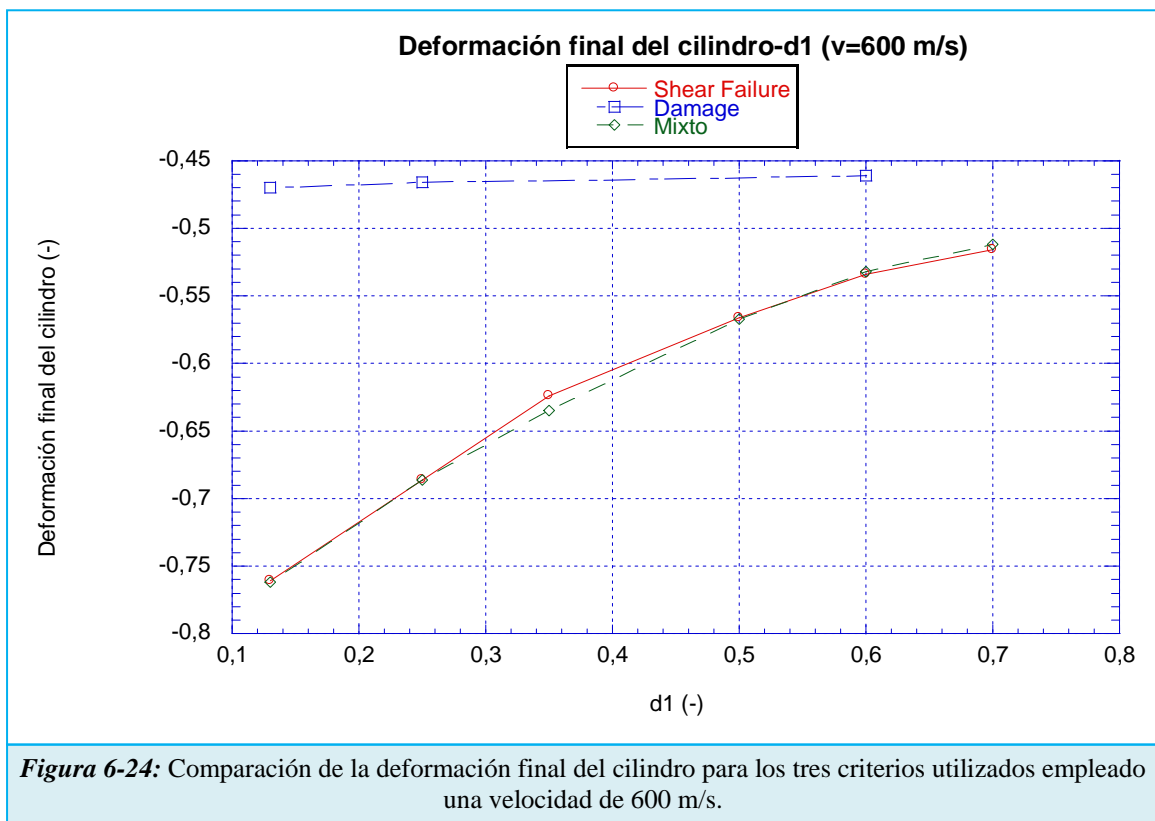
### COMPARACIÓN





La *Figura 6-23* refleja perfectamente lo que se ha ido mostrando anteriormente. Cuando se combina el criterio de *Shear Failure* y *Damage Initiation & Evolution*, predomina casi en su totalidad el primero de éstos. En un valor de  $d_1=0.6$  el valor numérico es igual al límite elástico obtenido mediante la simulación FEM.

Si se compara ahora las deformaciones finales medidas para cada caso se ratifica que la utilización del criterio *Mixto* tiene la misma tendencia al criterio *Shear Failure*. También se muestra que a medida que aumenta el parámetro de  $d_1$ , los valores de deformación se asemejan, como ya pasaba con el límite elástico.



### 6.1.3. Estudio con una velocidad de 100 m/s

#### SHEAR FAILURE

En la *Figura 6-25*, se muestra la evolución de la deformación del cilindro<sup>8</sup> con el parámetro de fallo  $d_1$ . Como se observa a medida que aumenta el parámetro de fallo  $d_1$ , se mantiene la deformación por lo que el parámetro de daño  $d_1$  no influye en el resultado, sin embargo a velocidades más altas si influye.

<sup>8</sup> La deformación del cilindro se calcula mediante la longitud final del cilindro después del impacto y la longitud inicial del cilindro antes del impacto.

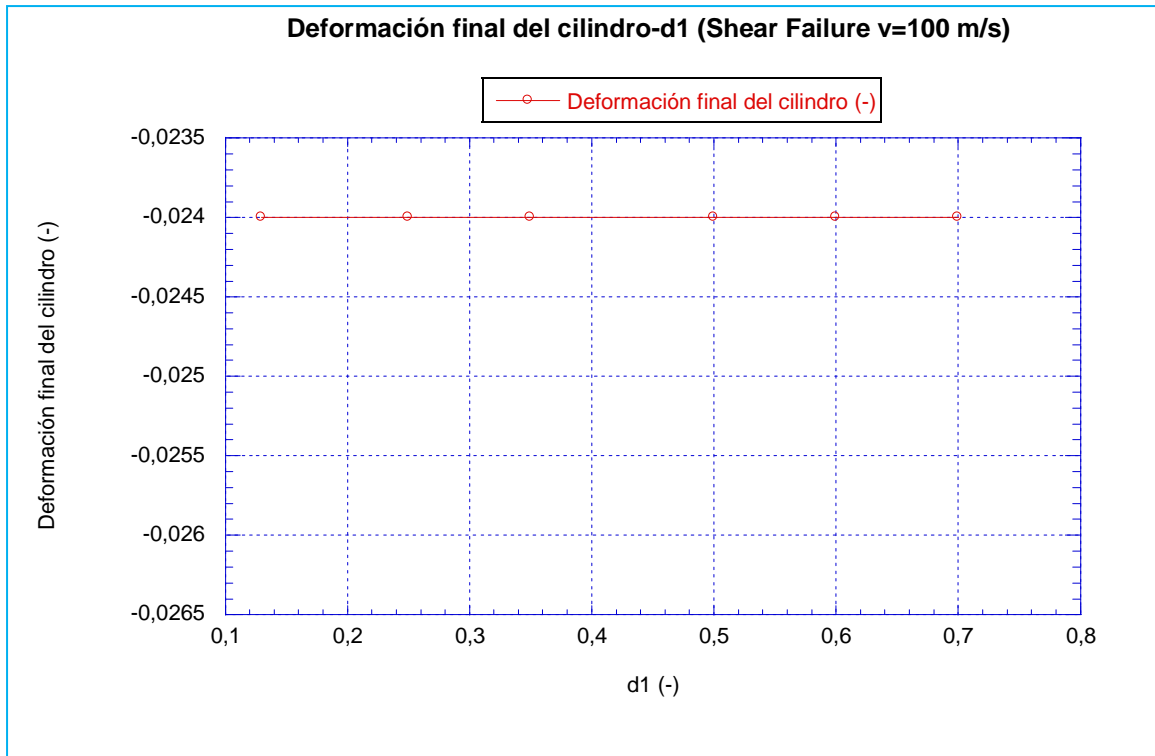


Figura 6-25: Evolución de la deformación de final del cilindro respecto a  $d_1$  empleando Shear failure type=Johnson- Cook para una velocidad de 100 m/s

En la Figura 6-26, se puede observar la evolución del límite elástico con respecto al parámetro  $d_1$  cuando se emplea con el criterio *Shear Failure type= Johnson-Cook*.

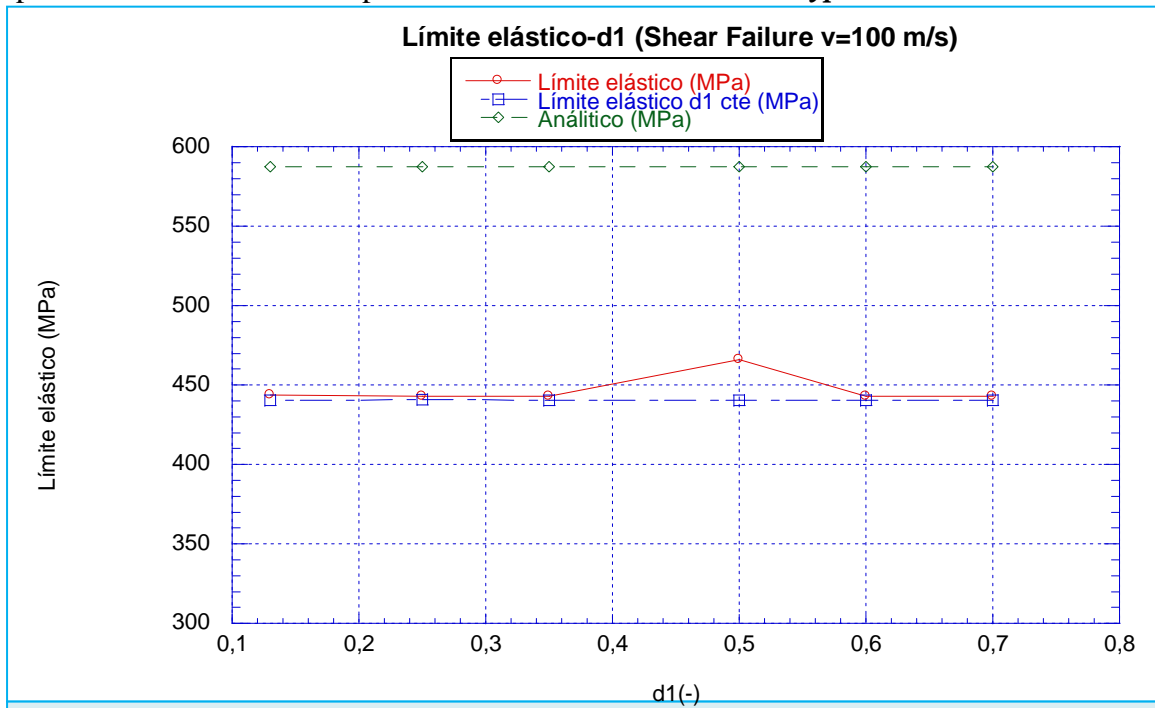
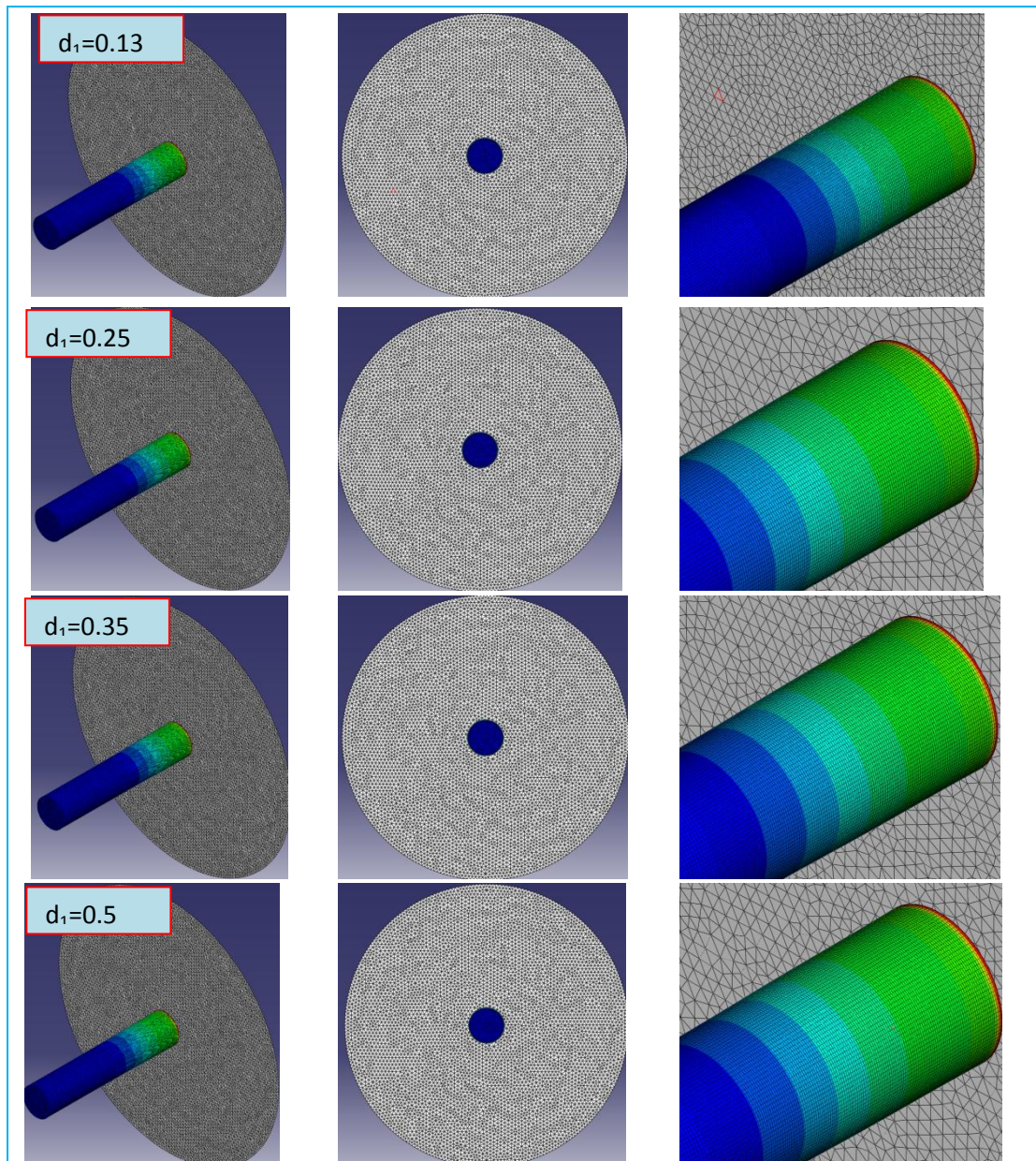


Figura 6-26: Evolución del límite elástico respecto a  $d_1$  empleando Shear Failure type= Johnson-Cook para una velocidad de 100 m/s.

Como se observa en la figura anterior, existe una evolución constante del límite elástico con respecto a  $d_1$ . Además este límite elástico está alejado del límite elástico

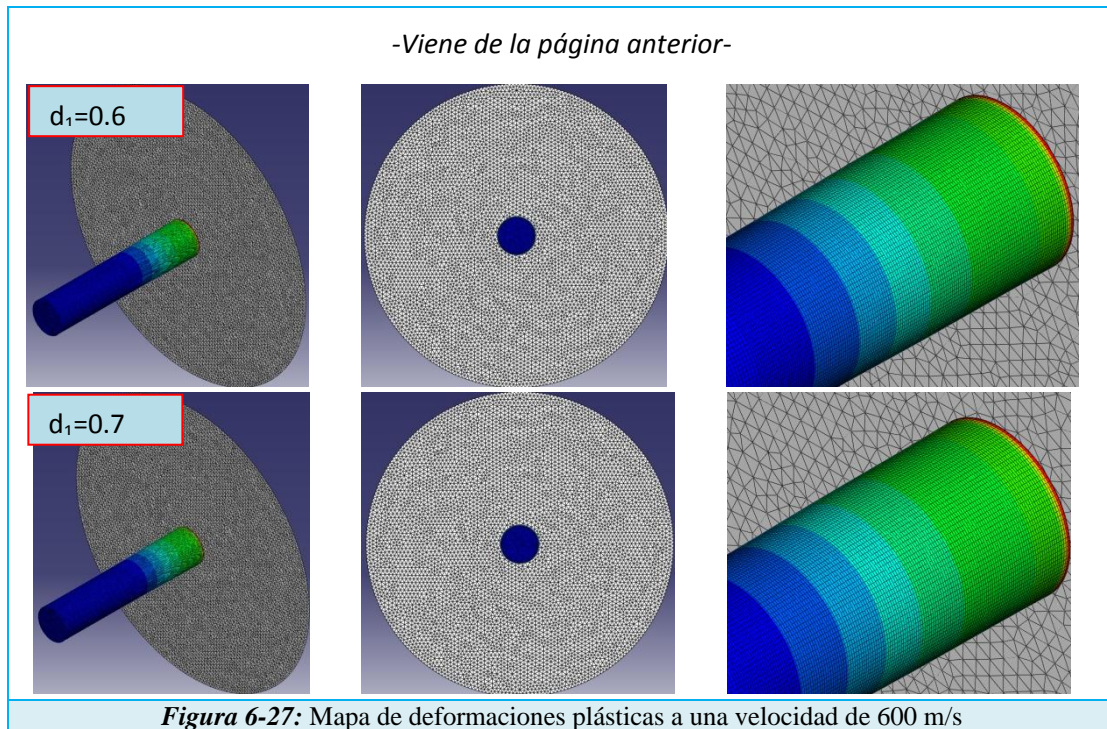
obtenido numéricamente por la ec. constitutiva de JC. Se concluye que el criterio de *Shear Failure* no es apropiado para bajas velocidades (100 m/s) para este ensayo.

En el instante  $t=52 \mu s$ , el estado final del cilindro, para los parámetros  $d_1$  del grafico anterior, al colisionar con el muro o placa rígida, a una velocidad de 100 m/s, se muestra en la *Figura 6-27*.



-Continua en la página siguiente-

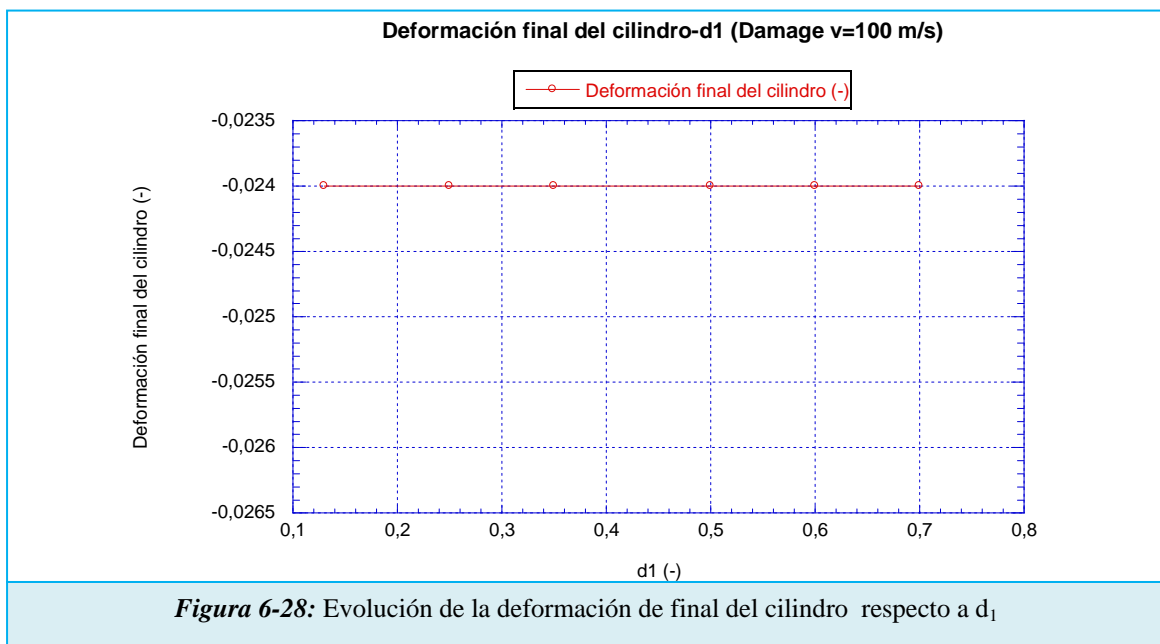


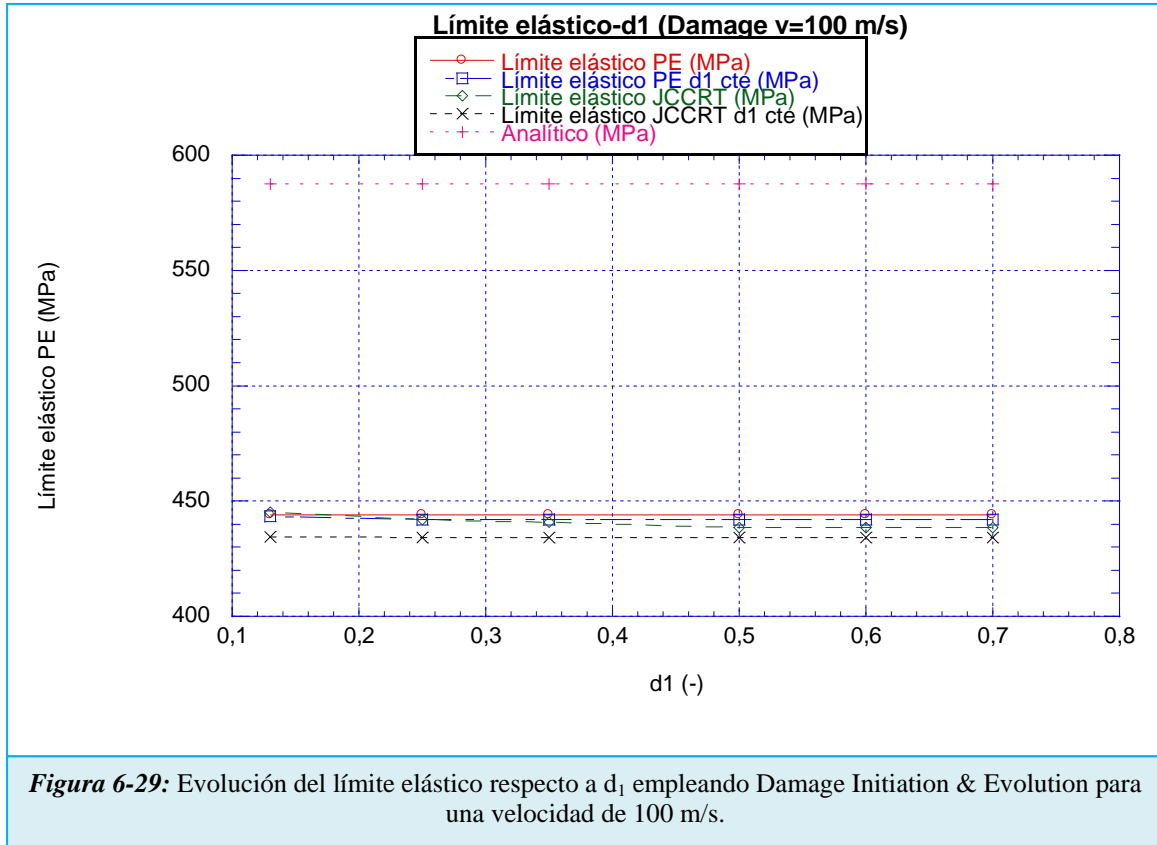


Como se puede observar en la *Figura 6-27*, no existe variación del tamaño del cilindro ni se aprecia deformación ni fractura alguna. También se puede decir que el modelo *Shear Failure* no es correcto para bajas velocidades.

### DAMAGE INITIATION & EVOLUTION

La evolución de la deformación del cilindro a medida que aumenta el parámetro de fallo  $d_1$  para una velocidad de 100 m/s se muestra en la *Figura 6-28*. En ella se observa como esta evolución es prácticamente lineal con el parámetro de fallo. Por lo que la longitud final del cilindro no varía con dicho parámetro





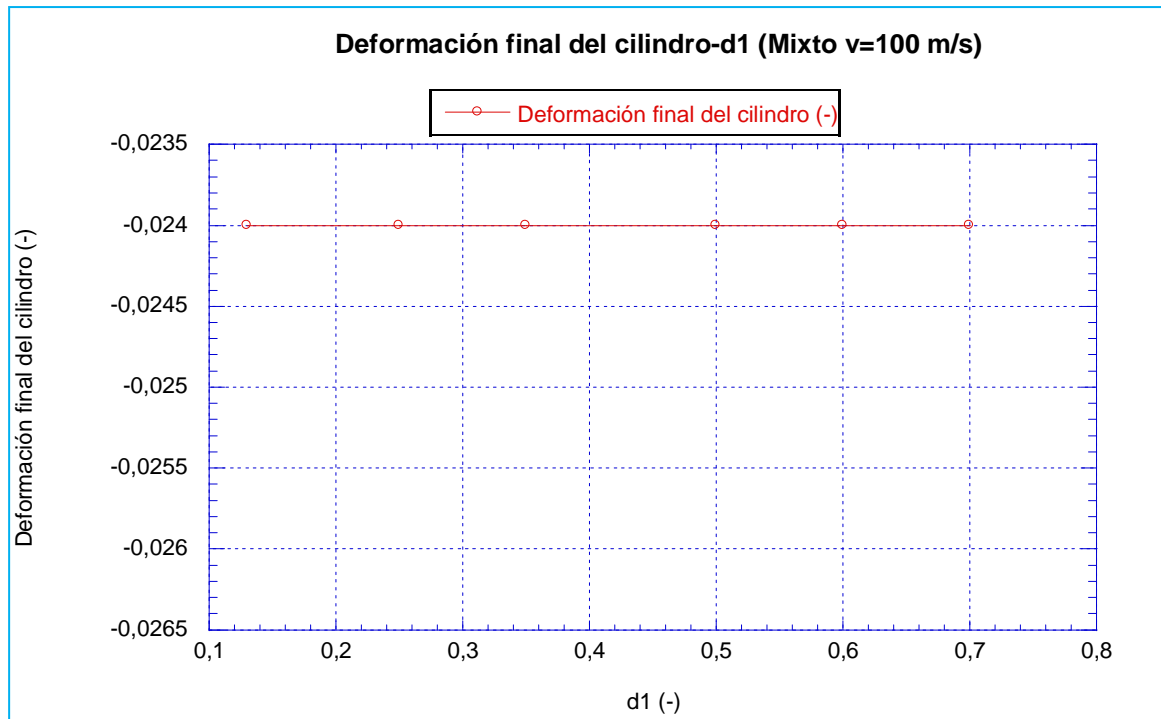
En la *Figura 6-29*, se observa la evolución del límite elástico con respecto al parámetro  $d_1$  cuando se emplea con el criterio *Damage Initiation & Evolution*. Del mismo modo se trata de comparar con el dato numérico obtenido del apartado 5.4.

Se refleja que a esta velocidad y para este criterio el valor analítico y del modelo FEM son muy dispares.

Las imágenes sobre el impacto son idénticas a las obtenidas en las simulaciones con *Shear Failure*, por ello se omitieron.

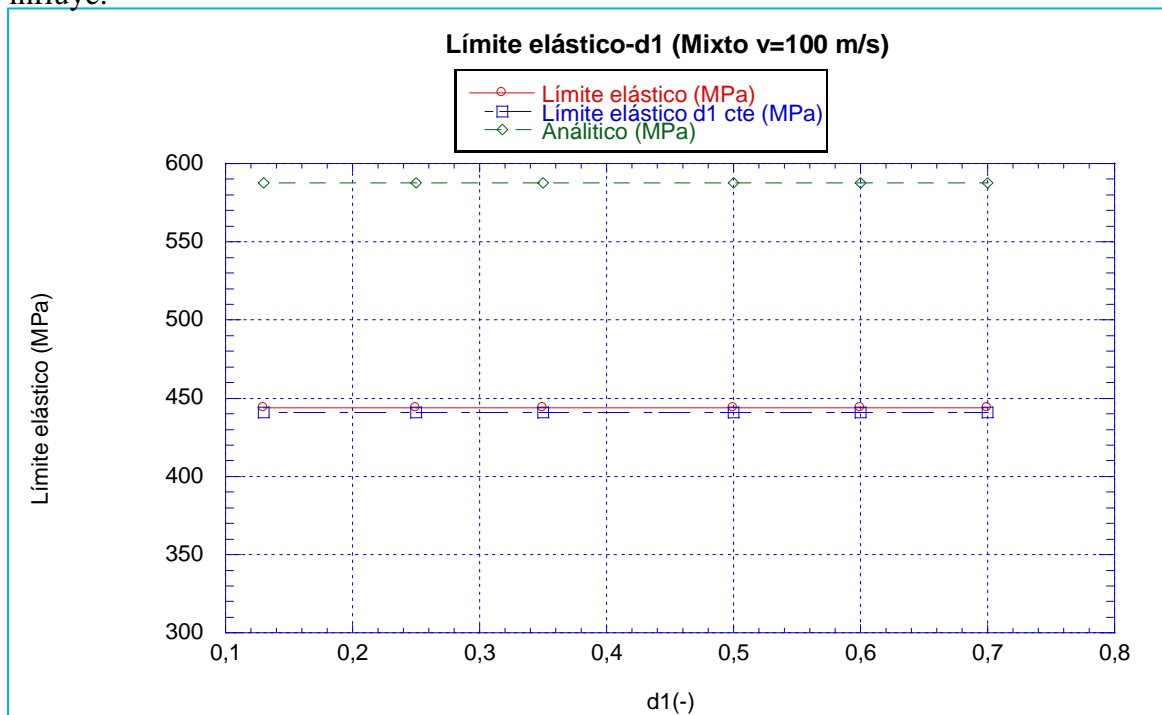
### MIXTO

La *Figura 6-30* muestra la evolución de la deformación del cilindro después del impacto respecto al parámetro de fallo  $d_1$ .



**Figura 6-30:** Evolución de la deformación de final del cilindro respecto a  $d_1$  empleando Mixto para una velocidad de 100 m/s

Ocurre el mismo fenómeno que en los casos anteriores para dicha velocidad y es que la deformación se mantiene constante con el parámetro de fallo  $d_1$ , por lo que no influye.

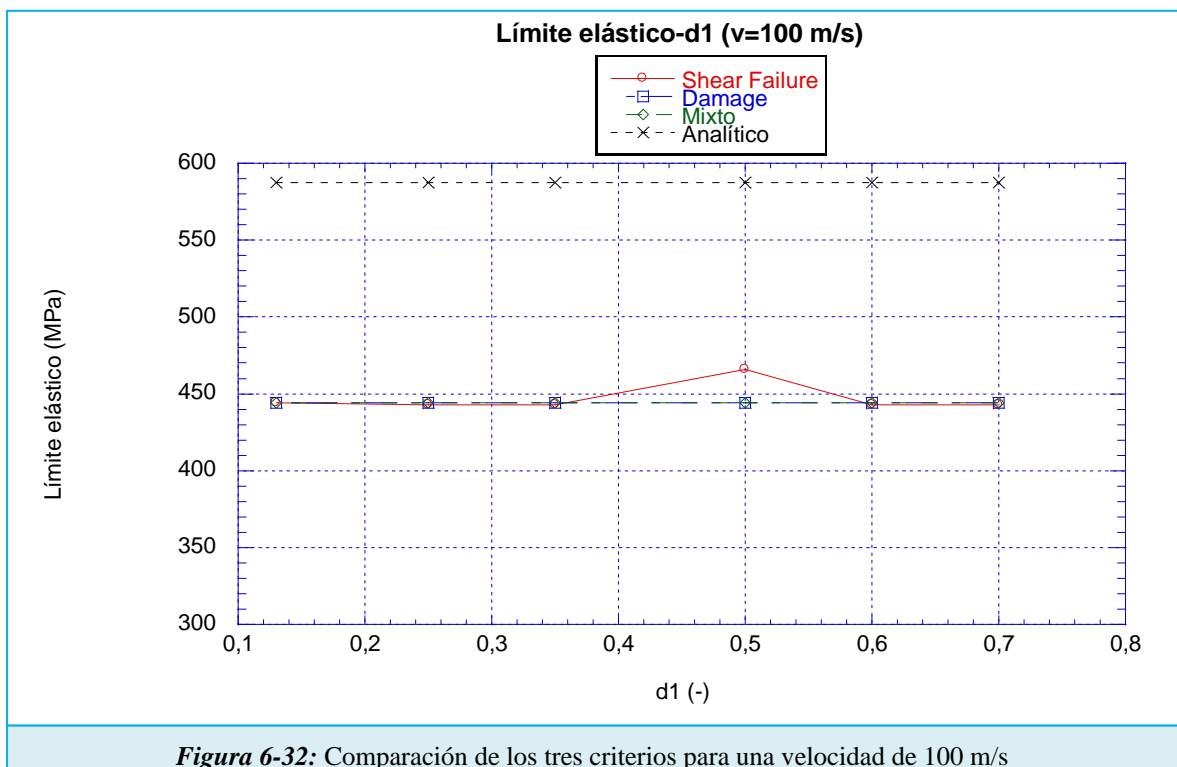


**Figura 6-31:** Evolución del límite elástico respecto a  $d_1$  empleando MIXTO para una velocidad de 100 m/s.

En la *Figura 6-31* se puede observar la evolución constante del límite elástico con respecto al parámetro  $d_1$  cuando se emplea con el criterio *Shear Failure type= Johnson-Cook y Damage Initiation & Evolution*.

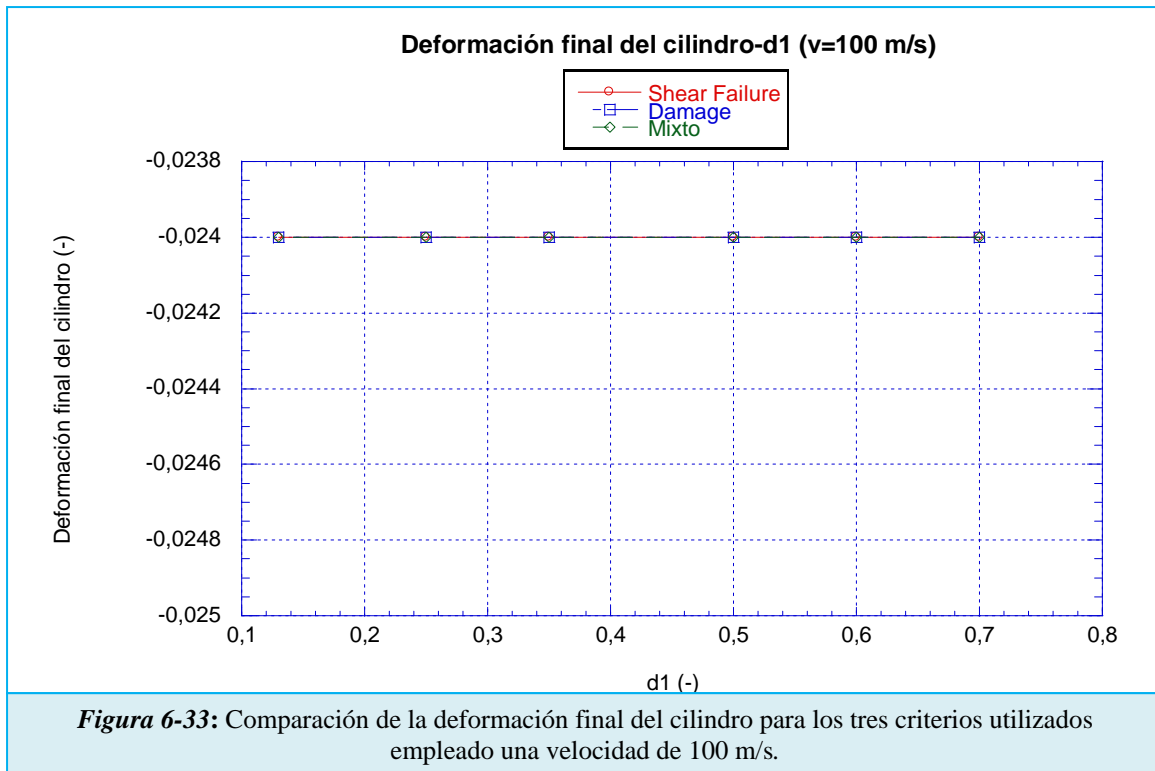
Esta grafica tiene la misma tendencia que la correspondiente al criterio *Shear Failure*. Las imágenes del impacto son muy semejantes a las de *Shear Failure*, por lo que el *Damage Initiation & Evolution* no influye.

### COMPARACIÓN



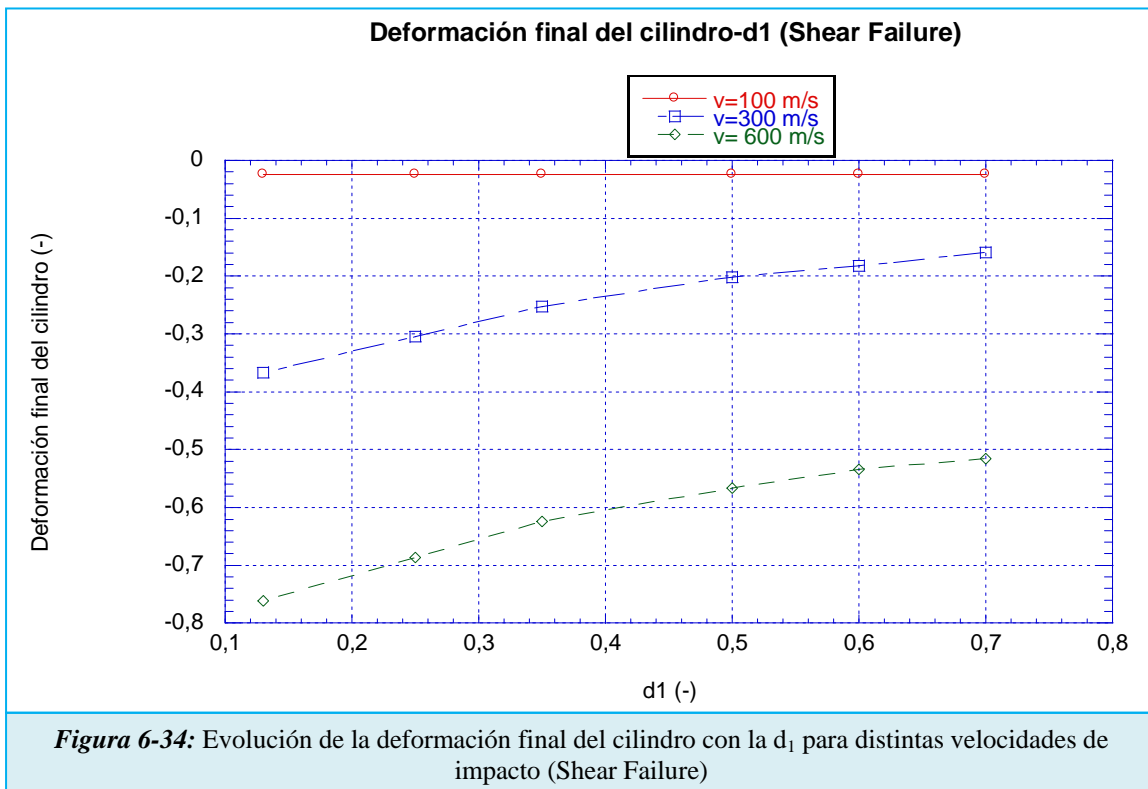
La *Figura 6-32* muestra perfectamente lo que se ha ido mostrando anteriormente. Para todos los criterios los valores de límite elástico es el mismo y se obtiene un valor muy dispar al dato analítico. Si se compara ahora las deformaciones finales medidas para cada caso se observa lo que se viene diciendo y es que no varía con el criterio.





### 6.1.4. Comparativa y conclusiones

En primer lugar se muestra la evolución de la deformación final del cilindro para cada criterio escogido (*Shear Failure*, *Damage Initiation & Evolution* y *Mixto*) y para cada velocidad (100, 300 y 600 m/s).



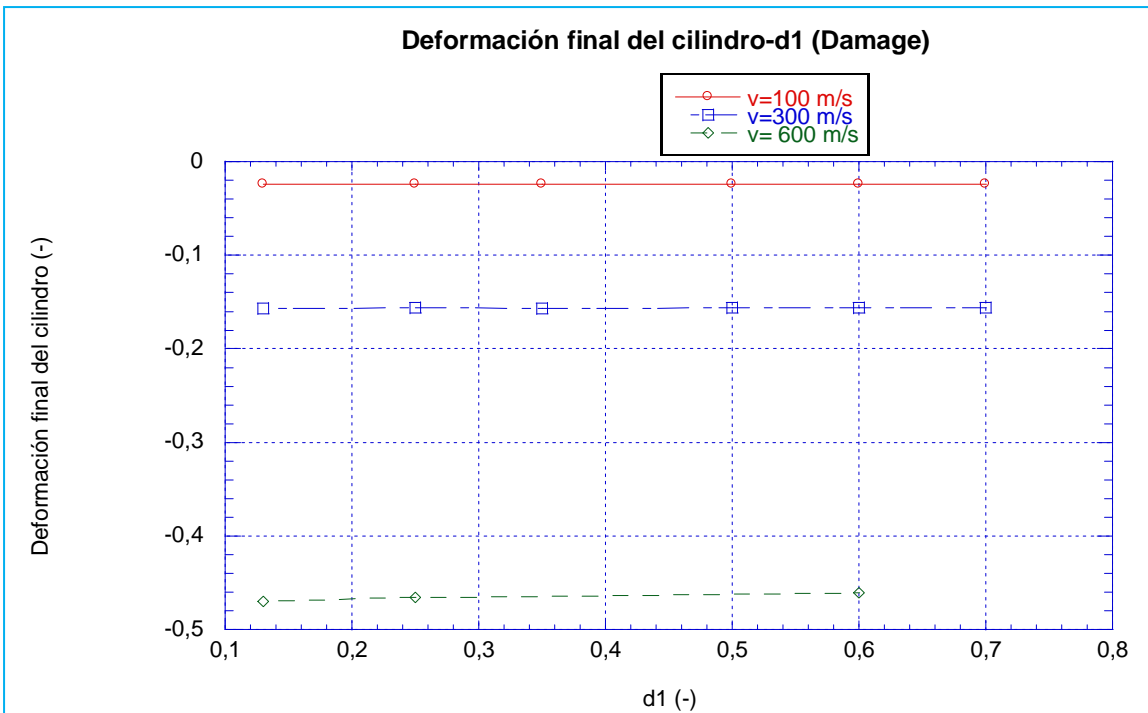


Figura 6-35: Evolución de la deformación final del cilindro con la  $d_1$  para distintas velocidades de impacto (Damage Initiation & Evolution)

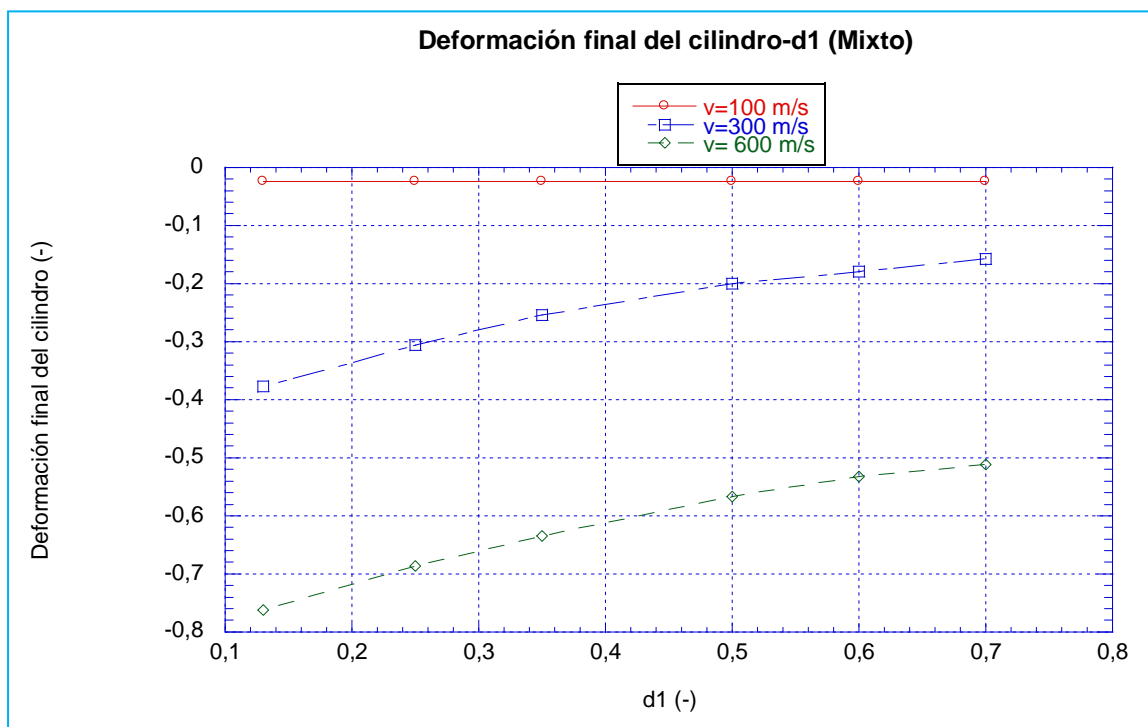
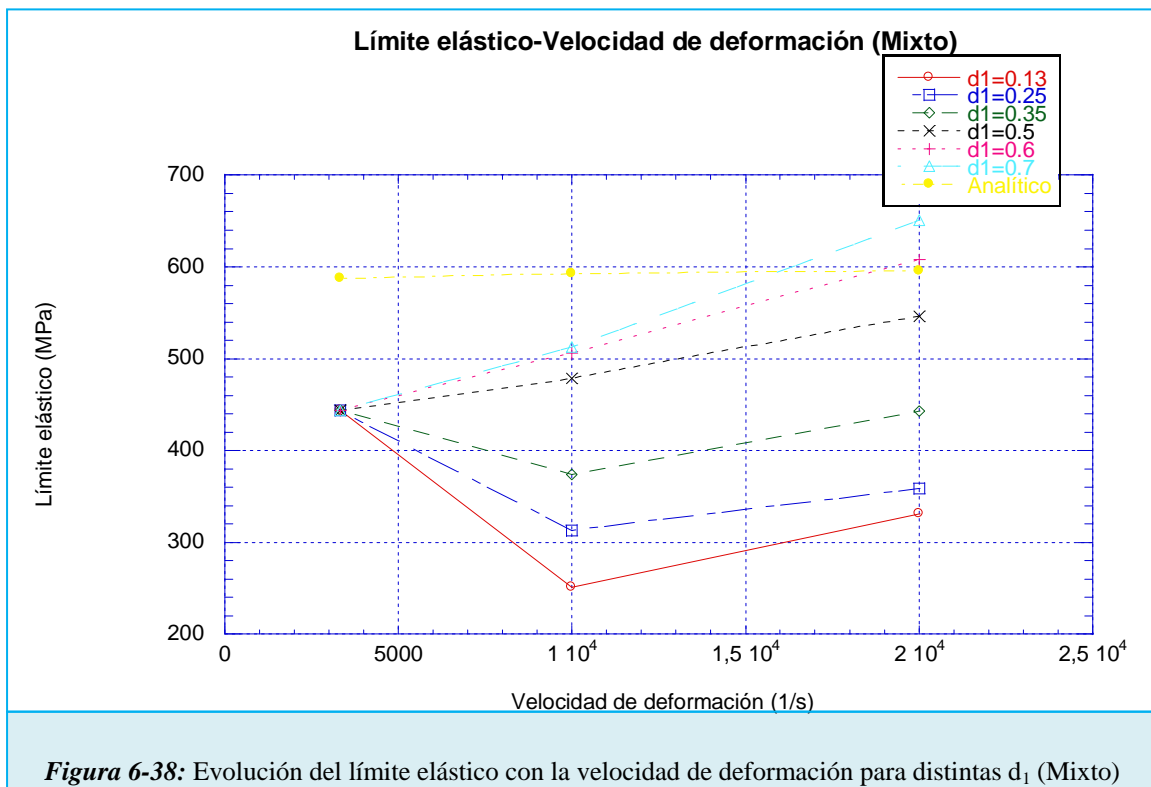
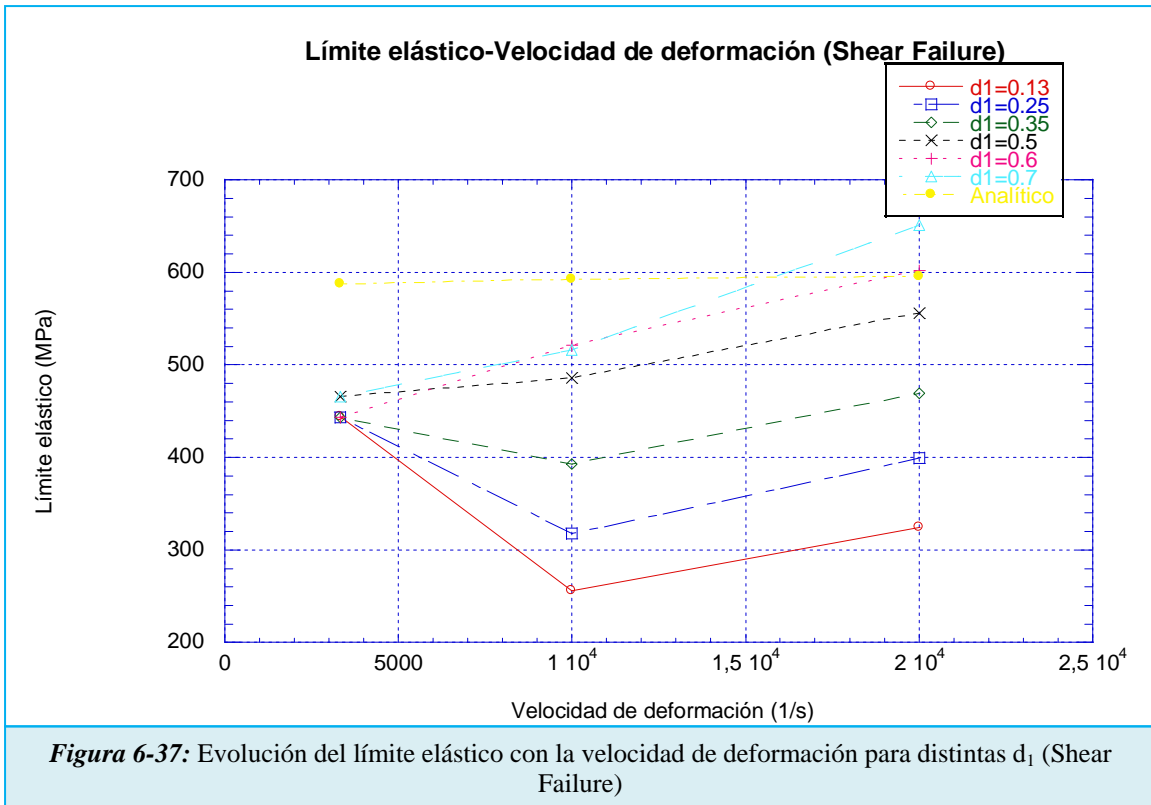
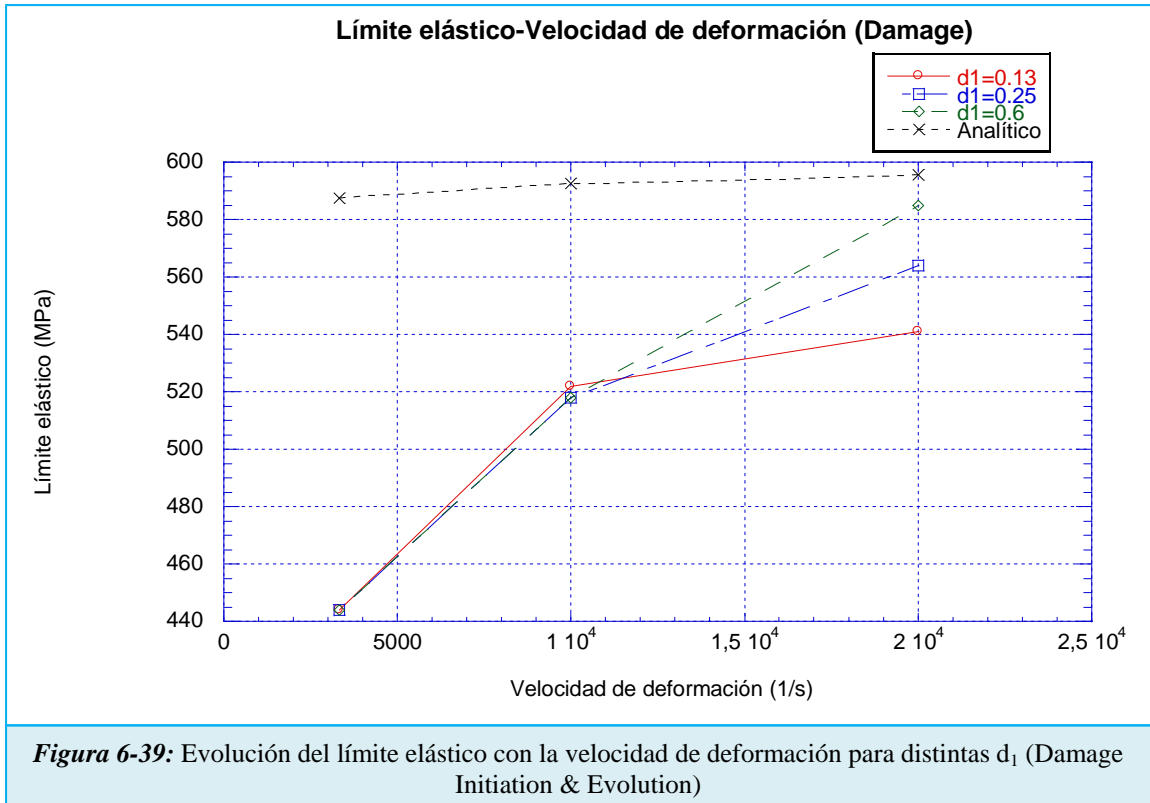


Figura 6-36: Evolución de la deformación final del cilindro con la  $d_1$  para distintas velocidades de impacto (Shear Failure)

A continuación se presenta un estudio comparativo entre las velocidades de deformación y el límite elástico para cada modelo de fallo realizado anteriormente.





De estas gráficas y de las imágenes de los impactos para cada caso se han sacado las siguientes conclusiones:

- El modelo *Shear Failure* y *Mixto* tienen la misma tendencia, por lo que la influencia del *Damage Initiation & Evolution* en este último es nula.
- Para altas velocidades de deformación (20000 1/s) y un alto valor de  $d_1$ , (0.6-0.7), con el modelo propuesto, para el *Shear Failure* se alcanzan valores próximos al obtenido mediante la ecuación constitutiva de Johnson-Cook, además de producirse altos desprendimientos en el cilindro. Sin embargo para bajos valores de  $d_1$ , 0.13-0.35, estos difieren mucho del resultado numérico.
- Para el modelo *Damage Initiation & Evolution* se consigue similitud de valores para altas deformaciones, sin embargo no se consigue la eliminación de elementos, por lo que se descarta, pero se sugiere que se realicen modificaciones con el propósito de mejorar visualmente sus resultados.

El modelo propuesto en los puntos 5.2 y 5.3 es válido para altas velocidades de deformaciones con altos valores de  $d_1$  (0.6-0.7) pero para bajas velocidades de deformaciones falla. Algunas de las posibles soluciones son hacer un tipo de mallado más fino, estudiar la influencia de los otros parámetros de fallo, hacer un estudio comparativo con otro material o realizar este mismo análisis estudiando la influencia de la sección del elemento a colisionar.

También se puede realizar un estudio utilizando otros criterios de fallo, como el propuesto por (Hooputra, Gese, Dell, & Werner, 2004), en el que los autores realizan su estudio con los siguientes criterios:

- *Damage Initiation, criterion=Ductile*

Viene dada por la ecuación:

$$\bar{\varepsilon}_D^{pl} = (\eta, \dot{\varepsilon}^{pl}) = \frac{\varepsilon_T^+ \sinh[k_0(\eta^- - \eta)] + \varepsilon_T^- \sinh[k_0(\eta - \eta^+)]}{\sinh[k_0(\eta^- - \eta^+)]} \quad (\text{Ecuación 6. 1})$$

Donde  $\varepsilon_T^+$  y  $\varepsilon_T^-$  corresponden a la deformación plástica equivalente al inicio del daño dúctil para deformaciones equibiaxiales de tracción y compresión, respectivamente. Para materiales isotrópicos la tensión triaxial en el estado de deformación equibiaxial de tracción,  $\eta^+$ , es  $2/3$ , y en estado de deformación equibiaxial de compresión,  $\eta^-$ , es  $-2/3$ . La definición de  $\eta$  en Abaqus, como tasa de tensión principal equivalente para la tensión equivalente de Von Mises, difiere de la usada por Hooputra et al. (2004) por un factor de  $1/3$ . Consecuentemente, el valor de  $k_0$  usado en la expresión anterior es tres veces el valor usado por Hooputra et al. (2004). La Ecuación 6.1 tiene tres parámetros que deben ser obtenidos experimentalmente:  $\varepsilon_T^+$ ,  $\varepsilon_T^-$  y  $k_0$ . Estos parámetros dependen del material, la velocidad de deformación, y posiblemente de la temperatura. Para cada velocidad de deformación de interés, se necesitan tres experimentos para diferentes valores de tensión triaxial para obtener los tres parámetros del material.  $\varepsilon_T^+$  puede ser obtenido directamente del test de Erichsen ( $\eta = \eta^+$ ). Para determinar  $\varepsilon_T^-$  y  $k_0$  se emplean dos experimentos, el ensayo de flexión a

tres puntos de probetas (con ancho/espesor > 4) bajo deformación a tracción ( $\eta = 1/\sqrt{3}$ ) y fractura de la entalladura de la probeta a tracción ( $\eta = 1/3$ ). Para tener un valor orientativo de estos parámetros se muestra los valores para un aluminio EN AW-7108 T6 empleados por Hooputra et al. (2004).

**Tabla 6-1:** Constantes del aluminio EN AW-7108 T6 para Damage Initiation, criterion= Ductile empleado por Hooputra et. Al (2004)

Parámetro	Cuasi-estático	Dinámico ( $\dot{\epsilon} = 250 \text{ s}^{-1}$ )
$\epsilon_T^+$	0.26	0.44
$\epsilon_T^-$	193.0	1494.0
$k_0$	5.277	8.6304

- *Damage Initiation, criterion=Shear*

Este criterio viene dado por la Ecuación 6.2:

$$\bar{\epsilon}_S^{pl} = (\theta_S, \dot{\bar{\epsilon}}_S^{pl}) = \frac{\epsilon_S^+ \sinh[f(\theta_S - \theta_S^-)] + \epsilon_S^- \sinh[f(\theta_S^+ - \theta_S)]}{\sinh[f(\theta_S^+ - \theta_S^-)]} \quad (\text{Ecuación 6. 2})$$

Donde  $\theta_S$  tiene la siguiente expresión:

$$\theta_S = \frac{(1-k_s \cdot \eta)}{\phi} \text{ con } \phi = \frac{\tau_{max}}{\sigma_{eq}} \quad (\text{Ecuación 6. 3})$$

$\epsilon_S^+$  y  $\epsilon_S^-$  corresponden a la deformación plástica equivalente al inicio del daño a cortadura para deformaciones equibiaxiales de tracción y compresión, respectivamente. Los valores de  $\theta_S^+$  y  $\theta_S^-$  corresponden a valores de  $\theta_S$  para  $\eta = \eta^+$  y  $\eta = \eta^-$ , respectivamente. La Ecuación 6.2 tiene cuatro términos que deben ser determinados experimentalmente:  $k_s$ ,  $\epsilon_S^+$ ,  $\epsilon_S^-$  y  $f$ . Estos parámetros dependen del material y la velocidad de deformación. En la Tabla 6-2 se muestran los valores experimentales obtenidos por Hooputra et al. (2004) para el aluminio EN AW-7108 T6.



**Tabla 6-2:** Constantes del aluminio EN AW-7108 T6 para Damage Initiation, criterion= Shear empleado por Hooputra et. Al (2004)

Parámetro	Cuasi-estático	Dinámico ( $\dot{\epsilon} = 250 \text{ s}^{-1}$ )
$\epsilon_S^+$	0.26	0.35
$\epsilon_S^-$	4.16	1.2
$f$	4.04	2.05
$k_S$	0.3	0.3

- *Damage Initiation, criterion=Müschenborn-Sonne Forming Limit Diagram (MSFLD), definition= Forming Limit Diagram*

Müschenborn y Sonne (1975) propusieron un método de predecir la influencia del camino de deformación sobre los límites que se forman en las láminas de los metales basándose en la deformación plástica equivalente, asumiendo que la curva que se forma representa la suma de las deformaciones s plásticas equivalentes más altas alcanzable. Abaqus hace uso de una generalización de esta idea para establecer un criterio de inestabilidad alargamiento (“necking”) de las láminas de metal para caminos de deformación arbitrarios. Para más información consultar la documentación de Abaqus correspondiente a *Analysis User’s Manual Volumen III: Materiales, 20.2.2.*

# Capítulo 7

## 7. *INFLUENCIA DE LA ECUACIÓN CONSTITUTIVA*

### *Proyecto Fin de Carrera*

---

Análisis Numérico del Comportamiento frente a Impacto de Aluminio  
2024-T351 sometido a Ensayo de Taylor

*Autor: Marcos Rodríguez Millán*

*Directores: Ángel Arias Hernández y José Antonio Rodríguez Martínez*

## 7.1. INFLUENCIA DEL PARÁMETRO $\dot{\epsilon}_0$

A continuación se ha realizado un estudio sobre la influencia de la velocidad de deformación de referencia,  $\dot{\epsilon}_0$ , sobre el modelo descrito en el punto 5.3. Se recuerda la ecuación constitutiva de Johnson-Cook:

$$\bar{\sigma}(\bar{\epsilon}_p, \dot{\bar{\epsilon}}_p, T) = [A + B\bar{\epsilon}_p^n] \left[ 1 + C \ln\left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\epsilon}_0}\right) \right] (1 - T_H^m) \quad (\text{Ecuación 7. 1})$$

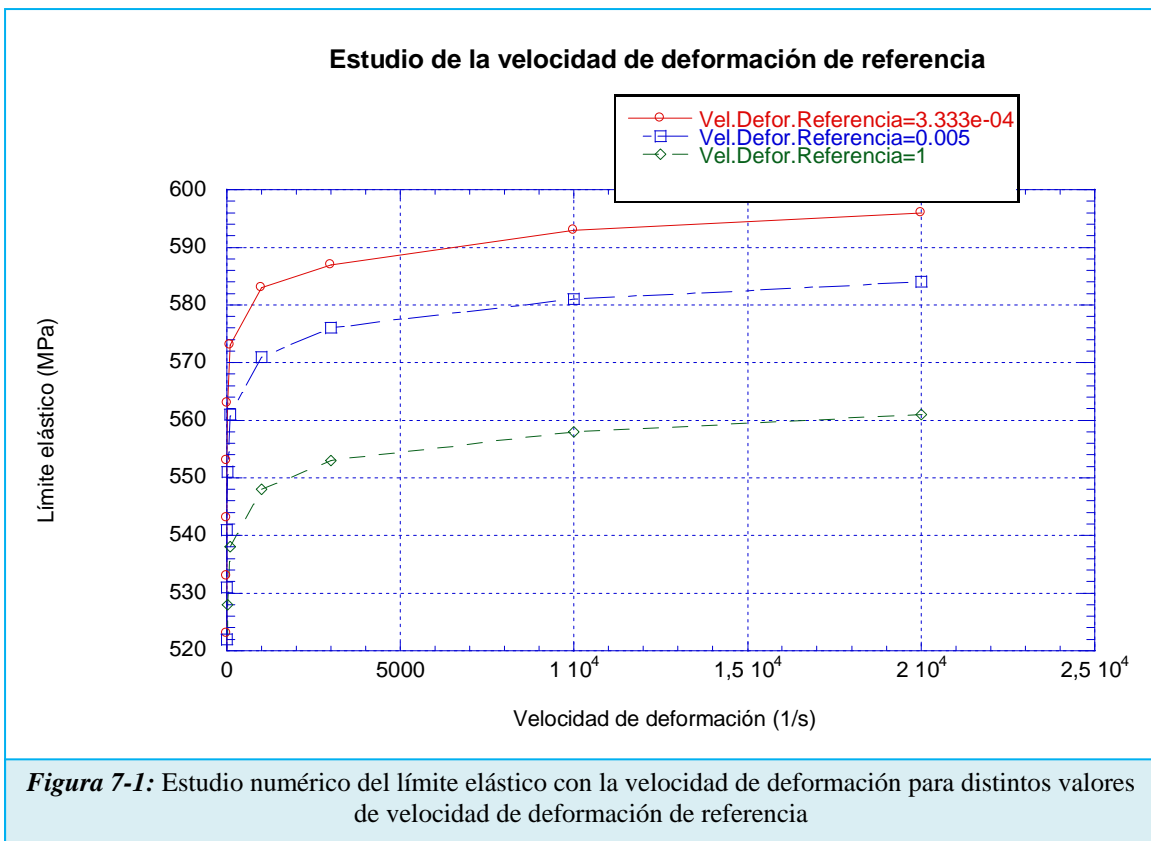
Donde

$$T_H = \frac{T - T_0}{T_m - T_0} \quad (\text{Ecuación 7. 2})$$

Los datos de referencia son:

Tabla 7-1: Constantes empleadas para el estudio de la influencia del parámetro $\dot{\epsilon}_0$							
Elasticidad		Comportamiento termoplástico					
$E$ (GPa)	$\nu$ (-)	$A$ (MPa)	$B$ (MPa)	$n$ (-)	$\dot{\epsilon}_0$ ( $s^{-1}$ )	$C$ (-)	$m$ (-)
74.66	0,3	352	440	0.42		0.0083	1.7
Otras constantes físicas							
$\rho$ ( $kg/m^3$ )		$\beta$ (-)	$C_p$ (J/kgK)		$T_m$ (K)		
2700		0,9	875		775		

Para realizar este estudio se ha elegido una velocidad de 300 m/s y se ha optado, visto el estudio anterior, por un modelo *Shear Failure*. Los valores seleccionados de  $d_1$  son 0.13, 0.35 y 0.6. Los valores de  $\dot{\epsilon}_0$  son 1, 0.005 y  $3.33 \cdot 10^{-4} s^{-1}$ . En la siguiente figura se muestra cómo influye numéricamente, es decir, sustituyendo en la ecuación constitutiva de JC, la velocidad de deformación de referencia.



En la *Figura 7-2* se muestra la comparación de la deformación del cilindro con el parámetro de daño  $d_1$  para los distintos valores de velocidades de deformación de referencia estudiados.

A continuación se introduce la *Figura 7-3* que refleja la variación del límite elástico, calculado mediante la ecuación de Taylor, con respecto al parámetro de daño  $d_1$  de la ecuación del criterio de fallo de Johnson-Cook para distintos valores de velocidad de deformación de referencia.

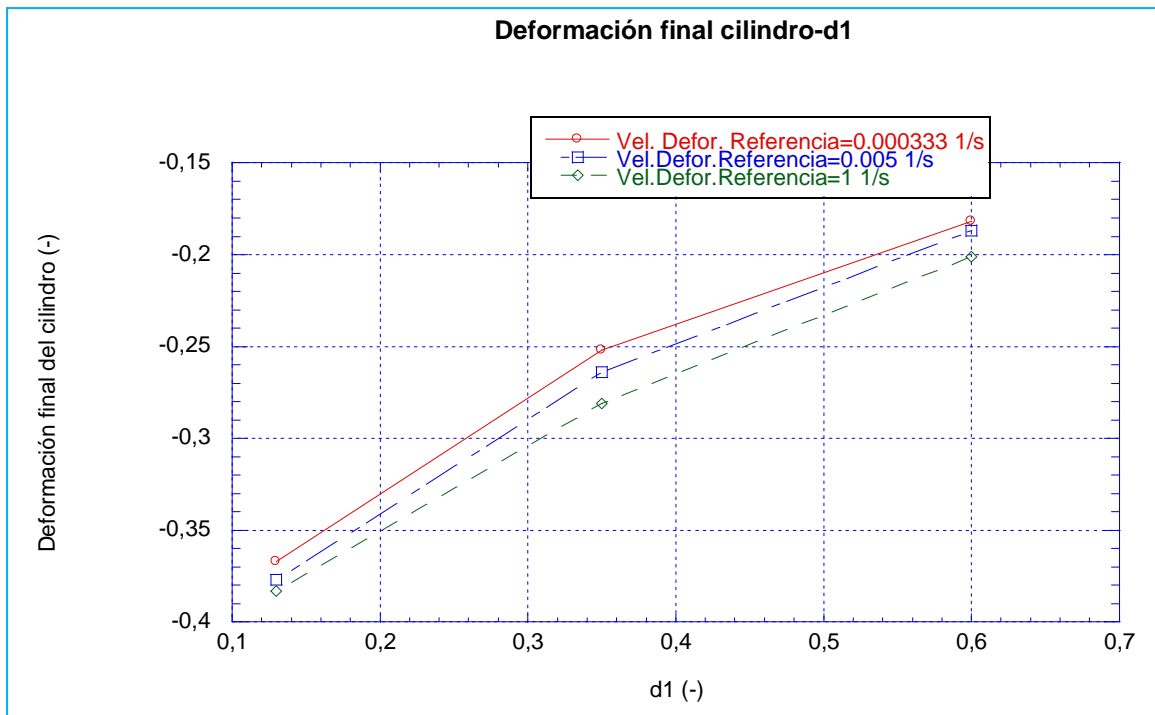


Figura 7-2: Evolución de la deformación del cilindro con  $d_1$  para  $\dot{\epsilon}_0$

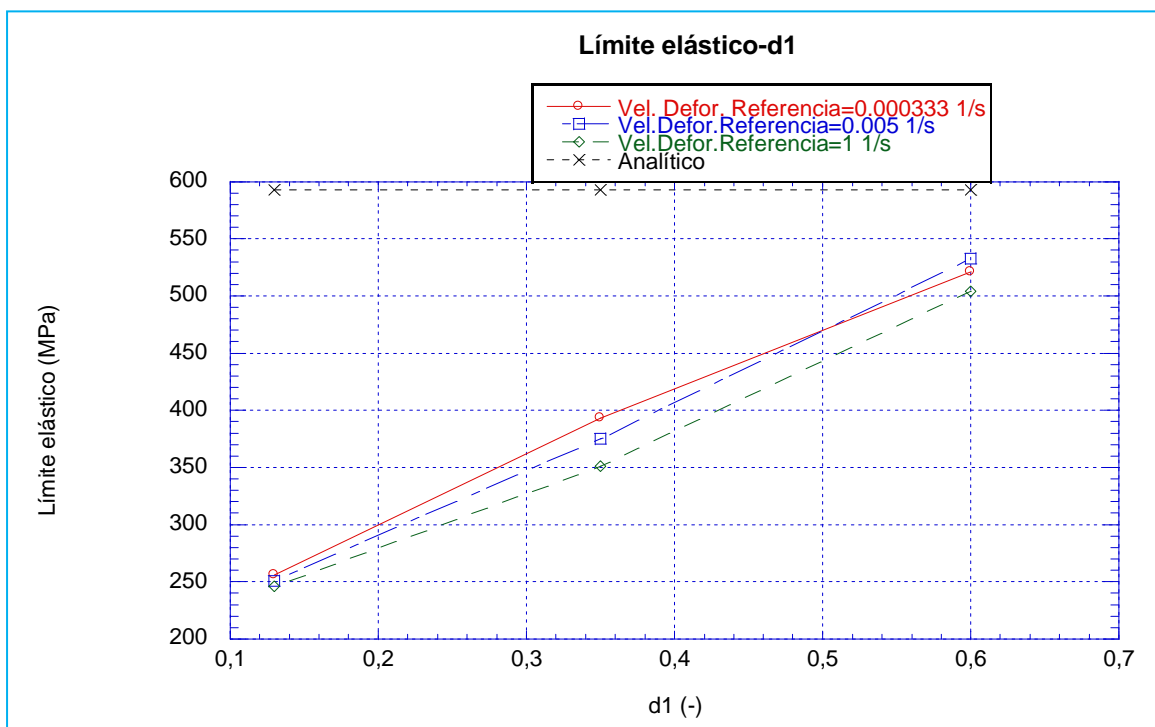
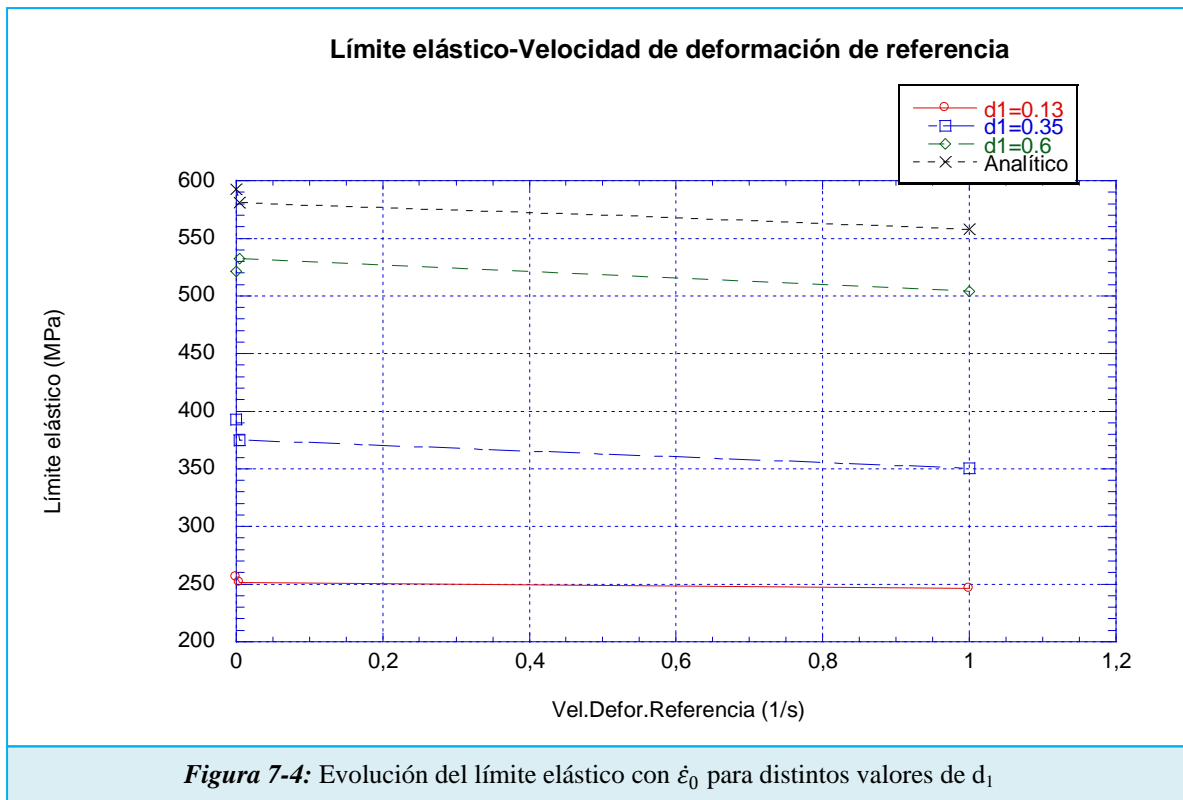


Figura 7-3: Evolución de la límite elástico con  $d_1$  para  $\dot{\epsilon}_0$

La Figura 7-4 refleja la evolución del límite elástico con respecto a la velocidad de deformación de referencia para distintas curvas del parámetro de fallo  $d_1$ .



A partir de las gráficas anteriores se pueden sacar las siguientes conclusiones:

- Para bajos valores de  $d_1$ , 0.13-0.5, no se asemeja el valor del límite elástico con los valores numéricos para las diferentes velocidades de deformación de referencia.
- A medida que se va aumentando el valor de  $d_1$ , éste se acerca a los valores numéricos. Por lo que se sigue demostrando que las simulaciones son más eficaces para altos valores de  $d_1$ , 0.6-0.7, para el modelo con el que se ha empleado en este proyecto fin de carrera.
- En cuanto a los valores de  $\dot{\epsilon}_0$  cabe decir que este valor no influye especialmente, es decir, sigue habiendo un gap entre el valor numérico ( ec. constitutiva de JC) y el valor FEM (ecuación del ensayo de Taylor). Lo único destacable y que se obtiene analíticamente es que el límite elástico disminuye a medida que aumenta el valor de  $\dot{\epsilon}_0$  (velocidad de deformación de referencia). Además a mayor  $\dot{\epsilon}_0$  el cilindro para una misma  $d_1$  tiene un longitud final mayor, es decir, se deforma menos.



## 7.2. INFLUENCIA DE LOS PARÁMETROS B-n

Para realizar el estudio de la influencia de estos parámetros de la ecuación constitutiva de Johnson-Cook se realizaron las siguientes simulaciones. Se recuerda la ecuación constitutiva de Johnson-Cook:

$$\bar{\sigma}(\bar{\epsilon}_p, \dot{\bar{\epsilon}}_p, T) = [A + B\bar{\epsilon}_p^n] \left[ 1 + C \ln\left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\epsilon}_0}\right) \right] (1 - T_H^m) \quad (\text{Ecuación 7. 3})$$

Donde

$$T_H = \frac{T - T_0}{T_m - T_0} \quad (\text{Ecuación 7. 4})$$

Los datos de referencia son:

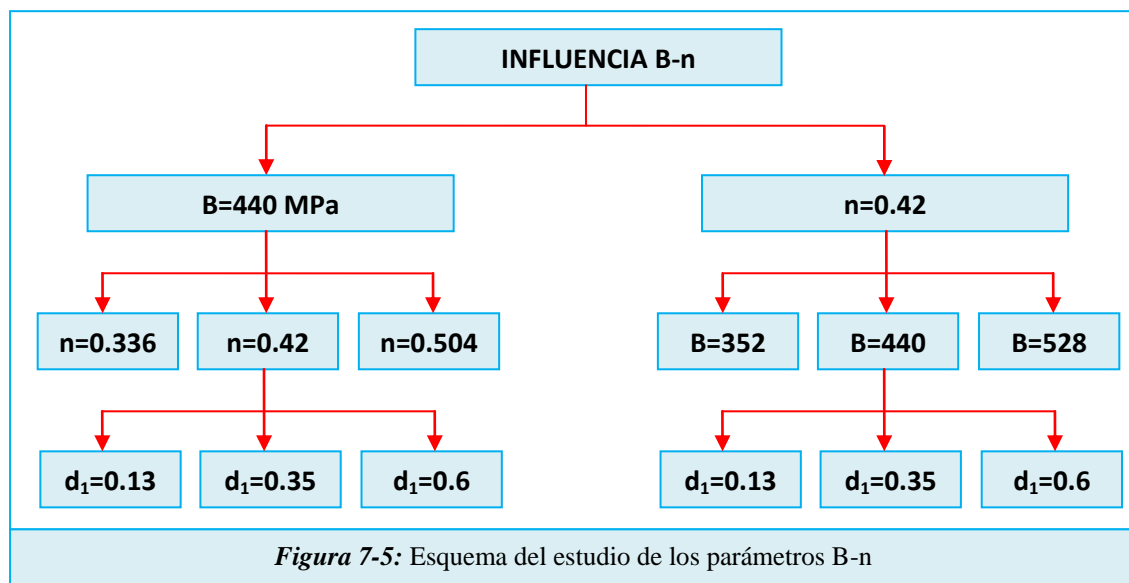
**Tabla 7-2:** Constantes empleadas para el estudio de la influencia de los parámetros B-n

Elasticidad		Comportamiento termoplástico					
E (GPa)	$\nu(-)$	A (MPa)	B(MPa)	n(-)	$\dot{\epsilon}_0 (s^{-1})$	C (-)	m (-)
74.66	0,3	352			$3.33 \cdot 10^{-4}$	↓ 0.0083	1.7

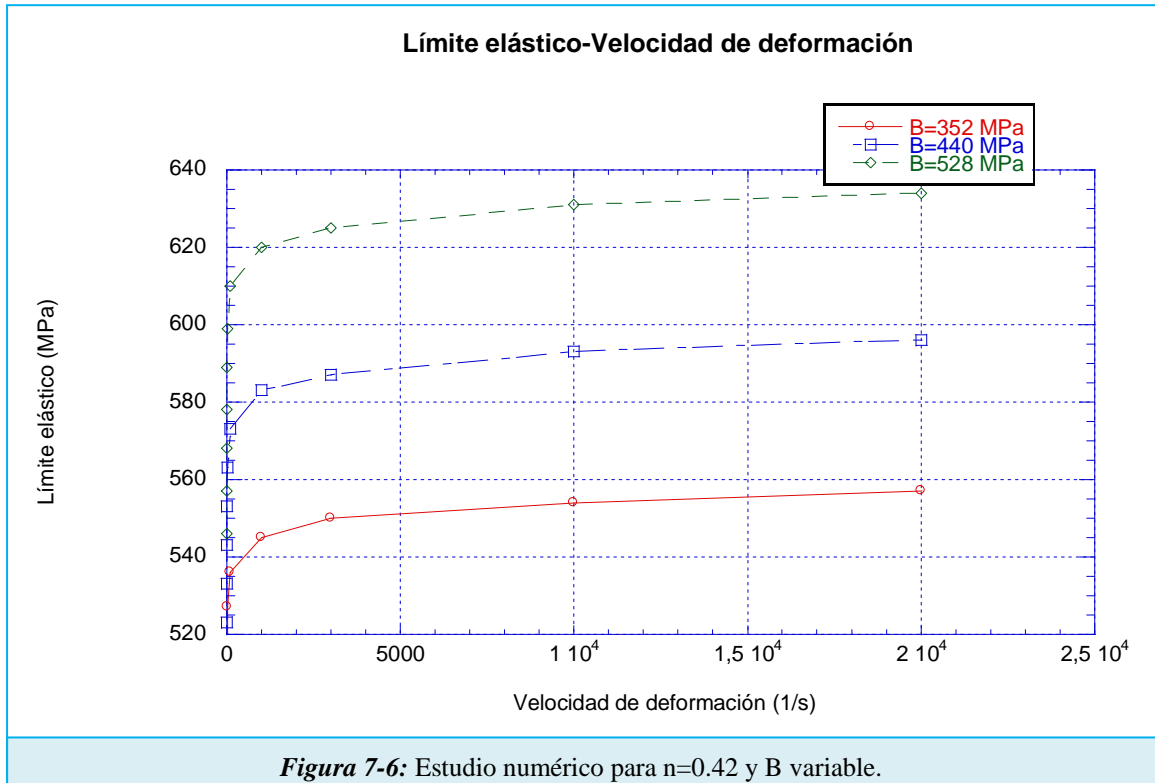
Otras constantes físicas			
$\rho (kg/m^3)$	$\beta(-)$	$C_p (J/kgK)$	$T_m (K)$
2700	0,9	875	775

Se introduce el siguiente esquema para facilitar la comprensión de los ensayos realizados.



### 7.2.1. Influencia $n$ constante y $B$ variable

Lo primero que se muestra es como varía el límite elástico con la velocidad de deformación para distintos valores de  $B$  (352-440-528) MPa. Para ello se hace uso de la *Figura 7-6*.

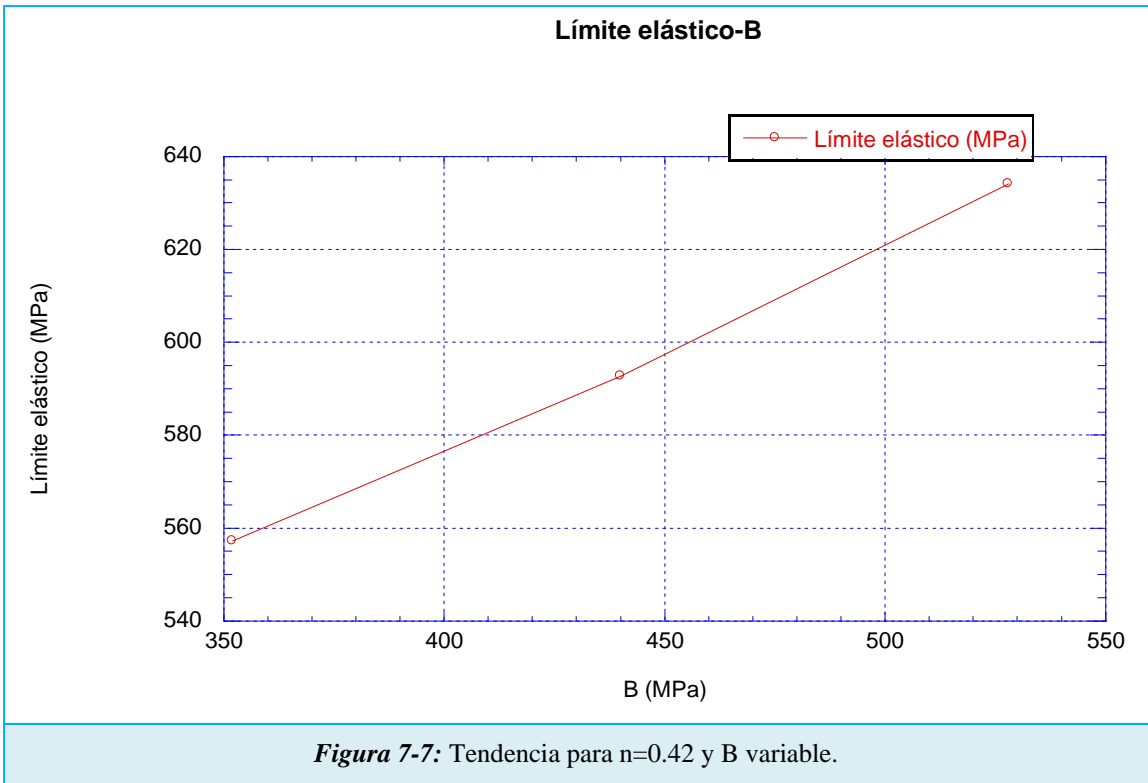


Los valores numéricos para cada valor de  $B$  son los de la *Tabla 7-4*.

**Tabla 7-3:** Datos numéricos para distintos valores de  $B$

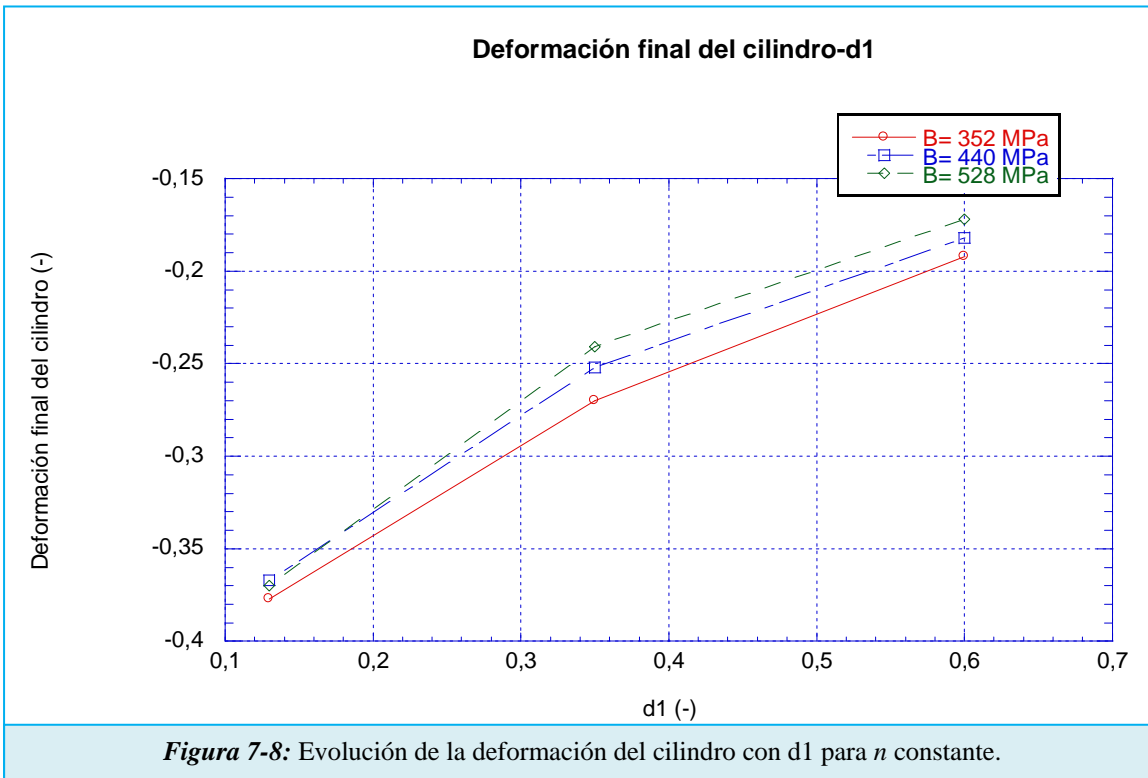
<b>B (MPa) vs Limite Elástico (MPa)</b>			
<b>B</b>	352	440	528
$\sigma_y$	554	593	631

Para tener una mejor visión de cómo evolucionan, observar la *Figura 7-7*. Ésta refleja un aumento del límite elástico cuando se aumenta el valor  $B$ , como era lógico.

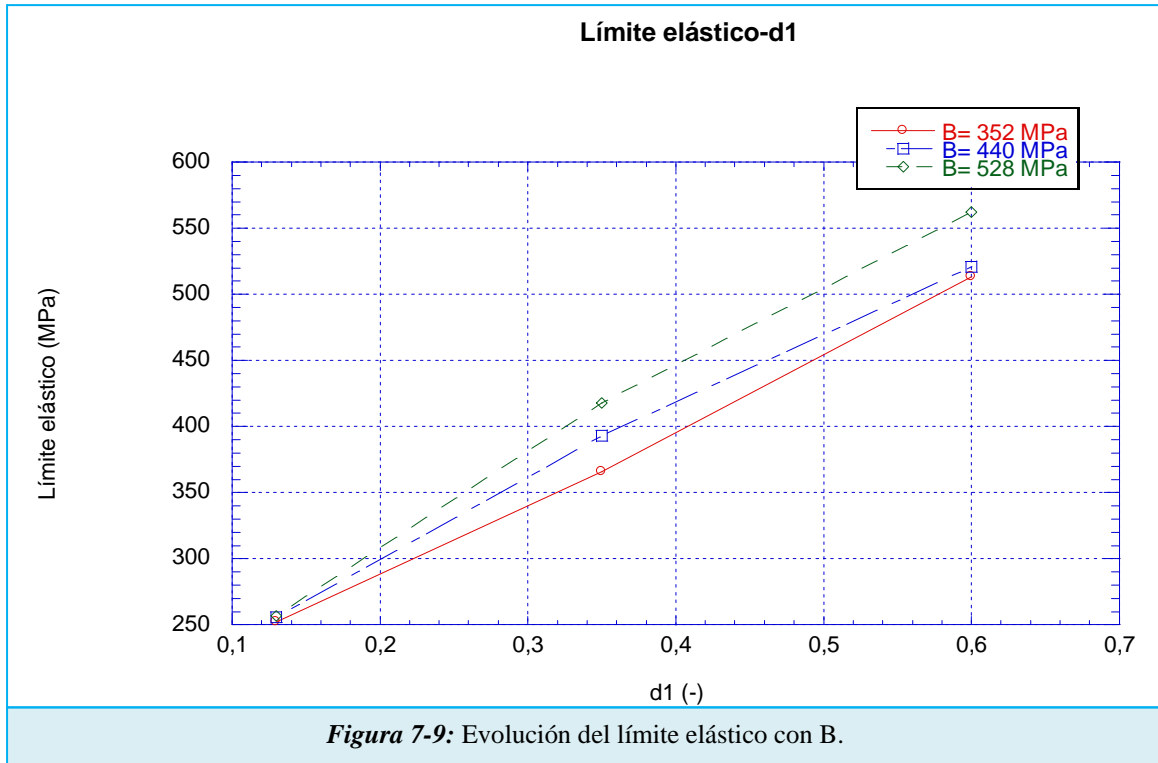


A continuación se presentan los resultados para los distintos valores de  $B$ .

En la *Figura 7-8* se muestra la comparación de la deformación del cilindro con el parámetro de daño  $d_1$  para los distintos valores de  $B$  estudiados.



A continuación se introduce la *Figura 7-9* se expone la comparación entre el límite elástico y el parámetro B.



A partir de las gráficas anteriores se pueden sacar las siguientes conclusiones:

- Para bajos valores de  $d_1$ , 0,13-0,5, no se asemeja el valor del límite elástico, calculado mediante la ecuación del ensayo de Taylor, con los valores numéricos, obtenidos mediante la ecuación constitutiva, para los diferentes valores del parámetro de la ecuación constitutiva B.
- A medida que se va aumentando el valor del parámetro de fallo  $d_1$ , éste se acerca a los valores numéricos. Por lo que se demuestra que las simulaciones son más eficaces para altos valores de  $d_1$ , 0,6-0,7, para el modelo con el que se ha realizado este proyecto fin de carrera.

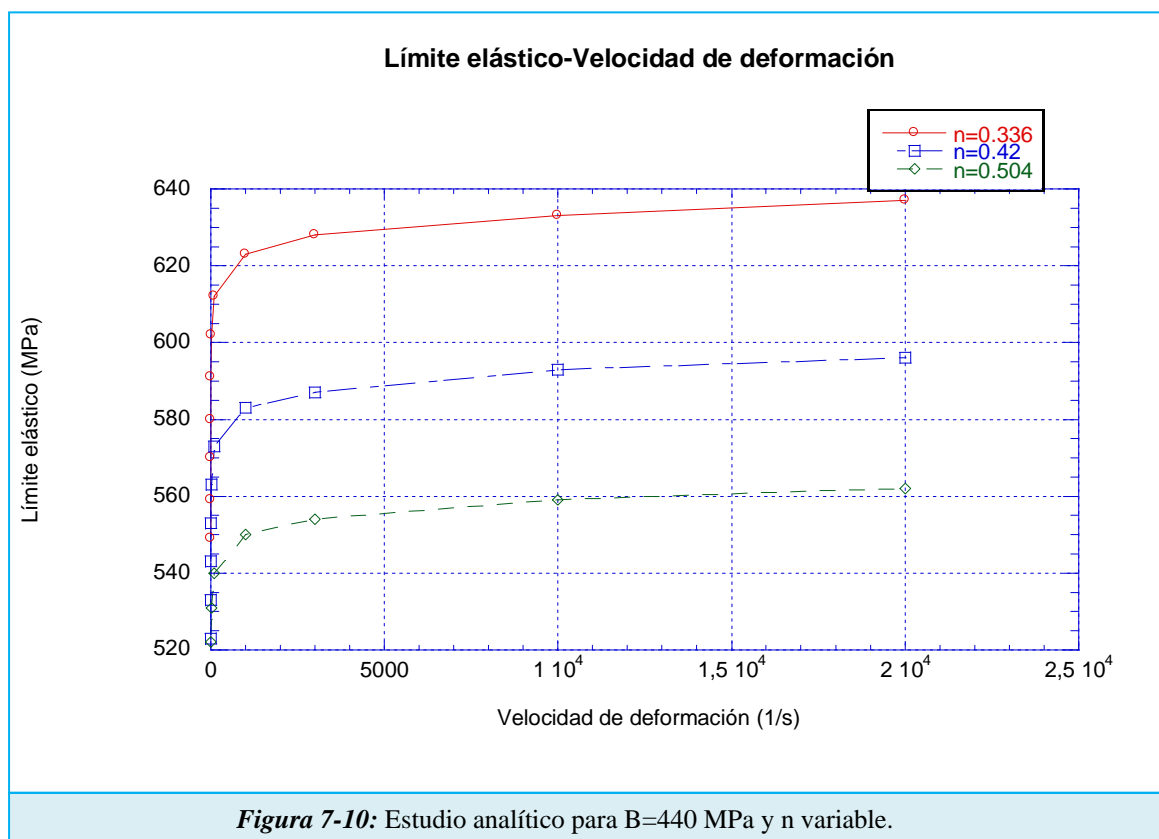
En cuanto a los valores de B cabe decir que para bajos valores del parámetro de fallo  $d_1$ , 0,13-0,5, este valor no influye especialmente, es decir, tienen prácticamente el mismo valor. Para valores de  $d_1$  más elevados, 0,6-0,7, se aprecia mejor la diferencia de valores de límite elásticos entre los distintos valores de B, a mayor B, mayor límite

elástico, que es lo que ya se ha concluido cuando se hizo el estudio numérico al inicio de este punto.

### 7.2.2. Influencia $B$ constante y $n$ variable

En primer lugar se muestra la *Figura 7-10* que refleja como varía el límite elástico con la velocidad de deformación para distintos parámetros de endurecimiento  $n$  (0.336-0.42-0.504).

En esta figura expone como a medida que aumenta el valor de parámetro de endurecimiento el límite elástico, obtenido mediante la ecuación de Taylor, disminuye y viceversa. Se observa como a bajos valores de velocidad de deformación el límite elástico aumenta con una gran pendiente, es decir, muy rápido. Sin embargo, para altos valores de velocidad de deformación, la tendencia es más parabólica y más lenta.

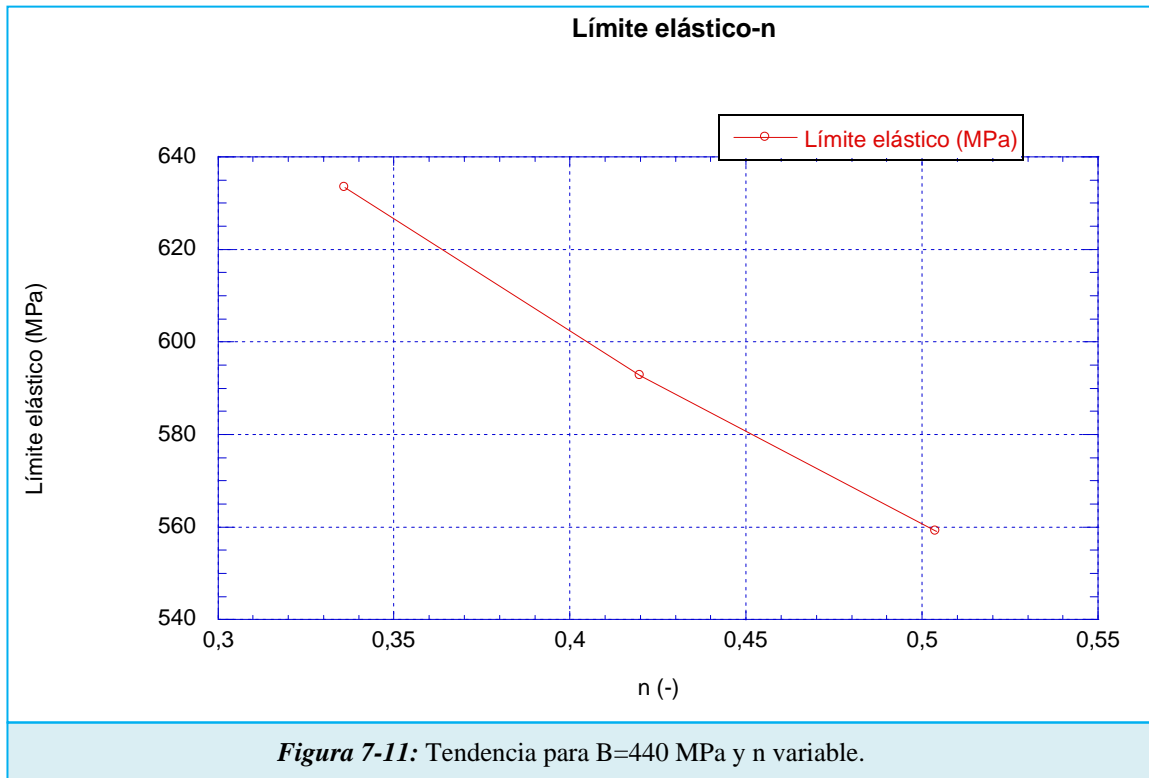


Los valores numéricos para cada valor de  $n$  son los de la *Tabla 7-4*.

**Tabla 7-4:** Datos numéricos para distintos valores de  $n$  **$n$  (-) vs Límite Elástico (MPa)**

$n$	0.336	0.42	0.504
$\sigma_y$	663	593	559

Para tener una mejor visión de cómo evolucionan, se puede observar la *Figura 7-11*. Ésta refleja una disminución del límite elástico cuando se aumenta el valor  $n$ .



A continuación se presentan los resultados para los distintos valores de  $n$ .

En la *Figura 7-12* se muestra la comparación de la deformación del cilindro con el parámetro de daño  $d_1$  para los distintos valores de  $n$  estudiados.



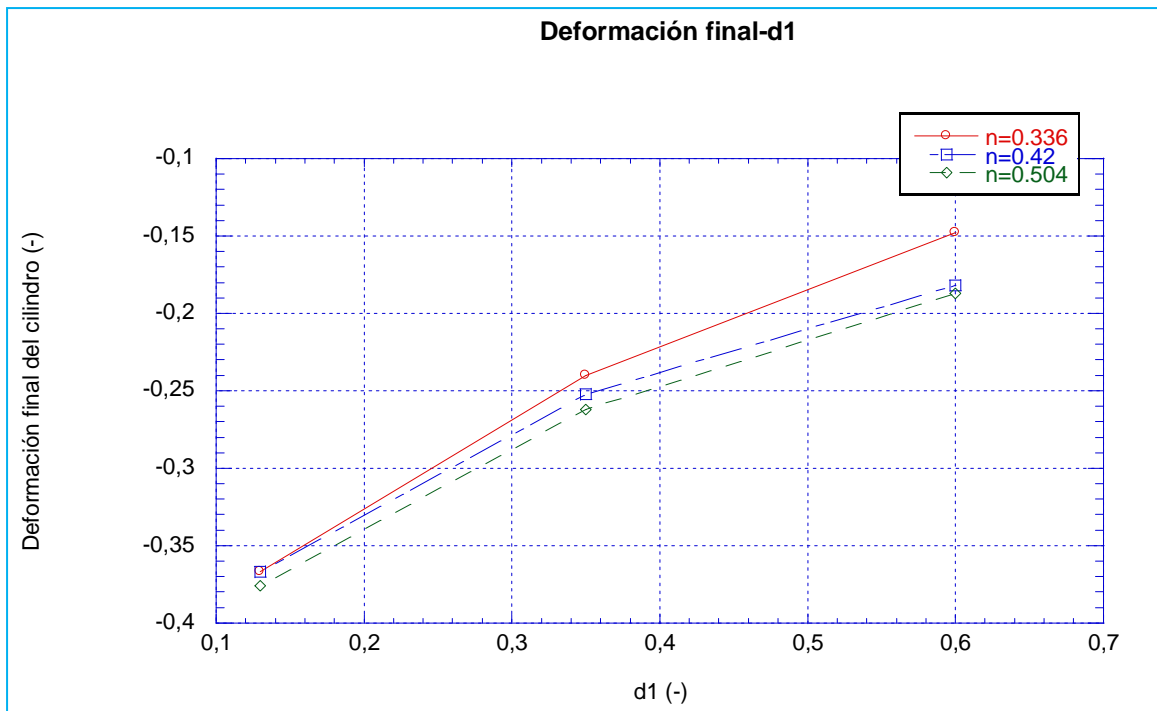


Figura 7-12: Evolución de la deformación del cilindro con  $d_1$  para  $B$  constante.

A continuación se introduce la Figura 7-13 se expone la comparación entre el límite elástico y el parámetro de endurecimiento  $n$ .

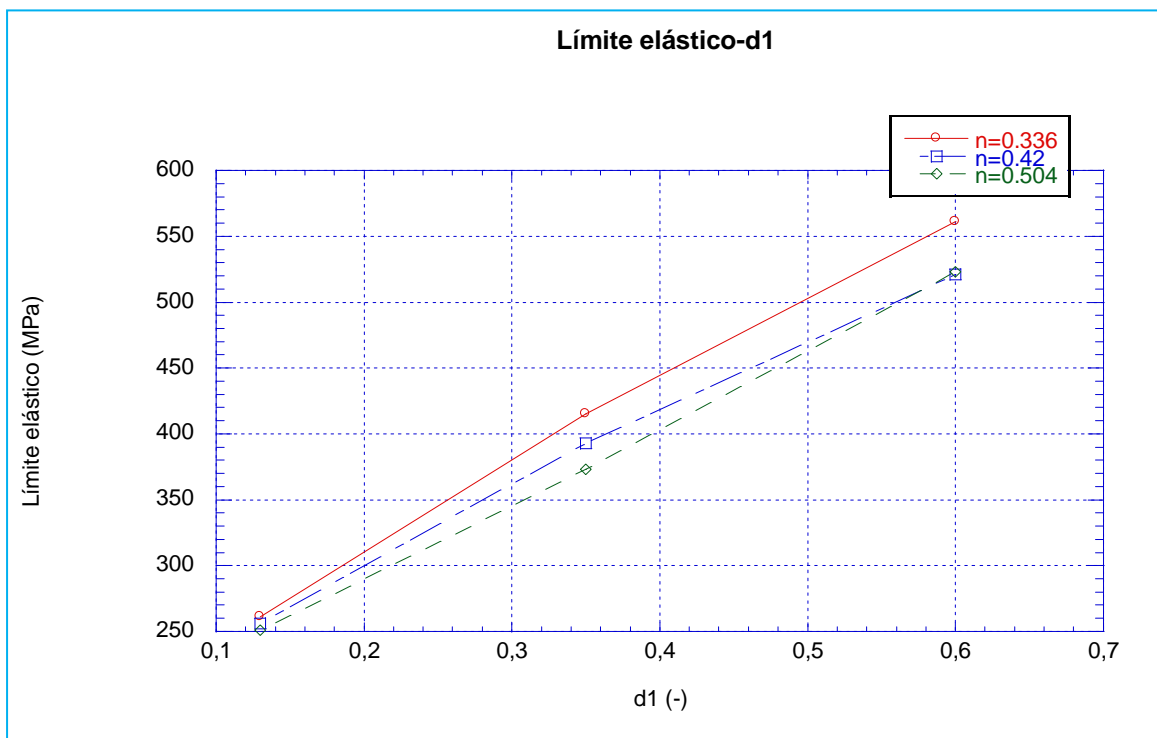


Figura 7-13: Evolución del límite elástico con  $n$ .

A partir de las gráficas anteriores se han sacado las siguientes conclusiones:

- Para bajos valores del parámetro de fallo  $d_1$ , 0.13-0.5, no se asemeja el valor del límite elástico con los valores numéricos obtenidos mediante la ecuación

constitutiva de Johnson-Cook para los diferentes valores del parámetro endurecimiento  $n$ .

- A medida que se va aumentando el valor de  $d_1$ , el valor del límite elástico se acerca a los valores numéricos. Se corrobora que las simulaciones son más eficaces para altos valores del parámetro de fallo  $d_1$ , 0.6-0.7, para el modelo con el que se ha realizado este proyecto fin de carrera.

En cuanto a los valores de  $n$  se refleja que para bajos valores del parámetro de fallo  $d_1$  este valor no influye especialmente, es decir, tienen prácticamente el mismo valor. Para valores de  $d_1$  más elevados, se aprecia mejor la diferencia de valores de límite elásticos entre los distintos valores de  $n$ , a menor  $n$ , mayor límite elástico, que es lo que ya se concluyó cuando se hizo el estudio numérico al inicio de este punto.

### 7.3. INFLUENCIA DE LOS PARÁMETROS C-m

Para realizar el estudio de la influencia de estos parámetros de la ecuación constitutiva de Johnson-Cook se han realizado las siguientes simulaciones. Se recuerda la ecuación constitutiva de Johnson-Cook:

$$\bar{\sigma}(\bar{\epsilon}_p, \dot{\bar{\epsilon}}_p, T) = [A + B\bar{\epsilon}_p^n] \left[ 1 + C \ln\left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\epsilon}_0}\right) \right] (1 - T_H^m) \tag{Ecuación 7.5}$$

Donde

$$T_H = \frac{T - T_0}{T_m - T_0} \tag{Ecuación 7.6}$$

Los datos de referencia son:

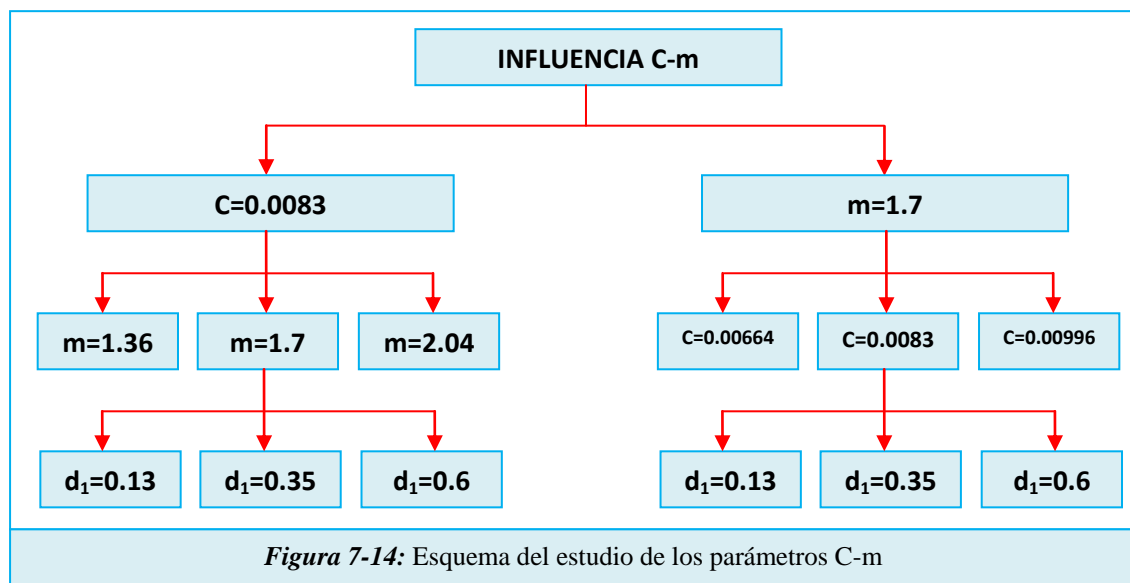
**Tabla 7-5:** Constantes empleadas para el estudio de la influencia de los parámetros C-m

Elasticidad		Comportamiento termoplástico					
$E$ (GPa)	$\nu$ (-)	$A$ (MPa)	$B$ (MPa)	$n$ (-)	$\dot{\epsilon}_0$ (s <sup>-1</sup> )	$C$ (-)	$m$ (-)
74.66	0,3	352	440	0.42	3.33 10 <sup>-4</sup>		

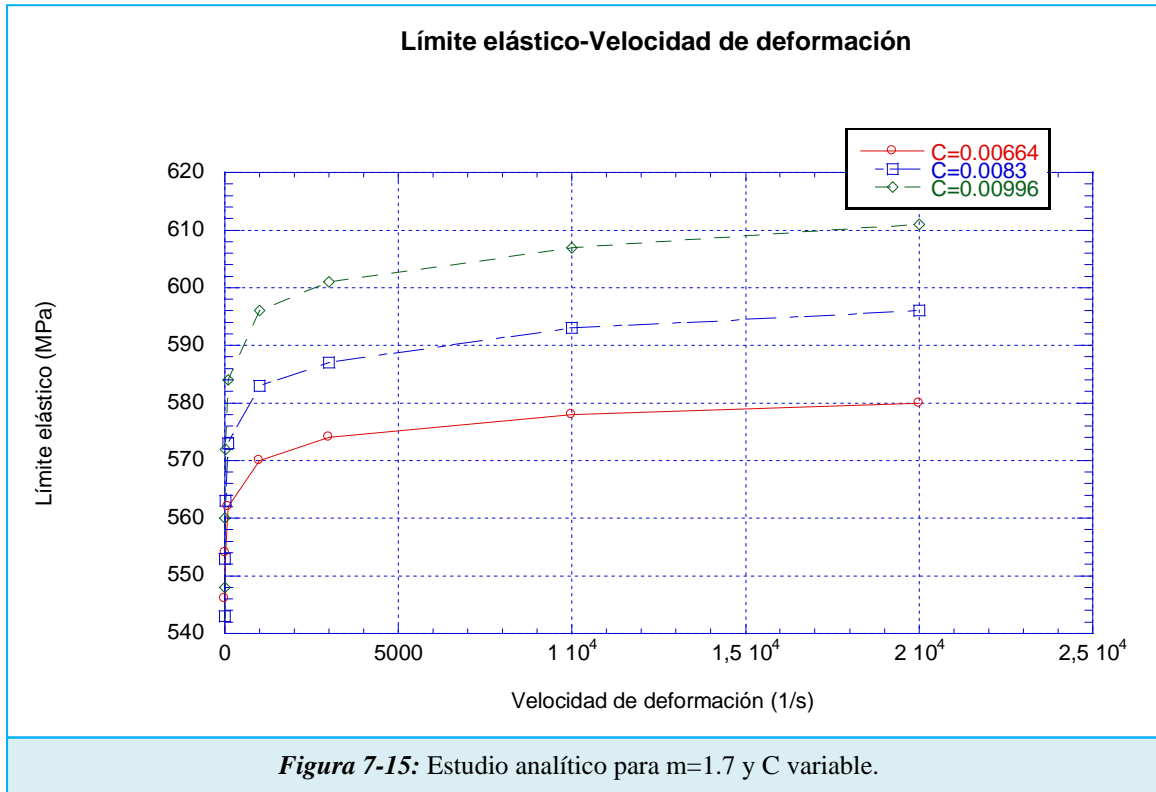
Otras constantes físicas			
$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	$\beta$ (-)	$C_p$ (J/kgK)	$T_m$ (K)
2700	0,9	875	775

Se introduce el siguiente esquema para facilitar la comprensión de los ensayos realizados.



### 7.3.1. Influencia $m$ constante y $C$ variable

Lo primero que se muestra es como varía el límite elástico con la velocidad de deformación para distintos valores de  $C$  (0.00664-0.0083-0.00996). Para ello se hace uso de la *Figura 7-15*. Como se puede observar al aumentar el valor del parámetro  $C$  aumenta el límite elástico. También se refleja que para valores bajos de velocidad de deformación hay una tendencia creciente rápida que a altas velocidades no ocurre.

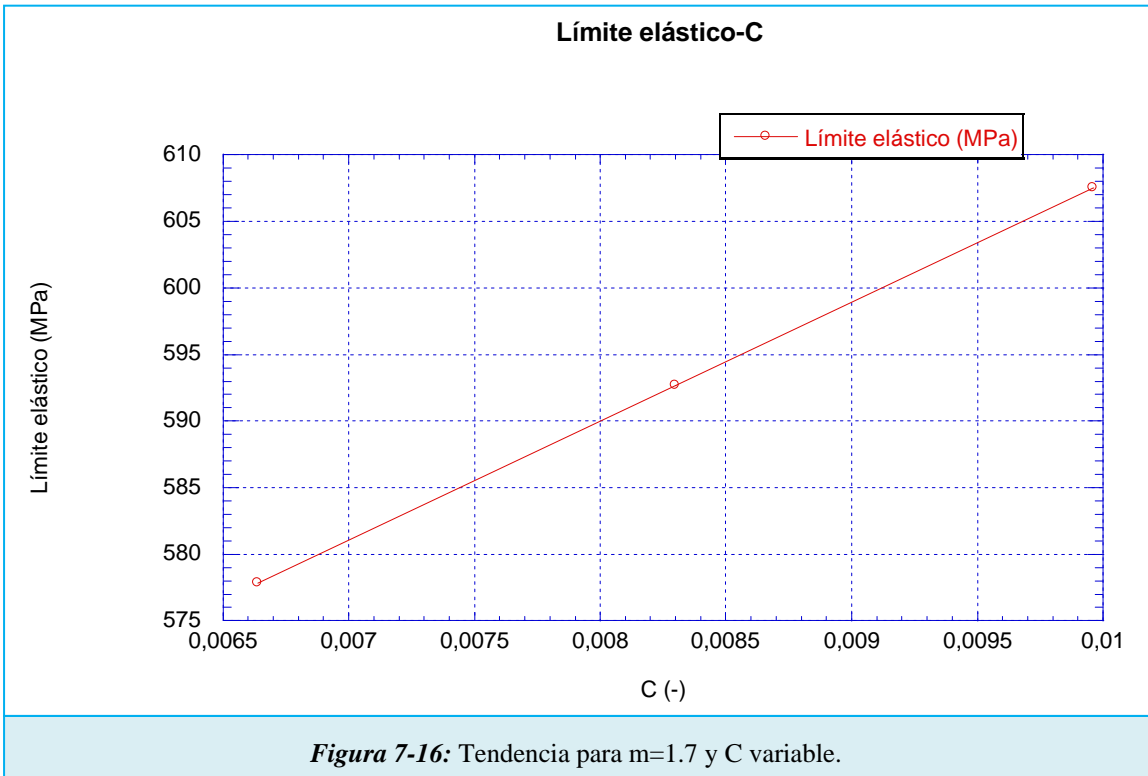


Los valores numéricos para cada valor de  $C$  son los de la *Tabla 7-6*.

**Tabla 7-6:** Datos numéricos para distintos valores de  $C$

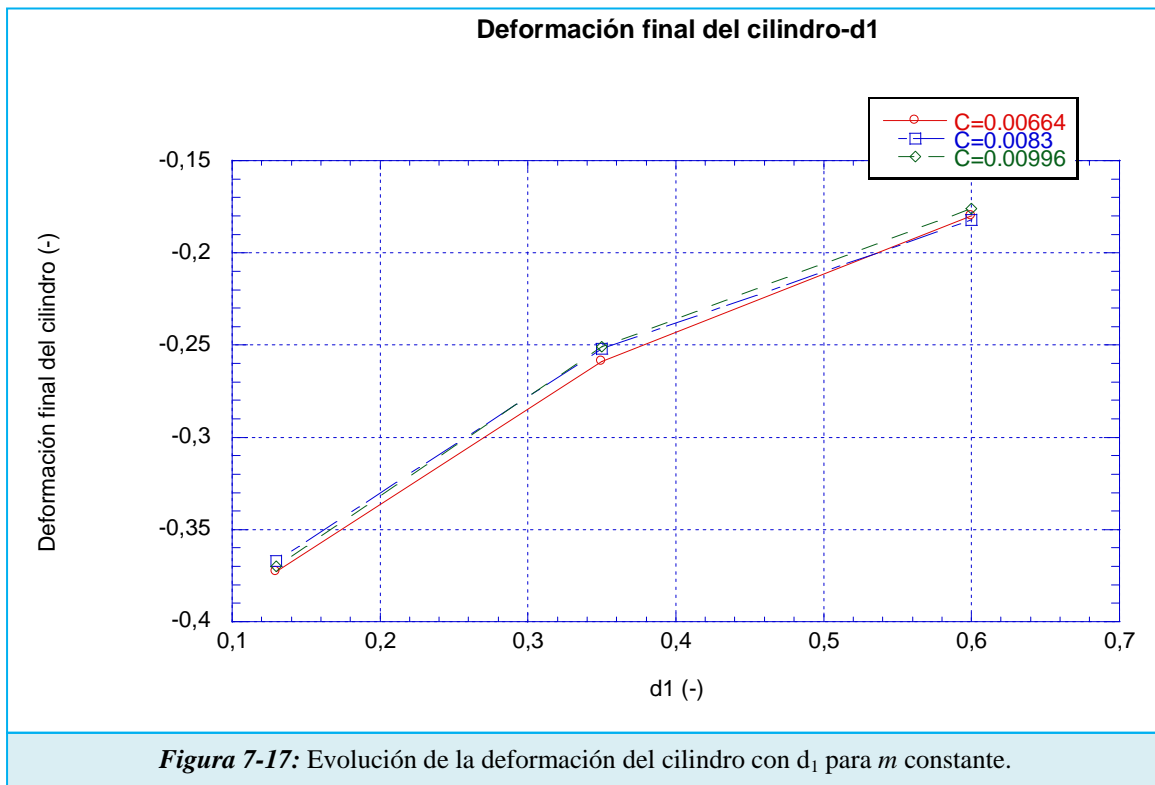
C (-) vs Límite Elástico (MPa)			
C	0.00664	0.0083	0.00996
$\sigma_y$	578	593	607

Para tener una mejor visión de cómo evolucionan, observar la *Figura 7-16*. Ésta refleja un aumento del límite elástico cuando se aumenta el valor  $C$ , lo que era lógico si se observa la ecuación constitutiva de Johnson-Cook.

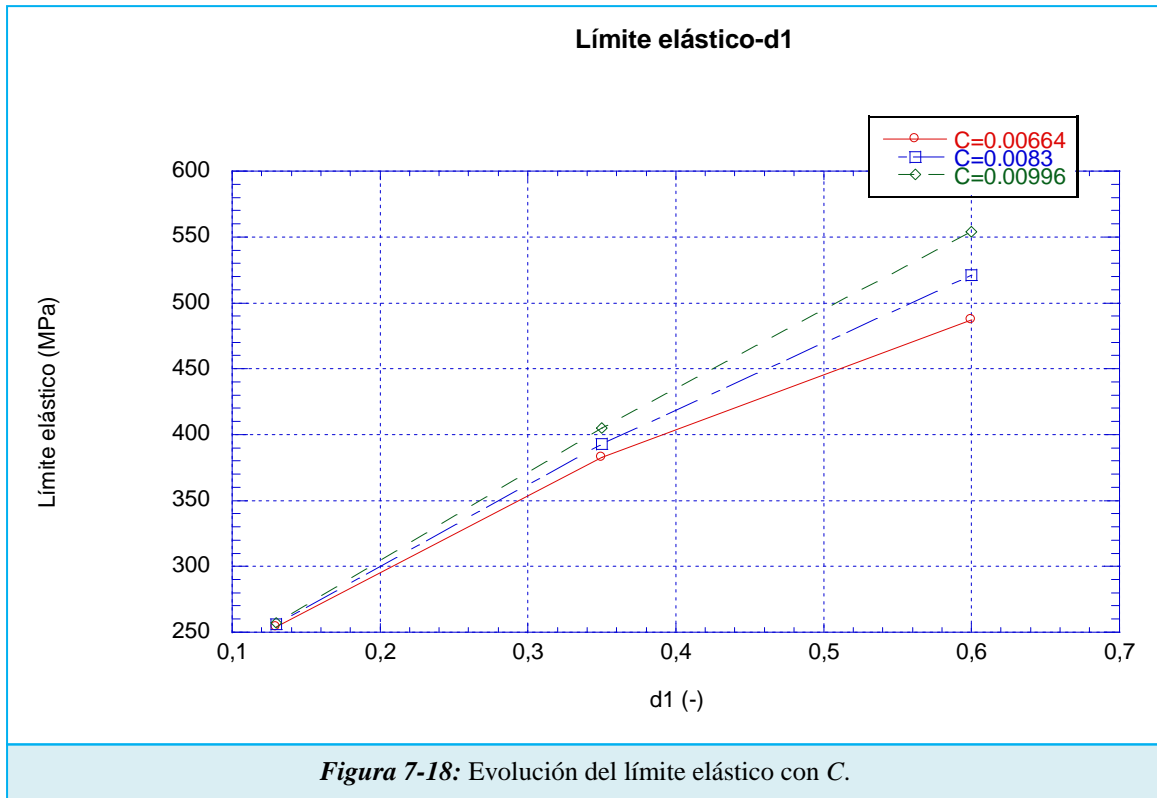


A continuación se presentan los resultados para los distintos valores de  $C$ .

En la *Figura 7-17* se muestra la comparación de la deformación del cilindro con el parámetro de daño  $d_1$  para los distintos valores de  $C$  estudiados.



A continuación se introduce la *Figura 7-52* se expone la comparación entre el límite elástico y el parámetro de la ecuación constitutiva  $C$ .



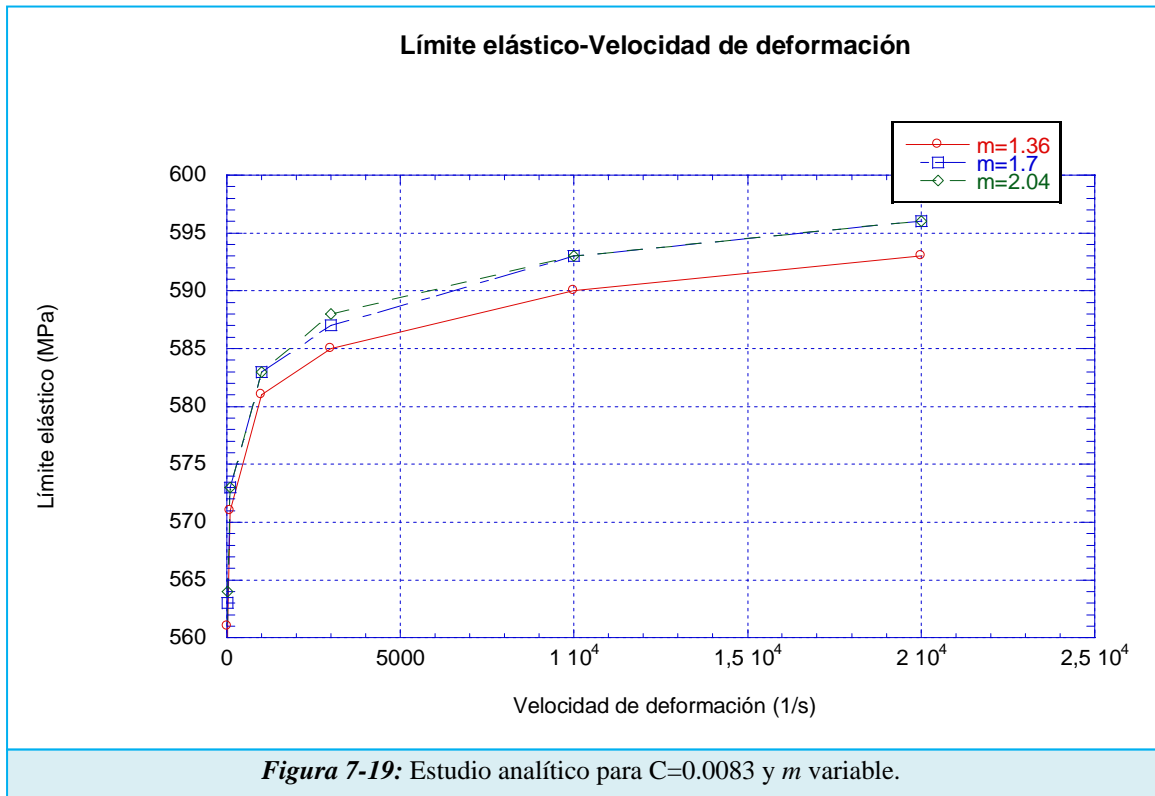
A partir del estudio anterior y con las gráficas anteriores se pueden sacar las siguientes conclusiones:

- Para bajos valores de  $d_1$ , 0,13-0,5, no se asemeja el valor del límite elástico con los valores numéricos para los diferentes valores del parámetro de la ecuación constitutiva  $C$ . Además de que los valores para los distintos valores de  $C$  son semejantes.
- A medida que se va aumentando el valor de  $d_1$ , éste se acerca a los valores numéricos. Sin embargo a nivel de deformaciones finales, apenas se muestra una diferencia entre los distintos valores de  $C$ .

En cuanto a los valores de  $C$  se refleja que para bajos valores del parámetro de fallo  $d_1$  este valor no influye especialmente, es decir, tienen prácticamente el mismo valor. Para valores de  $d_1$  más elevados, se aprecia mejor la diferencia de valores de límite elásticos entre los distintos valores de  $C$ , a mayor  $C$ , mayor límite elástico.

### 7.3.2. Influencia $C$ constante y $m$ variable

En la *Figura 7-19* se muestra como varía el límite elástico con la velocidad de deformación para distintos valores de  $m$  (1.36-1.7-2.04). Se puede observar como los valores obtenidos de las curvas  $m=1.7$  y  $m=2.04$  son prácticamente iguales. También se refleja que el gap o diferencia entre el  $m=1.36$  y el resto es insignificante, sólo 3 MPa.



Los valores analíticos para cada valor de  $m$  son los de la *Tabla 7-7*.

<b>m (-) vs Límite Elástico (MPa)</b>			
<b>m</b>	1.36	1.7	2.04
<b><math>\sigma_y</math></b>	590.44	592.68	593.27

La *Figura 7-20* muestra cómo evolucionan estos valores numéricos. Se refleja un aumento del límite elástico cuando se aumenta el valor  $m$ .



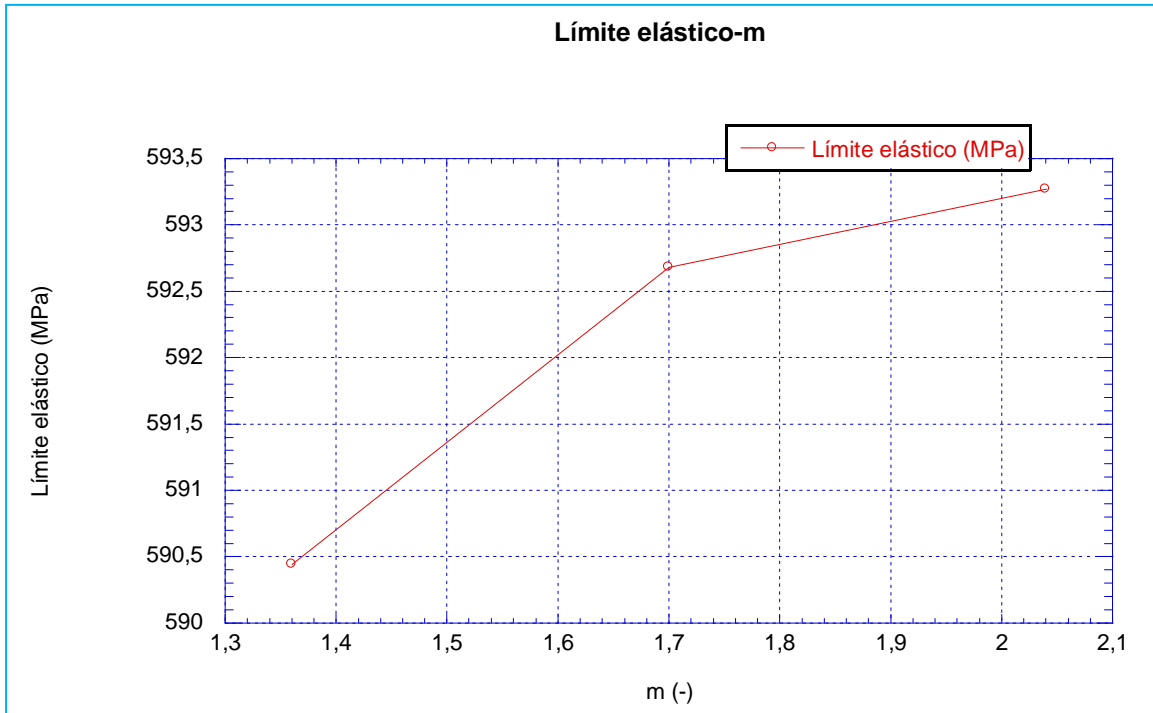


Figura 7-20: Tendencia para C=0.0083 y m variable.

A continuación se presentan los resultados para los distintos valores de m.

En la Figura 7-21 se muestra la comparación de la deformación del cilindro con el parámetro de daño  $d_1$  para los distintos valores de m estudiados.

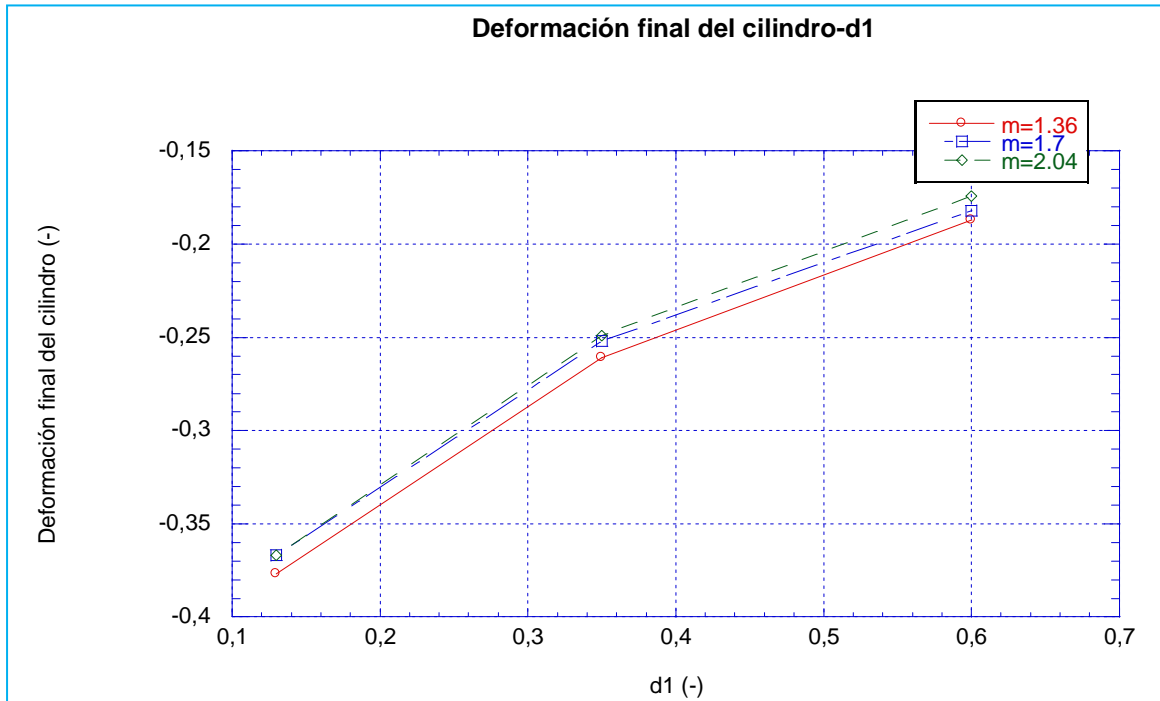
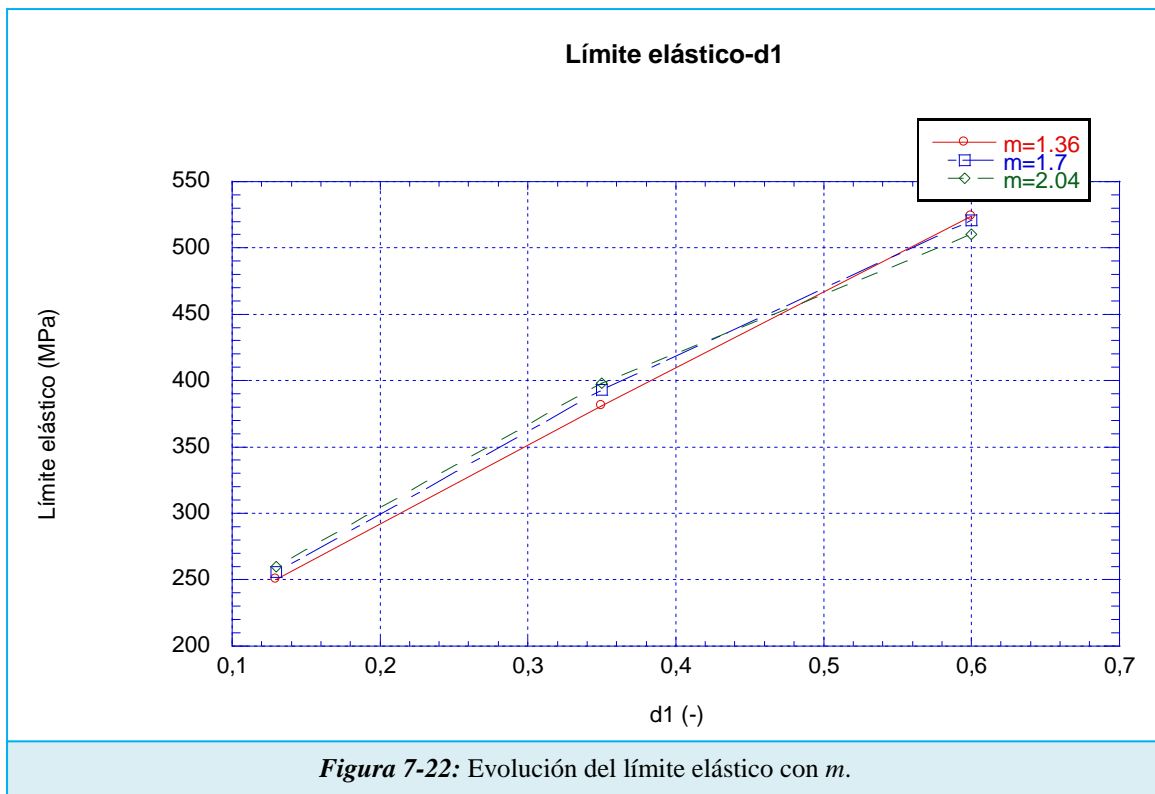


Figura 7-21: Evolución de la deformación del cilindro con  $d_1$  para C constante.

A continuación se introduce la Figura 7-22 se expone la comparación entre el límite elástico y el parámetro de la sensibilidad a la temperatura m.



A partir del estudio anterior y con las gráficas anteriores se pueden sacar las siguientes conclusiones:

- Para bajos valores de  $d_1$ , 0.13-0.5, no se asemeja el valor del límite elástico, obtenido a partir de las simulaciones, con los valores numéricos, obtenidos mediante la ecuación constitutiva de Johnson-Cook, para los diferentes valores del parámetro de la sensibilidad a la temperatura  $m$ .
- A medida que se va aumentando el valor del parámetro de fallo  $d_1$ , éste se acerca a los valores analíticos. Por lo que se sigue demostrando que las simulaciones son más eficaces para altos valores de  $d_1$  para el modelo con el que se realizó este proyecto fin de carrera. Sin embargo, a nivel de deformaciones finales, apenas se nota una diferencia entre los distintos valores de  $m$ .

En cuanto a los valores de  $m$  se refleja que no existe variación o gap del límite elástico para las distintas curvas del parámetro de la sensibilidad a la temperatura.

# Capítulo 8

## 8. *INFLUENCIA DEL CONTACTO*

### *Proyecto Fin de Carrera*

---

Análisis Numérico del Comportamiento frente a Impacto de Aluminio  
2024-T351 sometido a Ensayo de Taylor

*Autor: Marcos Rodríguez Millán*

*Directores: Ángel Arias Hernández y José Antonio Rodríguez Martínez*

## 8.1. INFLUENCIA DEL CONTACTO

En este punto y como ya ha comentado cuando se definió el modelo FEM se ha realizado un estudio sobre la influencia de la elección de la restricción mecánica cuando se configura la interacción entre el cilindro y la placa rígida.

Se recuerda que se ha optado por emplear la interacción “*Surface to surface contact*”. Se ha realizado el estudio con las siguientes características:

- *Shear Failure type= Johnson-Cook*
- *Velocidad = 300 m/s.*
- *Parámetro de fallo  $d_1=0.6$ .*
- *Velocidad de deformación de referencia,  $\dot{\epsilon}_0 = 3.33 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$*

Se estudia la influencia entre usar:

- *Penalty contact method.*
- *Kinematic contact method.*

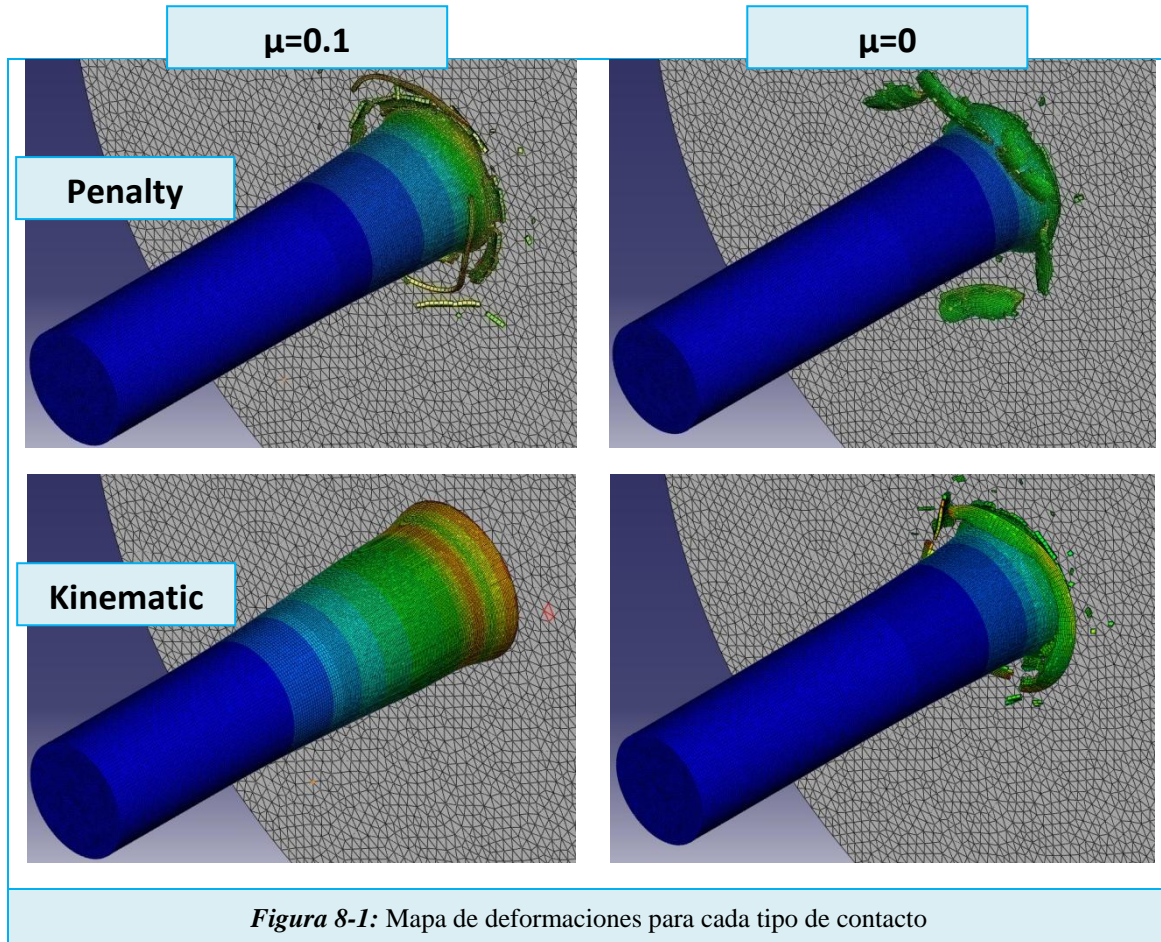
En ambos casos, en la propiedad de contacto se emplea “*Tangential Behaviour*” con un coeficiente de fricción igual a  $\mu=[0-0.1]$  y por “*Normal Behaviour*” utilizando el algoritmo “*Hard contact*”.

En la *Tabla 8-1* se exponen los datos obtenidos de la simulación FEM y los datos de límite elástico obtenidos numéricamente mediante la ecuación constitutiva.

**Tabla 8-1:** Límite elástico para Penalty Contact Method y Kinematic Contact Method

Método de contacto	Penalty		Kinematic	
$\mu$	0.1	0	0.1	0
$\sigma_y$ (MPa) simulación	521	559	516	542
$\sigma_y$ (MPa) analítico	592,68			

Para complementar la tabla anterior se dispone de la *Figura 8-1*



Tal y como muestra la tabla anterior, el aumento del coeficiente de fricción provoca una disminución del límite elástico, alejándolo del valor obtenido por la ecuación constitutiva. Este valor no tiene en cuenta efectos de fricción, por lo que se simula con un coeficiente de fricción nulo se aproxima a dicho valor. Si se tuviera valores experimentales se observaría que el valor experimental no es exactamente el numérico y se aproximaría más al valor simulado.

En cuanto a al mapa de deformaciones plásticas tomadas en el impacto, se observa que a mayor coeficiente de fricción menor es el desprendimiento producido.

La *Tabla 8.2* refleja el tiempo de cálculo para cada tipo de contacto.

**Tabla 8-2:** Tiempos de cálculo para Penalty Contact Method y Kinematic Contact Method

$\mu$	Penalty	Kinematic	%
<b>0</b>	1 hora 46 min	2 horas 2 min	17
<b>0.1</b>	1 hora 43min	1 hora 55 min	11.6

En lo referente a la elección de la restricción mecánica, el empleo de Penalty asemeja mejor el valor del límite elástico con el numérico y gráficamente, se produce un mejor desprendimiento, comparándolo con los artículos descritos en el apartado 3.2, además de tener un menor coste computacional.

# Capítulo 9

## 9. *CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS*

### *Proyecto Fin de Carrera*

---

Análisis Numérico del Comportamiento frente a Impacto de Aluminio  
2024-T351 sometido a Ensayo de Taylor

*Autor: Marcos Rodríguez Millán*

*Directores: Ángel Arias Hernández y José Antonio Rodríguez Martínez*



## 9.1. CONCLUSIONES

Una vez realizado los diferentes estudios se puede concluir para el modelo descrito en los capítulos anteriores que:

- ✓ Para valores del parámetro de fallo  $d_1$  en un rango de 0.13-0.5, el modelo realizado no se comporta adecuadamente ya que no se aprecia una deformación plástica para las distintas velocidades empleadas. Además el límite elástico ha sido un 20-100 % menor que el valor obtenido analíticamente con la ecuación constitutiva de Johnson-Cook para una velocidad de 300 m/s.
- ✓ Empleando el modelo *Shear Failure type= Johnson-Cook* y para valores de 0.6 del parámetro de fallo  $d_1$ , se puede apreciar que el cilindro se ve sometido a fracturas adiabáticas lo que provoca un alto desprendimiento. El valor obtenido mediante la simulación ha sido un 14% menor que el valor obtenido mediante la ecuación constitutiva para una velocidad de 300 m/s.
- ✓ Empleando el modelo *Damage Initiation & Evolution* con la formulación de Johnson-Cook se produce una buena deformación comparándola con el modelo anterior y teniendo en cuenta los estudios experimentales realizado por Chen et al. (2008) y la simulación realizada por Wierzbicki et al (2004) para valores del parámetro de fallo  $d_1$  de 0.13-0.5, sin embargo para valores de  $d_1$  de 0.6-0.7 la deformación es excesiva y a pesar de configurar el modelo para que eliminen los elementos excesivamente distorsionados no se consiguió, es decir, en ningún momento se aprecia alguna rotura o grieta. Por lo que el modelo no funciona bien. Además se ha deducido que el modelo *Shear Failure*, se asemeja más al valor numérico obtenido mediante la ecuación constitutiva de Johnson, siempre y cuando el parámetro de fallo  $d_1$  esta en un rango de 0.5-0.7.
- ✓ Si se hace uso del modelo Mixto, es decir, *Shear Failure* y *Damage Initiation & Evolution*, el efecto que realizaba este segundo no se producía, con otras palabras, los valores obtenidos eran muy similares a los valores de límite

elásticos obtenidos por el modelo *Shear Failure*. Gráficamente también se ha demostrado lo anteriormente explicado. Por lo que se ha decidido, que es innecesario para futuras investigaciones emplear los dos criterios o modelos a la vez.

- ✓ Respecto a la velocidad de impacto y por consiguiente velocidad de deformación, al aumentar dicho valor hasta 600 m/s se obtenido el límite elástico adecuado de acuerdo con el obtenido mediante la ecuación constitutiva de Johnson-Cook para un rango del parámetro de fallo del criterio de Johnson-Cook  $d_1$  de 0.55-0.6.
  
- ✓ Al estudio de la influencia de la velocidad de deformación de referencia referente al estudio global de la ecuación constitutiva para un valor del parámetro de fallo  $d_1$  entre 0.6-0.7, en el modelo se obtenían valores cercanos al valor del límite elástico analítico. La influencia de este parámetro no es tan determinante como en un principio pensaba el autor de este proyecto ya que los valores no se acercaban más o menos al valor analítico. Sin embargo se ha obtenido la conclusión de que el límite elástico disminuye con el aumento de la velocidad de deformación de referencia.
  
- ✓ Para el estudio de la influencia de los parámetros de endurecimiento B-n del estudio global de la ecuación constitutiva, los resultados han reflejado que para valores de  $d_1$  pertenecientes a un rango de 0.13-0.5, los resultados mediante el modelo FEM y los obtenidos por la ecuación constitutiva eran dispares. A medida que el parámetro de fallo  $d_1$  aumentaba, también lo hacia el limite elástico del material y se aproximaba al valor analítico. En cuanto a los valores de B cabe decir que para valores del parámetro de fallo  $d_1$  del rango 0.13-0.5 este valor no influye especialmente. Para valores de  $d_1$  más elevados, 0.6-0.7, se aprecia mejor la diferencia de valores de límite elásticos entre los distintos valores de B, a mayor B, mayor limite elástico. En cuanto a los valores de  $n$  se refleja que para valores del parámetro de fallo  $d_1$  de 0.13-0.5 este valor no influye especialmente, es decir, tienen prácticamente el mismo valor. Para valores de  $d_1$  más elevados, 0.6-0.7, se aprecia mejor la diferencia de valores

de límite elásticos entre los distintos valores de  $n$ , a menor  $n$ , mayor límite elástico.

- ✓ Para el estudio de la influencia de los parámetros de sensibilidad a la temperatura  $C$ - $m$ . Respecto a los valores de  $C$  cabe decir que para valores del parámetro de fallo  $d_1$  de 0.13-0.5 este valor no influye especialmente. Para valores de  $d_1$  de 0.6-0.7, se aprecia mejor la diferencia de valores de límite elásticos entre los distintos valores de  $C$ , a mayor  $C$ , mayor límite elástico. En referencia a los valores de  $m$  se ha observado existe variación o gap de límite elástico de 3 MPa para las distintas curvas del parámetro de la sensibilidad a la temperatura.
- ✓ En referencia a la elección de la restricción mecánica a emplear, los resultados obtenidos de tales simulaciones ofrecieron la conclusión que el uso del Penalty Contact Method se acercaba más al valor obtenido mediante la ecuación constitutiva de Jonhson-Cook que empleando Kinematic Contact Method.
- ✓ Del último estudio se extrae que el valor numérico no tiene en cuenta los efectos de fricción. Al realizar la simulación con un coeficiente de fricción nulo, los datos obtenidos se aproximaban más a los datos numéricos obtenidos mediante la ecuación constitutiva.
- ✓ El empleo de contacto Penalty reduce un 15% el coste computacional respecto al empleo de contacto Kinematic.

## 9.2. FUTUROS TRABAJOS

El autor de este proyecto fin de carrera propone las siguientes líneas futuras de investigación con el objetivo de obtener un buen modelo para la simulación de ensayos de Taylor:

- ✓ Realizar un tipo de mallado más fino del cilindro.
  
- ✓ Realizar una simulación con otros materiales dúctiles para comprobar la validez del modelo.
  
- ✓ Emplear otras ecuaciones constitutivas y criterios de fallo como pueden ser los empleados por Rusinek –Klepaczko o Hooputra (descrito en el apartado 6.1.4)
  
- ✓ Estudiar la influencia de la sección del impactador.
  
- ✓ Estudiar la influencia de la temperatura.
  
- ✓ Realizar un Ensayo de Taylor y posteriormente utilizar las propiedades obtenidas a un impacto de un cilindro rígido contra una placa con dichas propiedades.
  
- ✓ Puesto que se ha empleado AL2024, al obtener unas propiedades óptimas con el ensayo de Taylor, realizar un ensayo con GLARE (material compuesto + aluminio) empleando las propiedades del aluminio obtenido.

# Capítulo 10

## 10. *REFERENCIAS*

### *Proyecto Fin de Carrera*

---

Análisis Numérico del Comportamiento frente a Impacto de Aluminio  
2024-T351 sometido a Ensayo de Taylor

*Autor: Marcos Rodríguez Millán*

*Directores: Ángel Arias Hernández y José Antonio Rodríguez Martínez*



- Arias, A., Rodríguez-Martínez, J., & Rusinek, A. (2008). Numerical simulations of impact behaviour of thin steel to cylindrical, conical and hemispherical non-deformable projectiles. *Eng Fract Mech*, 75, 1635-1656.
- Baberian, A. (2007). *Aspectos micromecánicos en ensayos de indentación Berkovitch de recubrimientos metálicos: Simulaciones por elementos finitos usando un modelo de plasticidad cristalina*.
- Banerjee, B. (2005). *Patente nº Report No. C-SAFE-CD-IR-05-001*. Department of Mechanical Engineering, University of Utah, Salt Lake City, USA.
- Bao, Y., & Wierzbicki, T. (2004). On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. *Int. J. of Mech. Sci.*, Cap 46, 84:89.
- Cockcroft, M., & Latham, D. (1968). ductility and the workability of metals. *J. Inst. Metals*, Cap. 96, 33:39.
- Costin, L., Crisman, E., R.H., H., & Duffy, J. (1979). On the localisation of Plastic Flow in Mild Steel Tubes Under Dynamic Torsional Loading. *Inst. Phys. Conf. Ser.*, 90:99.
- Chen, X., Chen, G., & Zhang, F. (2008). Deformation and Failure Modes of Soft Steel Projectiles Impacting Harder Steel Targets at Increasing Velocity. *Experimental Mechanics*, 48-335:354.
- Dynamics, C. (1997). *Autodyn users manual*, Revision 3.0.
- Gupta, N., Iqbal, M., & Sekhon, G. (2007). Effect of projectile nose shape, impact velocity and target thickness on deformation behaviour of aluminium plates. *Int J Solids Struct.*, 44(10):3411-3439.
- Hill, R. (1949). Plastic Distortion of Non-Uniform Sheet. *Philos. Mag*, 971:983.
- HKS. (2003). *Abaqus Explicit v6.8 User's Manual, version 6.8 Edition, ABAQUS Inc.* Richmond.
- Hodgkinson, J., & Williams, J. (1982). *Phys. Technol.* 13.
- Hohler, V., Kuscher, G., Stillp, A. J., Schneider, E., & Tham, R. (1983). X-ray Cinematography and Visar-Interferometer Measurements of Rear Side Bursting during Plate Perforation. *Proc. 7th Int. Symp. on Ballistics, The Hague, the Netherlands*, 565-573.
- Holmquist, T., & Johnson, G. (1991). Determination of constants and comparison of results for various constitutive models. *Jornal de Physique III*, C3-853.
- Hooputra, H., Gese, H., Dell, H., & Werner, H. (2004). A Comprehensive Failure Model for Crashworthiness Simulation of Aluminium Extrusions. *International Journal of Crashworthiness*, Vol. 9, 449:463.
- J.G, W. (1984). *Fracture mechanics of polymers*. Chichester: Ellis Horwood Limited.

- Johnson, G., & Cook, W. (1985). Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Eng. Fract. Mech.* , Cap 21, 31:48.
- Meyers, M. (1994). *Dynamic behavior of materials*. New York: John Wiley & Sons.
- Oh, S., Chen, C., & Kobayashi, S. (1979). Ductile failure in axisymmetric extrusion and drawing. Part 2: Workability in extrusion and drawing. *J. Engng. Indust.* , Cap 101, 36:44.
- Read, P., & Andrews, E. (1979). *Developments in polymer fracture-1*. London: Applied Science Publishers Ltd.
- Rodríguez-Martínez, J., Rusinek, A., Zaera, R., Arias, A., Klepaczko, J., & Pedroche, P. (2008). Analysis of thermo-visco-plastic behaviour of TRIP steels: Application to perforation. *Eng. Fract Mech.*
- Rusinek, A., Rodríguez-Martínez, J., Pecherski, R., Arias, A., & Klepaczko, J. (2008). Modelling of thermo-visco-plastic behaviour of DH-36 and Weldox 460-E structural steels at wide ranges of strain rates and temperatures, comparison of constitutive relations and application for impact problems. *Mech Mat.*
- Steinberg, D., Cochran, S., & Guinan, M. (1980). Constitutive model for metals applicable at high strain rates. *J. Appl. Phys.* , 51 (3)- 1498:1504.
- Taylor, G. (1948). The Formation and Enlargement of a Circular Hole in a Thin Plastic Sheet. *Quart. J. mech. Appl. Math.* , 103:124.
- Taylor, G. (1948). The Use of Flat-Ended Projectiles for Determining Dynamic Yield Stress. *Proc. Roy. Soc. Lond.* , 289:299.
- Thomson, W. (1955). An Approximate Theory of Armor Penetration. *J. Appl. Phys.* , 99:112.
- Wierzbicki, T., Teng, X., Hiermaier, S., & Rohr, I. (2005). Numerical prediction of fracture in the Taylor Test. *International Journal of Solids and Structures* , 2929-2948.
- Wilkins, M., Streit, R., & Reaugh, J. (1983). *Cumulative-strain-damage model of ductile fracture: simulation and prediction of engineering fracture test*. Livermore, CA 94550: Tech. Rep. UCRL-53058, Lawrence Livermore Laboratory, University of California.
- William, D., & Callister, J. *Introducción a la Ciencia e Ingeniería de los materiales*. Utah: Editorial Reverte S.A.
- Woodward, R. (1979). Penetration Behavior of a High-Strength Aluminium Alloy. *Met. Technol.* , 106:110.
- Woodward, R. (1984). The Interrelation of Failure Modes observed in the Penetration of Metallic Targets. *Int. J. Impact Engng* , 121-129.
- Woodward, R. (1978). The Penetration of Metal Targets by Conical Projectiles. *J. Aust. Ins. Met.* , 349:359.



## *Referencias*

---

- Woodward, R. (1978). The penetration of Metal Targets Which Fail by Adiabatic Shear Plugging. *Int. Mech. Sci.* , 599:607.
- Woodward, R., & Baldwin, N. (1979). Oblique Perforation of Steel Targets by 30 Cal. AP M2 Projectiles. *J. Mech. Engng. Sci.* , 85:91.
- Woodward, R., Baxter, B., & Scarlett, N. (1984). Mechanisms of Adiabatic Shear Plugging Failure in High Strength Aluminium and Titanium Alloys. *Third International Conference on Mechanical Properties of Materials at High Rates of Strain* , 525:532.
- Zerilli, F., & Armstrong, R. (1987). Dislocation mechanics based constitutive relations for materials calculations. *J. Appl. Phys* , Cap 61-1816:25.
- Zukas, J. A. (1990). High Velocity Impact Dynamics. Maryland: Wiley-Interscience Publication.

# Capítulo 11

## 11. *ANEXOS*

### *Proyecto Fin de Carrera*

---

Análisis Numérico del Comportamiento frente a Impacto de Aluminio  
2024-T351 sometido a Ensayo de Taylor

*Autor: Marcos Rodríguez Millán*

*Directores: Ángel Arias Hernández y José Antonio Rodríguez Martínez*

## 11.1. ARCHIVO .INP

Se incluye un archivo .inp que es el que tiene las propiedades de los materiales, contactos, condiciones de contorno, cargas, steps, ... que se ha empleado en una de las simulaciones de este proyecto fin de carrera.

### \*Heading

v=300 m/s d1=0.13 Shear

\*\* Job name: v300d013Shear Model name: Taylor

\*Preprint, echo=NO, model=NO, history=NO, contact=NO

\*Part, name=Cilindro

\*Node

...

\*Element, type=C3D8R

...

\*Elset, elset=\_Cilindro\_S2, internal, generate

1, 1425, 1

\*Elset, elset=\_Cilindro\_S1, internal, generate

354826, 356250, 1

\*Surface, type=ELEMENT, name=Cilindro

\_Cilindro\_S6, S6

\_Cilindro\_S4, S4

\_Cilindro\_S2, S2

\_Cilindro\_S5, S5

\_Cilindro\_S3, S3

\_Cilindro\_S1, S1

\*\* Section: Cilindro

\*Solid Section, elset=\_PickedSet2, controls=EC-1, material=Al2024



## Anexos

---

1.,

\*End Part

\*\*

\*Part, name=placa

\*Node

...

\*Element, type=R3D3

...

\*Node

5930, 0., 0., 0.

\*Nset, nset=placa-RefPt\_, internal

5930,

\*Nset, nset=Placa, generate

1, 5930, 1

\*Elset, elset=Placa, generate

1, 11590, 1

\*Elset, elset=\_Placa\_SPOS, internal, generate

1, 11590, 1

\*Surface, type=ELEMENT, name=Placa

\_Placa\_SPOS, SPOS

\*End Part

\*\*

\*\*

\*\* ASSEMBLY

\*\*

\*Assembly, name=Assembly

\*\*



## Anexos

\*Instance, name=Cilindro-1, part=Cilindro

0., 0., 0.

0., 0., 0., 1., 0., 0., 89.9999990194245

\*End Instance

\*\*

\*Instance, name=placa-1, part=placa

\*End Instance

\*\*

\*Nset, nset=\_PickedSet6, internal, instance=placa-1

5930,

\*Nset, nset=\_PickedSet7, internal, instance=placa-1, generate

1, 5929, 1

\*Elset, elset=\_PickedSet7, internal, instance=placa-1, generate

1, 11590, 1

\*Surface, type=NODE, name=Cilindro-1\_Cilindro\_CNS\_, internal

Cilindro-1.Cilindro, 1.

\*\* Constraint: Rigido

\*Rigid Body, ref node=\_PickedSet6, elset=\_PickedSet7, position=CENTER OF MASS

\*End Assembly

\*\*

\*\* ELEMENT CONTROLS

\*\*

\*Section Controls, name=EC-1, DISTORTION CONTROL=YES, ELEMENT DELETION=YES, MAX  
DEGRADATION=0.9, hourglass=STIFFNESS

\*\*

\*\* MATERIALS

\*\*



## Anexos

---

\*Material, name=Al2024

\*Density

2700.,

\*Elastic

7.466e+10, 0.3

\*Inelastic Heat Fraction

0.9,

\*Plastic, hardening=JOHNSON COOK

3.52e+08, 4.4e+08, 0.42, 1.7, 775., 293.

\*Rate Dependent, type=JOHNSON COOK

0.0083, 0.000333

\*Shear Failure, type= JOHNSON COOK, element deletion = yes

0.13,0.13,-1.5,0.011,0

\*Specific Heat

875.,

\*\*

\*\* INTERACTION PROPERTIES

\*\*

\*Surface Interaction, name=Contacto

\*Friction

0.1,

\*Surface Behavior, pressure-overclosure=HARD

\*\*

\*\* BOUNDARY CONDITIONS

\*\*

\*\* Name: Empotramiento Type: Symmetry/Antisymmetry/Encastre

\*Boundary



## Anexos

---

placa-1.Placa, ENCASTRE

\*\*

\*\* PREDEFINED FIELDS

\*\*

\*\* Name: Temperatura Type: Temperature

\*Initial Conditions, type=TEMPERATURE

Cilindro-1.Cilindro, 303.

\*\* Name: Velocidad Type: Velocity

\*Initial Conditions, type=VELOCITY

Cilindro-1.Cilindro, 1, 0.

Cilindro-1.Cilindro, 2, 0.

Cilindro-1.Cilindro, 3, -300.

\*\* -----

\*\*

\*\* STEP: Step-1

\*\*

\*Step, name=Step-1

\*Dynamic, Explicit, adiabatic

, 5.2e-05

\*Bulk Viscosity

0.06, 1.2

\*\*

\*\* INTERACTIONS

\*\*

\*\* Interaction: Interacción

\*Contact Pair, interaction=Contacto, mechanical constraint=PENALTY, cpset=Interacción

placa-1.Placa, Cilindro-1\_Cilindro\_CNS\_





## *Anexos*

---

\*\*

\*\* OUTPUT REQUESTS

\*\*

\*Restart, write, number interval=1, time marks=NO

\*\*

\*\* FIELD OUTPUT: F-Output-1

\*\*

\*Output, field

\*Node Output

A, RF, U, V

\*Element Output, directions=YES

DAMAGEC, DAMAGET, DMICRT, LE, PE, PEEQ, PEMAG, S, STATUS

\*Contact Output

CSTRESS,

\*\*

\*\* HISTORY OUTPUT: H-Output-1

\*\*

\*Output, history, variable=PRESELECT

\*End Step