



UNIVERSIDAD DE GUANAJUATO

CAMPUS IRAPUATO SALAMANCA

DIVISIÓN DE INGENIERÍAS

“Influencia del calentamiento local por láser en la distribución de esfuerzos residuales en pruebas de flexión de tres puntos para aceros AHSS”

T E S I S

QUE PARA OBTENER EL GRADO DE:

MAESTRO EN INGENIERÍA MECÁNICA

PRESENTA :

ING. ALAN EDUARDO DÍAZ MENDOZA

DIRECTORES DE TESIS:

DR. GUSTAVO CAPILLA GONZÁLEZ

DR. ISRAEL MARTÍNEZ RAMÍREZ

SALAMANCA, GUANAJUATO. MAYO 2020

Dedicado especialmente a mi padre, quien es y será mi héroe.

A mi hijo, quien vino a darle más felicidad a mi vida.

Al amor de mi vida que perdió la lucha contra el cáncer y me dejó la enseñanza que siempre hay que sonreír y buscar motivos para reír sin importar la situación.

“Pedes in terra ad sidera visus”

AGRADECIMIENTOS

A Dios, por darme la oportunidad de vivir esta experiencia maravillosa.

Con mucho cariño agradezco a mi madre y hermana, por siempre estar conmigo en todo momento, en especial cuando más las necesitaba, por darme todo su amor, por confiar en mí y apoyarme en seguir mis sueños.

A mis tíos y primos por su amor incondicional y sus buenos consejos.

A mis asesores, el Dr. Gustavo Capilla González y el Dr. Israel Martínez Ramírez porque siempre estuvieron a mi lado en todo el transcurso de este proyecto, por compartir su conocimiento conmigo, por la confianza que siempre me mostraron, por considerarme en todo y por su gran amistad.

A mis sinodales, el Dr. Héctor Plascencia y el Dr. Eduardo Aguilera por sus correcciones y apoyo durante todo este tiempo.

Al cuerpo académico de Diseño y Manufactura del Departamento de Ingeniería Mecánica por estar en la mejor disposición para que pudiera hacer uso del interferómetro, así como a mi compañero y amigo el Ing. Jorge Lerma por apoyarme en el uso del equipo.

Al Dr. Amparo por autorizar el uso del láser y por su apoyo durante las pruebas.

Al M.I.E. Andrés Ortega por el apoyo que me brindo durante las pruebas del calentamiento local láser, por compartir su conocimiento, por su amistad y sus buenos consejos.

Al Dr. Andrés López Velázquez, por apoyarme en el transcurso de toda mi licenciatura e impulsarme a realizar la maestría.

A los profesores, Dr. Luz A., Dr. Héctor Plascencia, Dr. José Ma. Rico, Dr. Miguel E. Gutiérrez, Dr. Jesús Cervantes, Dr. Eric Hernández, Dr. Guillermo Negrete, Dr. Eduardo Aguilera por permitirme entrar a sus clases y así lograr expandir mi conocimiento.

A mis compañeros, Isaí, Juan, Carlos, Fernando, Mauricio, Estaban, Cristina, Cesar, Noe y Cintia por su compañía a lo largo de esta etapa y su amistad.

A Daniela y Karelia por apoyarme en todo momento y por su valiosa amistad.

A Efraín, Alfonso, Pedro, Gabriela y Damaris porque a pesar de la distancia siempre conté con su apoyo.

Índice

1. Resumen	i
2. Índice De Figuras.....	ii
3. Índice De Tablas.....	v
Capítulo 1 - Introducción.....	1
1.1. Introducción.....	1
1.2. Antecedentes.....	4
1.3. Objetivo General.....	6
1.3.1. Objetivos Específicos	6
1.4. Justificación y motivación	7
1.5. Referencias Capítulo 1.....	8
Capítulo 2 - Modelado de material y parámetros de los aceros AHSS.....	9
2.1. Modelos de endurecimiento.....	9
2.2. Criterios de cedencia.....	11
2.2.1. Criterio de la máxima energía de distorsión (von Mises).....	12
2.2.2. Función de cedencia anisotrópica Hill48-r.....	13
2.3. Curva Esfuerzo verdadero vs Deformación verdadera	14
2.4. Aceros AHSS.....	16
2.4.1. Propiedades de los Aceros AHSS.....	18
2.5. TRIP 440Y.....	20
2.5.1. Caracterización del material TRIP 440Y.....	20
2.5.2. Propiedades del material TRIP 440Y	22
2.6. Coeficiente de anisotropía del material.....	23
2.7. Referencias Capítulo 2.....	24
Capítulo 3 – Métodos experimentales.....	25
3.1. Prueba guiada de flexión de tres puntos	25
3.2. Diseño del herramental	26
3.2.1. Norma ASTM E290-97a.	26
3.2.2. Parámetros del diseño del herramental.....	27
3.3. Fabricación del herramental.....	28
3.3.1. Torneado.....	29
3.3.2. Fresado.....	30
3.3.3. Taladrado.....	31

3.3.4.	Toolpaths	32
3.4.	Análisis teórico del ángulo de flexión	32
3.5.	Calentamiento local por láser.....	35
3.5.1.	Descripción general de la prueba de calentamiento.	36
3.6.	Medición de esfuerzos residuales por interferometría láser	37
3.6.1.	Descripción general de la técnica ESPI.....	38
3.6.2.	Procesamiento matemático de la imagen.....	39
3.7.	Referencias Capítulo 3.....	40
Capítulo 4 - Simulación por elemento finito de la prueba de flexión de 3 puntos		41
4.1.	Simulación con elemento Shell.....	41
4.1.1.	Elementos Shell	41
4.1.2.	Modelo de elemento finito con elementos Shell	42
4.1.3.	Análisis de springback utilizando el archivo Dynain.	44
4.1.4.	Simulación del Springback con elementos Shell.....	45
4.2.	Simulación con elementos Sólidos.	45
4.2.1.	Elementos Sólidos.	45
4.2.2.	Modelo de elemento finito con elemento Sólidos.	45
4.2.3.	Simulación del springback con elementos Shell.	47
4.3.	Referencias Capítulo 4.....	48
Capítulo 5 - Análisis de resultados.....		49
5.1.	Resultados de la prueba de flexión de tres puntos	49
5.2.	Resultados de Springback.....	51
5.3.	Análisis de los resultados obtenidos de la medición de esfuerzos residuales.....	52
5.4.	Análisis de los resultados obtenidos con calentamiento local	56
Capítulo 6 - Conclusiones.....		59

1. Resumen

Se presenta el análisis de la influencia del calentamiento local por láser en la distribución de esfuerzos residuales en pruebas de flexión de tres puntos para un tipo de acero avanzado de alta resistencia (HSS), específicamente para el acero tipo TRIP 440Y.

Durante el desarrollo del proyecto se realizaron pruebas de tensión a diferentes direcciones de rolado (0° , 45° , 90°) bajo la norma ASTM E8, esto para poder realizar la caracterización del material. Una vez obtenido los datos experimentales se procedió a realizar las simulaciones por el método de elemento finito, con elementos shell y sólidos; para la primera se utilizó un modelo de endurecimiento Hill_3R que corresponde al material 122 de Ls-Dyna y el criterio de cedencia Hill48-r, para el segundo se utilizó un modelo de endurecimiento Piecewise Linear Plasticity que corresponde al material 024 de Ls- Dyna y el criterio de cedencia isotrópico de Von mises.

Para la validación de los resultados se realizó el diseño y fabricación del herramental, bajo la norma ASTM E290-97a, mediante la cual se realizaron las pruebas de flexión, y con la norma ISO 7438 se calcularon los parámetros para realizar las pruebas a los ángulos de 30° , 45° y 60° . De la misma forma la influencia del ángulo de flexión en la recuperación elástica del material es analizada y discutida en este trabajo.

Las probetas ya deformadas se sometieron al calentamiento local láser, para posterior realizar la medición de esfuerzos residuales mediante la técnica de ESPI.

Por último, se presentan las comparaciones entre resultados obtenidos mediante simulaciones y experimentos.

2. Índice De Figuras

Figura 1.1 Dos maneras de definir la manufactura: a) manufactura tecnológica, y b) manufactura económica [1].	1
Figura 1.2 Clasificación de las operaciones de formado de metales [1].	2
Figura 1.3 a) Parte típica formada en un troquel de estampado. b) Sección de herramientas en una matriz de extracción que muestra el conjunto de los herramientas [3].	3
Figura 1.4 Microestructura del acero TRIP [2].	4
Figura 2.1 Propiedades de una curva.....	9
Figura 2.2 Aproximaciones matemáticas de la curva esfuerzo vs deformación [1].....	10
Figura 2.3 Superficie de cedencia del criterio isotrópico de von Mises [2].	12
Figura 2.4 Clasificación de los AHSS en la fabricación de componentes estructurales de un automóvil [9].	17
Figura 2.5 Comparación de elongación provocada por esfuerzo a tensión en diferentes aceros [5].	18
Figura 2.6 Prueba de tensión con extensómetro bajo norma ASTM-E8.....	21
Figura 2.7 Curva Esfuerzo verdadero vs Deformación verdadera del acero TRIP 440Y en dirección de rolado 0°,45° y 90°	21
Figura 2.8 Curva Esfuerzo verdadero - Deformación verdadera con esfuerzo de cedencia.	22
Figura 3.1 Comparación de la prueba de flexión en estado inicial y en estado final.	25
Figura 3.2 Esquema de la prueba de flexión guiada de tres puntos [3].	27
Figura 3.3 Bosquejo final del herramental para pruebas guiadas de flexión de tres puntos.	28
Figura 3.4 Maquinado del herramental.....	29
Figura 3.5 Proceso de torneado [6].....	29
Figura 3.6 a) Fresado periférico. b) Fresado frontal [6].	30
Figura 3.7 a) Proceso de taladrado pasado. b) Proceso de taladrado ciego [6].	31
Figura 3.8 Ejemplo ilustrativo de un toolpath.	32
Figura 3.9 Parámetros del ángulo de flexión acorde a la norma ISO 7438 [5].	33
Figura 3.10 Comparación en ángulos para claro de 30mm y 35mm.	35
Figura 3.11 Configuración utilizada para el calentamiento local por láser de la lámina doblada.....	37

Figura 3.12 Configuración del sistema ESPI [11].	38
Figura 4.1 Diseño CAD con elementos superficie.	42
Figura 4.2 Vista frontal del modelo CAD utilizada para la simulación por MEF.	42
Figura 4.3 Mallado de las partes para la simulación de flexión con elementos Shell.	43
Figura 4.4 Diagrama de los nodos y sus restricciones [3].	44
Figura 4.5 Diseño CAD con elemento sólidos.	46
Figura 4.6 Mallado de las partes para la simulación de flexión con elementos Sólidos.	46
Figura 4.7 Malla de la lámina con elementos Sólidos.	47
Figura 5.1 Ejemplo de la prueba de flexión antes y después de retirar el punzón al final de la prueba.	49
Figura 5.2 Análisis comparativo de la carga obtenida para la prueba de flexión de 30°.	50
Figura 5.3 Análisis comparativo de la carga obtenida para la prueba de flexión de 45°.	50
Figura 5.4 Análisis comparativo de la carga obtenida para la prueba de flexión de 60°.	50
Figura 5.5 Resultados experimentales de la prueba de flexión antes y después de la recuperación elástica para cada uno de los ángulos analizados.	51
Figura 5.6 Análisis comparativo de los resultados de Springback para los ángulos de 30°, 45° y 60°.	52
Figura 5.7 Medición de esfuerzos residuales por ESPI.	53
Figura 5.8 Ejemplo de la selección de elementos para el análisis de esfuerzos residuales en la simulación.	53
Figura 5.9 a) Resultados experimentales y su promedio para el ángulo de 30°, b) Comparación entre el promedio experimental y el resultado de la simulación para 30°.	54
Figura 5.10 a) Resultados experimentales y su promedio para el ángulo de 45°, b) Comparación entre el promedio experimental y el resultado de la simulación para 45°.	54
Figura 5.11 a) Resultados experimentales y su promedio para el ángulo de 60°, b) Comparación entre el promedio experimental y el resultado de la simulación para 60°.	55
Figura 5.12 Configuración de la medición de esfuerzo residuales mediante la técnica ESPI sobre una superficie curva.	56
Figura 5.13 Sistema utilizado para el calentamiento laser a una probeta ya deformada.	56
Figura 5.14 Análisis comparativo entre promedio experimental y el experimento después del calentamiento local para 30°.	57

Figura 5.15 Análisis comparativo entre promedio experimental y el experimento después del calentamiento local para 45°..... 57

Figura 5.16 Análisis comparativo entre promedio experimental y el experimento después del calentamiento local para 60°..... 58

3. Índice De Tablas

Tabla 2-1 Resultados experimentales de las propiedades a tensión del acero TRIP 440Y. .	23
Tabla 2-2 Resultados experimentales del coeficiente de anisotropía para los rolados de 0°, 45°, 90°.....	23
Tabla 3-1 Valores finales de cada variable para el diseño del herramental.	27
Tabla 3-2 Ángulos y desplazamientos calculados.....	34
Tabla 5-1 Porcentaje de errores.....	51

Capítulo 1 - Introducción

1.1. Introducción

En los últimos tiempos la manufactura puede ser definida de las siguientes dos maneras: tecnológica y económica. Cuando se habla de manufactura tecnológica, se hace referencia a la aplicación de procesos físicos y químicos para modificar la geometría y propiedades de un material que se utilizará para fabricar piezas; incluyendo también el ensamble de piezas múltiples para fabricar productos. Los procesos para llevar a cabo la manufactura necesitan un conocimiento de máquinas y herramientas, además, energía y trabajo manual, como se observa en la Figura 1.1 a). La manufactura en lo económico es la transformación de los materiales en productos de mayor valor por medio operaciones de procesamiento o ensamblado, como se ilustra en la Figura 1.1 b). En ambos enfoques de la manufactura, el objetivo específico es agregar más valor al material cambiando sus propiedades o su forma. El material será más valioso después de haberse sometido a diferentes procesos [1].

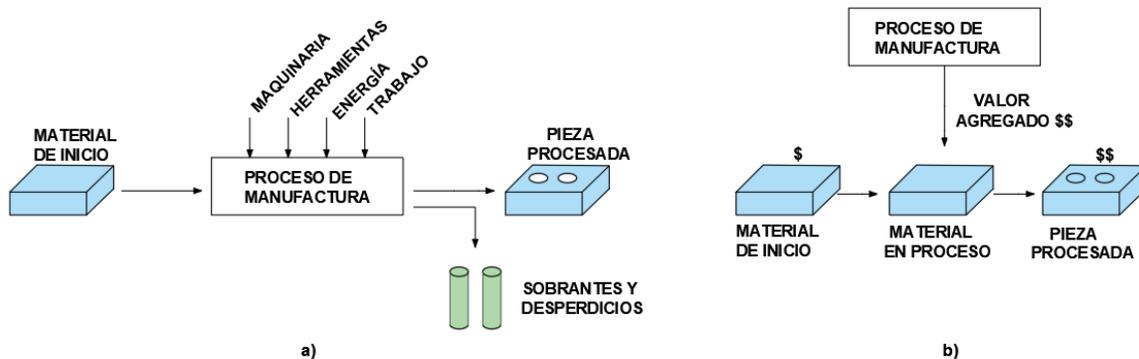


Figura 1.1 Dos maneras de definir la manufactura: a) manufactura tecnológica, y b) manufactura económica [1].

Dentro de los procesos de manufactura existen los más comunes y los más utilizados en el sector industrial como lo es el torneado, fresado, el formado de láminas y sus derivados. Sin embargo, todos los procesos muestran sus ventajas y desventajas de unos sobre otros.

Uno de los procesos más utilizados dentro de la industria automotriz y aeroespacial son los procesos de formado de lámina; en los cuales tradicionalmente se aplica calor y fuerza o la combinación de estas para lograr una geometría requerida. Con base en el tipo de

deformación al cuál son sometidos los materiales, la clasificación de los procesos de formado de metales pueden ser clasificados como es mostrado en la Figura 1.2.

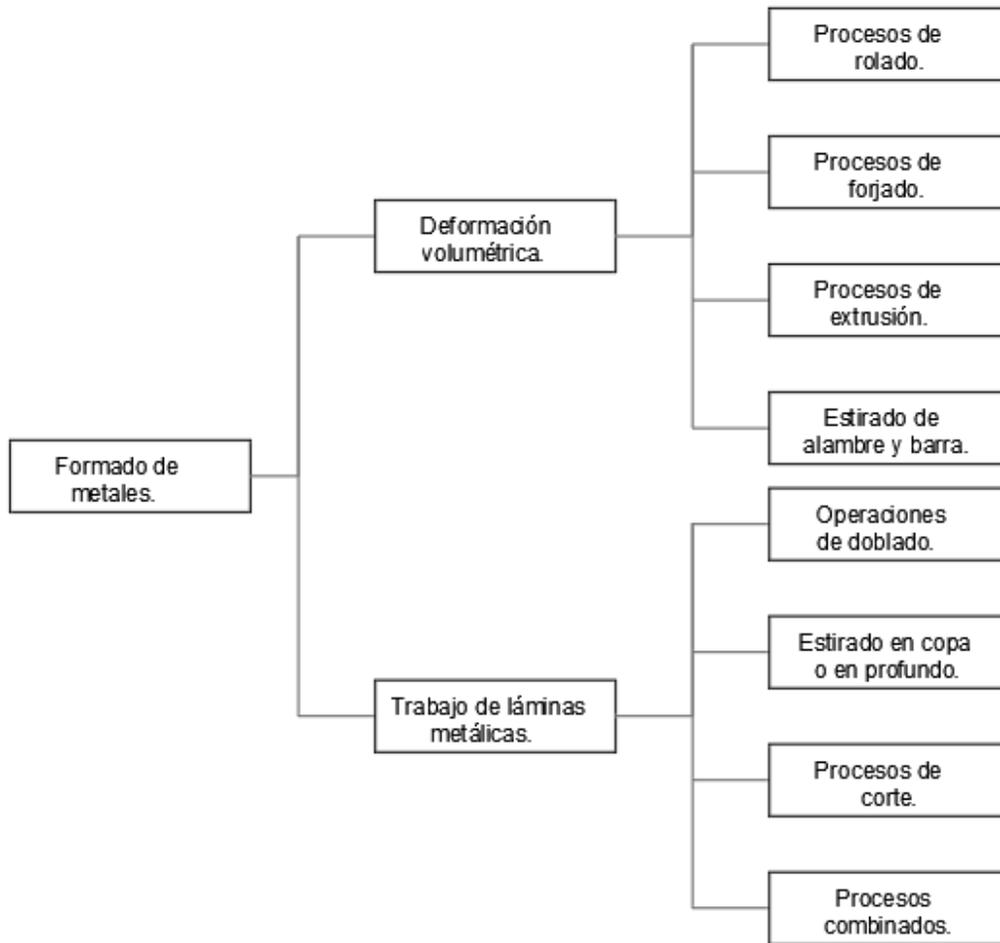


Figura 1.2 Clasificación de las operaciones de formado de metales [1].

En los procesos de formado de láminas, el material que parte de una geometría simple (lámina) es transformada en una parte útil con una geometría compleja que cumple con las especificaciones de dimensiones, funcionalidad y apariencia [2].

En los procesos de conformado de lámina como lo son el estampado y embutido profundo los materiales son deformados mediante el uso de herramientas. De forma general, el proceso de estampado consiste en aplicar una carga mediante un punzón rígido de forma específica sobre una lámina de metal que se encuentra sostenida en sus extremos por una matriz y un pisador con una forma predeterminada, como se muestra en la Figura 1.3. La ventaja de este tipo de procesos radica en la alta capacidad de producción.

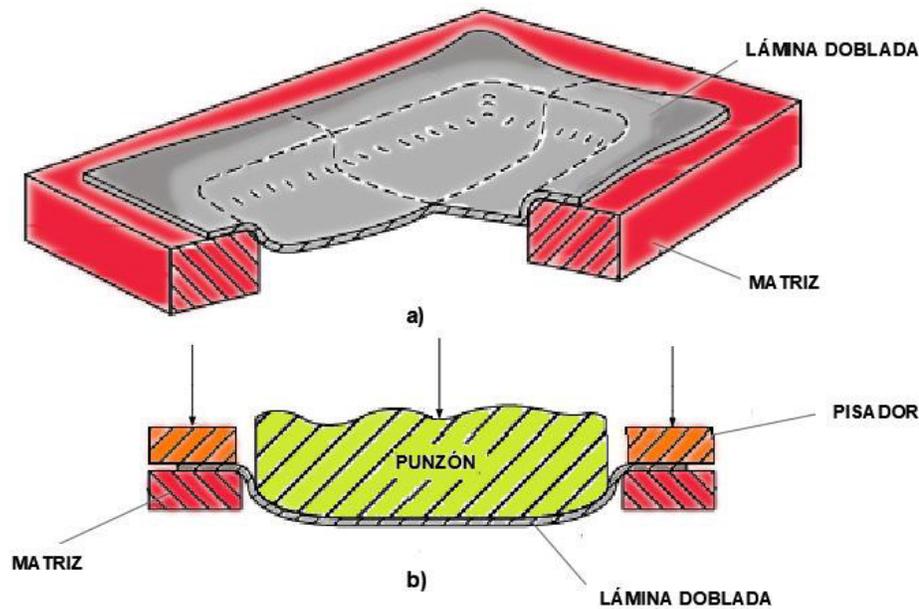


Figura 1.3 a) Parte típica formada en un troquel de estampado. b) Sección de herramientas en una matriz de extracción que muestra el conjunto de los herramientas [3].

Durante las últimas décadas, una nueva generación de materiales entre los que se encuentran los aceros avanzados de alta resistencia (AHSS por sus siglas en inglés) han sido utilizados en la fabricación de componentes estructurales de los automóviles debido a su gran desempeño en la absorción de energía durante impactos como respuesta a los cambios de la industria por cumplir con las regulaciones ambientales [2]. Sin embargo, existen dos principales limitantes cuando los aceros AHSS son utilizados; primero, una gran cantidad de springback presente durante el proceso debido al incremento del endurecimiento por deformación del material; por otro lado, la formabilidad se ve reducida debido a su alta resistencia dando lugar a fracturas en las zonas donde existe una mayor concentración de esfuerzos como lo son las zonas de doblez [4].

Debido a esto para este tipo de aceros AHSS, específicamente para los aceros tipo TRIP (TRansformed Induced Plasticity), los cuales poseen una microestructura de austenita retenida depositada en una matriz de bainita como se ilustra en la Figura 1.4, se han utilizado en procesos de conformado en caliente. En estos procesos, el elevar la temperatura del material permite una transformación en su microestructura, brindando una mayor ductilidad. Sin embargo, la implementación de estos sistemas hace que se tenga un alto costo de producción, siendo poco atractivo para la industria. Debido a esto, la industria ha comenzado

a desarrollar sistemas de calentamiento indirecto que brindan una mayor flexibilidad a los procesos de formado en tibio y en caliente.

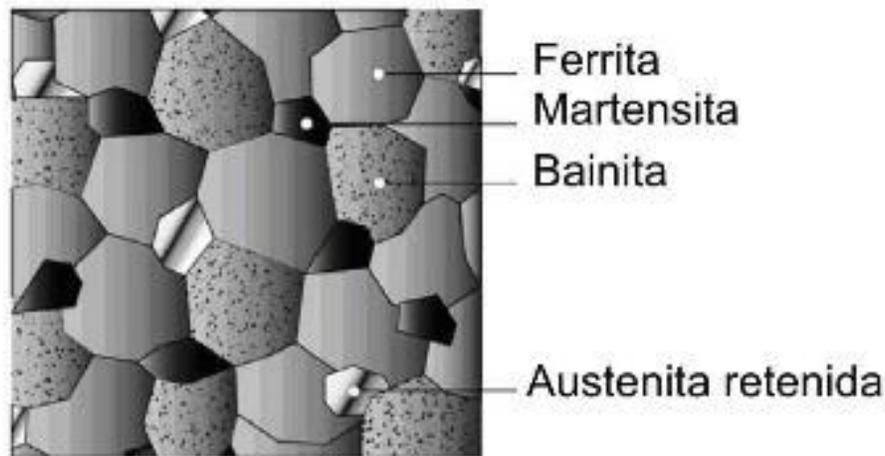


Figura 1.4 Microestructura del acero TRIP [2].

1.2. Antecedentes

En los procesos de formado, el material es sometido a distintos estados de esfuerzos como lo son esfuerzos de tensión, compresión, cortante o multiaxiales bajo distintos niveles de deformación plástica. Para poder reproducir estos estados de esfuerzo y deformación presentes en los procesos reales, se han desarrollados distintas pruebas de laboratorio para determinar el comportamiento de los materiales. Una de estas pruebas, es la prueba de flexión de tres puntos [5], la cual permite evaluar la formabilidad y capacidad de doblado (bendability) de las láminas bajo la acción de un punzón sólido. Por ejemplo, Latour et al. [6]; investigo el efecto del radio, desplazamiento del punzón, así como el espesor de la lámina en la formabilidad de distintos tipos de acero Dual Phase (DP) y Complex Phase (CP). Por una parte, los resultados del estudio reportan la relación directa entre el aumento del ángulo de flexión y el aumento en el diámetro del punzón. De la misma forma, el estudio muestra una relación inversa entre el ángulo de flexión y el claro de los rodillos de apoyo. Las conclusiones del trabajo presentado por Latour se enfocan en la influencia de las variables geométricas de los herramientas y lámina para evaluar la formabilidad de la misma. Das Bilap et al. [7] analizó la flexión de una placa mediante calentamiento local utilizando un láser de CO₂; sin embargo, sus resultados se enfocaron en los parámetros de operación y rangos de temperatura de este. H. Nguyen et al. [8], analizó la influencia del calentamiento local por láser en la reducción de las fuerzas de formado y mejoras en la formabilidad de los

componentes de aleaciones de aluminio fabricados mediante procesos de rolado acumulativo (ARB). Sin embargo, su estudio se basa en los parámetros de flexión y la fractura del material, y no en la evaluación o medición de esfuerzos residuales. Sever N. K. et al. [9], estudió el comportamiento del springback en un acero Dual Phase (DP) durante una prueba de “doblado en v” para distintos ángulos de flexión. Para las pruebas, especímenes de 60mm de espesor cortados en la dirección de rolado (RD) y en la dirección transversal (TD) fueron utilizados a fin de analizar el efecto de la anisotropía del material. Los resultados muestran que el efecto del springback es menor para ángulos de doblado mayores. Esto se relaciona con los efectos de la reducción del módulo de elasticidad con los incrementos de deformación plástica que pueden ser observados durante pruebas de caracterización de ciclos carga-descarga-recarga y en segundo lugar con el movimiento del eje neutro durante del proceso de flexión, originando un cambio en la distribución de los estados de esfuerzos a través del espesor del material.

Los métodos de medición de esfuerzos residuales están basados en conceptos fundamentales de teoría de elasticidad, en los cuales, las ecuaciones de transformación expresadas en términos de las deformaciones principales, así como las propiedades elásticas del material, son utilizadas para el cálculo de los esfuerzos. Experimentalmente, estas deformaciones pueden ser medidas de forma tradicional mediante galgas de deformación (*strain gages*) utilizando el método del barreno ciego basados en la norma ASTM E837-08 [10]. En el cuál, un barreno es perforado desde la superficie hasta cierta profundidad h en intervalos determinados por la relación del diámetro del barreno sobre el espesor del material [11]. De esta forma, los esfuerzos son calculados como una relación directa de la variación de las deformaciones con la profundidad y propiedades elásticas, las cuáles son consideradas como constantes.

Recientemente, nuevas técnicas de medición basadas interferometría laser con patrón o ESPI (Electronic Speckle Pattern Interferometry) han sido utilizadas en combinación con el método del barreno ciego para determinar los esfuerzos residuales en componentes, de una forma más rápida y precisa mediante el uso de una fuente de iluminación laser, una cámara digital y un taladro neumático de alta velocidad. Sin embargo, la medición de deformaciones en estas técnicas se convierte en un problema más complejo, ya que el campo de deformaciones que son medidas a través de la profundidad h del material depende

primeramente de las propiedades elásticas del mismo y a su vez de una función $g(h)$ que describirá los parámetros ópticos entre el arreglo del láser, la cámara y el material.

Con base en este último, existen distintos estudios de la técnica ESPI como los presentados por Ricket [12] en los que evalúa la distribución de esfuerzos residuales en placas de aluminio con tratamiento de shot peening para distintos tipos de cargas de corte (i.e. plunge and orbital drilling) en un rango de profundidad de 0.4 mm. Los resultados presentados por Ricket demuestran el efecto del proceso de shot peening en la generación de esfuerzos residuales de compresión sobre una superficie. Las ventajas de utilizar las técnicas de interferometría laser radica en que es posible determinar la distribución de esfuerzos residuales hasta cierta profundidad de la superficie (generalmente hasta 0.5 mm).

1.3. Objetivo General

El objetivo de este trabajo es analizar la influencia del calentamiento local por láser en la distribución de esfuerzos residuales generados en una prueba de flexión de tres puntos para láminas de un acero de alta resistencia tipo TRIP (TRansformed Induced Plasticity) a fin de determinar el estado de esfuerzos generados en la lámina después de ocurrida la recuperación elástica del material. Para cumplir con este objetivo, se realizó un análisis comparativo de la distribución de esfuerzos residuales con los resultados experimentales obtenidos mediante la técnica de ESPI y su simulación por elemento finito.

1.3.1. Objetivos Específicos

- Diseño y fabricación del herramental para las pruebas de flexión de tres puntos.
- Realizar las pruebas de tensión bajo la norma ASTM E8 [13] para determinar las propiedades mecánicas y de anisotropía del material.
- Realizar las pruebas de flexión de tres puntos para tres ángulos objetivo. i.e. 30° , 45° y 60° en función del desplazamiento del punzón y la geometría de los herramientas.
- Realizar las pruebas de calentamiento local por láser bajo los parámetros óptimos de calentamiento.
- Medición y análisis de esfuerzos residuales de las probetas de flexión mediante ESPI antes y después del proceso de calentamiento local por láser.
- Simulación por elemento finito de la prueba de flexión de tres puntos y análisis comparativo con los resultados experimentales.

1.4. Justificación y motivación

Durante las últimas décadas los tratamientos térmicos han sido utilizados como una alternativa para mejorar el comportamiento de los materiales durante o después de los procesos de formado, permitiéndoles incrementar su ductilidad. Particularmente para aceros AHSS con esfuerzos últimos superiores a 800 MPa en los que el porcentaje de elongación es muy pequeño (generalmente menor al 15%). Sin embargo, actualmente el implementar estaciones dentro de los procesos de formado en los que toda la pieza sea sometida a elevadas temperaturas resulta costoso y poco atractivo para la industria.

Este proyecto de investigación presenta una metodología para analizar la influencia del calentamiento local en la distribución de esfuerzos residuales generados en una prueba de flexión de tres puntos en láminas de acero AHSS. El desarrollo de este proyecto comprende un estudio detallado de las propiedades mecánicas del material mediante pruebas de caracterización para una descripción adecuada de su endurecimiento por deformación y anisotropía que son empleadas en las simulaciones por elemento finito. De la misma forma el desarrollo experimental de la prueba de flexión de tres puntos está basada en la etapa de diseño, fabricación de los instrumentales y pruebas; así como la validación numérica de los resultados experimentales haciendo uso de la simulación por elemento finito. Finalmente, el efecto del calentamiento local por láser en un punto específico de la probeta es analizado mediante la técnica de ESPI.

La principal contribución de este proyecto se basa en la implementación de la técnica de calentamiento local por láser para la aplicación de la temperatura sobre una zona específica de la probeta flexionada, en la cual se genera la mayor cantidad de esfuerzos, dando origen al fenómeno de springback. A su vez, se utilizarán técnicas de interferometría laser para realizar la medición de esfuerzos residuales y un análisis comparativo con la simulación por elemento finito del proceso.

1.5. Referencias Capítulo 1

- [1] Groover, M. P. G. P. (2007a). Fundamentos de manufactura moderna (3ª ed.). México, México: Mc Graw Hill.
- [2] Advanced High Strength Steel (AHSS) application guidelines. Version 4.1. June 2009. World Auto Steel.
- [3] Marciniak, Z. M. Z., Duncan, J. L. D. J.L., & Hu, S. J. H. S.J. (2002). Mechanics of Sheet Metal Forming (2ª ed.). Oxford, England: Butterwoth Heinemann.
- [4] Takahashi, M. Development of High Strength Steel Sheets for Automobiles. Nippon Steel Technical Report. No. 88. UDC 699.14.018-415:629.11.01
- [5] ASTM E290-97a, Standard Test Method for Bend Testing of Material for Ductility, ASTM International, West Conshohocken, PA, 1997, www.astm.org
- [6] Larour, P., Hackl, B., & Leomann, F. Sensitivity analysis on the calculated bending angle in the instrumented bending test. In Proc. Int. Conf. IDDRG (pp. 02-05). 2013.
- [7] Das, B., & Biswas, P. Effect of operating parameters on plate bending by laser line heating. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture. vol. 231. no 10, p. 1812-1819.2017.
- [8] Nguyen, H., Böhm, W., Tsoupis, I., Göken, M., Höppel, H. W., Schmidt, C., ... & Merklein, M. Tailored heat treated accumulative roll bonded aluminum blanks: failure under bending stresses. Production Engineering, 10(4-5), 399-407. 2016.
- [9] Sever N. K., Mete, O. H. M., Demiralp, Y. D., Choi, C. C., & Altan, T. A. (2012). Springback Prediction in Bending of AHSS-DP 780. Recuperado 27 agosto, 2018, de <https://ercnsm.osu.edu/sites/ercnsm.osu.edu/files/uploads/638.pdf>
- [10] ASTM E837-08, Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2008, www.astm.org
- [11] SINT Technology. System for measuring residual stress by the hole drilling method. RESTAN. Calculation Manual. Calenzano, Florence, Italy.
- [12] Rickert, T. Residual Stress Measurement by ESPI Hole-Drilling. Procedia CIRP, 45, 203-206. 2016.
- [13] ASTM E8 / E8M-16a, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2016, www.astm.org

Capítulo 2 - Modelado de material y parámetros de los aceros AHSS

2.1. Modelos de endurecimiento

La Figura 2.1 muestra el diagrama típico de la curva esfuerzo-deformación obtenido mediante una prueba de tensión uniaxial. Primeramente, se puede identificar la región lineal hasta el punto del esfuerzo de cedencia σ_y . Esta relación lineal es regida mediante la ley de Hooke, expresada en la ecuación (2-1), la cual relaciona las deformaciones y las propiedades elásticas del material. A partir de este punto, el material sufrirá deformaciones plásticas o permanentes, mostrando una zona de endurecimiento por deformación hasta alcanzar el valor de esfuerzo máximo σ_u . Hasta este punto, se dice que el material presenta una elongación uniforme. A partir de este punto, inestabilidades físicas generadas por estados de esfuerzos triaxiales debido al excesivo adelgazamiento del material tienden a aparecer, este punto es conocido como *necking*. En este punto la elongación del material es conocida como no uniforme. Finalmente, la curva presenta una etapa de reblandecimiento en la cual una mínima cantidad de carga es requerida para generar la fractura en el material.

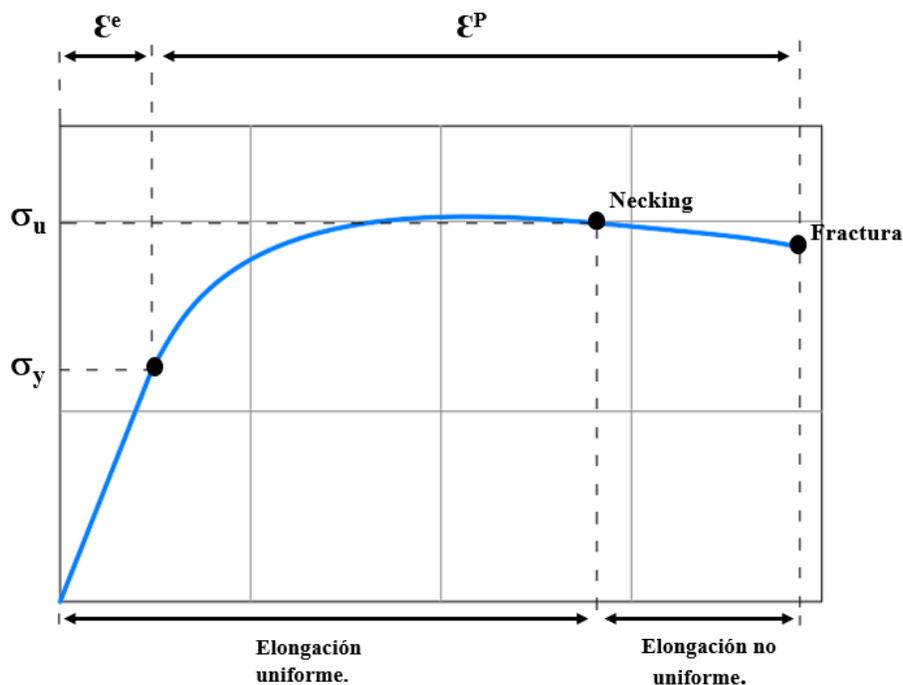


Figura 2.1 Propiedades de una curva esfuerzo-deformación.

$$\sigma = E\varepsilon \quad (2-1)$$

Para poder describir este comportamiento de los materiales, específicamente en láminas, se han propuesto distintos modelos de endurecimiento basados en pruebas experimentales los cuáles son expresados en términos de propiedades mecánicas y constantes. A continuación, se realiza una breve descripción de los modelos de material más utilizados para describir el diagrama esfuerzo-deformación.

El modelo más simple es el modelo sin endurecimiento expresado en la ecuación (2-2) en el que el esfuerzo de flujo (σ) es independiente. Donde Y es el límite elástico (ver Figura 2.2) [1].

$$Y = \sigma \quad (2-2)$$

El segundo modelo describe el comportamiento con un endurecimiento lineal expresado en la ecuación (2-3) (ver Figura 2.2) [1].

$$\sigma = Y + A\varepsilon \quad (2-3)$$

En donde A es una constante del material y ε representa la deformación total. Para algunos metales una gráfica log-log de esfuerzo verdadero vs deformación es aproximadamente lineal [1].

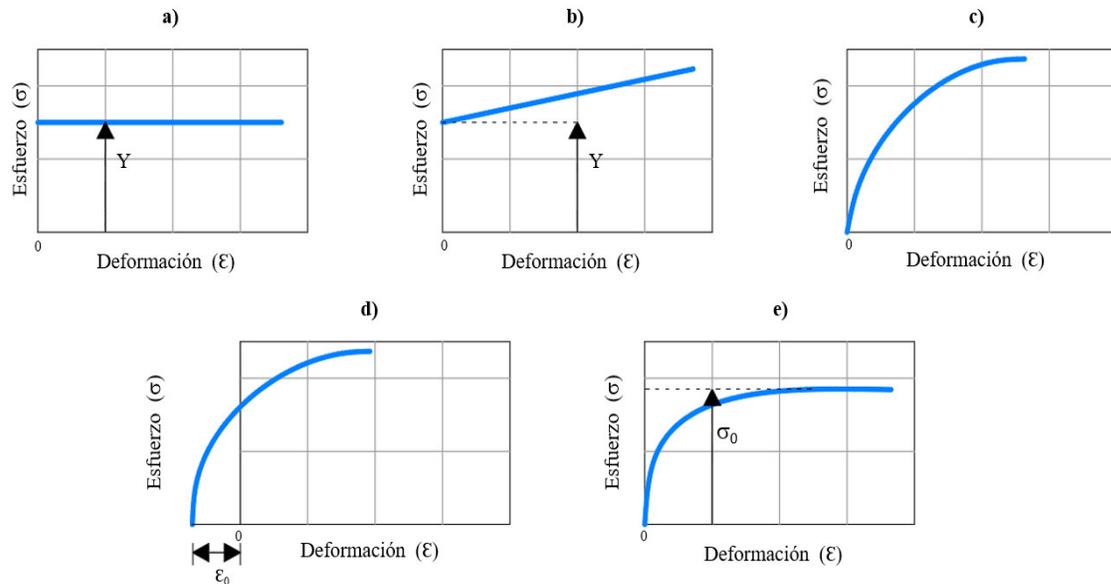


Figura 2.2 Aproximaciones matemáticas de la curva esfuerzo vs deformación [1].

El tercer modelo es representado por la ley de potencias expresado en la ecuación (2-4), que representa el caso de materiales en donde la tasa de endurecimiento va decreciendo con los incrementos de deformación (ver Figura 2.2 c)).

$$\sigma = K\varepsilon^n \quad (2-4)$$

Donde K es el coeficiente de resistencia a la tensión y n es el exponente que representa el endurecimiento por deformación del material.

La ecuación (2-5) expresa el modelo de endurecimiento de la ley de Swift representado gráficamente en la ver Figura 2.2 d), el cual considera las componentes de deformación elástica ε_0 y deformación plástica ε^P en términos de las constantes K y n expresadas en la ley de potencias (ecuación (2-4)).

$$\sigma = k(\varepsilon_0 + \varepsilon^P)^n \quad (2-5)$$

Finalmente, el modelo de Voce expresado en la ecuación (2-6) representa la saturación de la curva esfuerzo-deformación hasta tender a una forma asintótica cercana a σ_0 .

$$\sigma = \sigma_0[1 - \exp(-A\varepsilon^P)] \quad (2-6)$$

2.2. Criterios de cedencia

Los elementos estructurales o componentes de maquinaria elaborados de un material dúctil se diseñan de forma que el material no ceda bajo las condiciones esperadas de carga. Específicamente para procesos de formado de láminas, en las cuáles los materiales son sometidos a procesos de deformación severos en los que el límite elástico es sobrepasado. Aunado a esto, generalmente las láminas son fabricadas a partir de placas mediante procesos de rolado en frío o caliente hasta alcanzar un espesor deseado. Estos procesos de deformación plástica generan cambios a nivel microestructural de los materiales que influyen en su comportamiento durante los procesos de formado. Debido a esto, se han propuesto distintos criterios de falla para describir de una forma más precisa estos fenómenos. A continuación, se explican dos de los modelos de cedencia más utilizados, el modelo isotrópico de von Mises y el modelo anisotrópico de Hill48-r.

2.2.1. Criterio de la máxima energía de distorsión (von Mises)

Este criterio se basa en el cálculo de la energía de distorsión que existe en un material, esto quiere decir que la energía está asociada con los cambios en la forma del material. El criterio establece que un componente estructural dado es seguro siempre y cuando el valor máximo de la energía de distorsión por unidad de volumen que existe en el material sea más pequeño que la energía de distorsión por unidad de volumen requerida para hacer ceder una probeta del material sometida a tensión [2]. La energía de distorsión por unidad de volumen en un material isotrópico bajo esfuerzo plano esta dado por:

$$U_d = \frac{1}{6G} (\sigma_a^2 + \sigma_a \sigma_b + \sigma_b^2) \quad (2-7)$$

Utilizando las componentes (tridimensionales) x , y y z el esfuerzo de von Mises se puede escribir de la siguiente manera:

$$\sigma' = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \right]^{1/2} \quad (2-8)$$

Para una condición de esfuerzo plano el criterio de falla es presentado en la ecuación (2-9) y representado en la Figura 2.3.

$$\sigma' = (\sigma_x^2 + \sigma_x \sigma_y + \sigma_y^2 + 3\tau_{xy}^2)^{1/2} \quad (2-9)$$

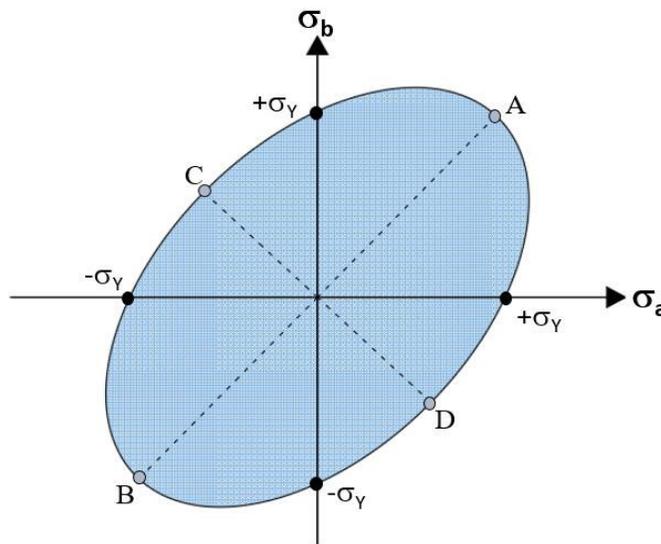


Figura 2.3 Superficie de cedencia del criterio isotrópico de von Mises [2].

2.2.2. Función de cedencia anisotrópica Hill48-r.

Tomando como referencia el modelo isotrópico de Huber – Mises – Hencky, el criterio de cedencia de Hill48-r es una derivación generalizada que considera la anisotropía del material expresado como:

$$2f(\sigma_{ij}) = F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 = 1 \quad (2-10)$$

Donde f es la función de cedencia; F , G , H , L , M y N son las constantes para describir el estado de anisotropía del material en dirección normal de x , y y z [3]. En el caso de formado de metales la componente x es considerada paralela a la dirección de rolado (RD), y en dirección transversal (TD) y z en la dirección de la normal, por lo que se desarrollan los binomios y se puede escribir de la siguiente manera:

$$1 = F\sigma_y^2 - 2F\sigma_y\sigma_z + F\sigma_z^2 + G\sigma_z^2 - 2G\sigma_z\sigma_x + G\sigma_x^2 + H\sigma_x^2 - 2H\sigma_x\sigma_y + H\sigma_y^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 \quad (2-11)$$

Ya que el tensor de esfuerzos se encuentra en dirección de la anisotropía principal y los ejes son ortogonales, se agrupan los términos correspondientes.

$$\sigma_x^2(G + H) = 1; \sigma_y^2(F + H) = 1; \sigma_z^2(F + G) = 1 \quad (2-12)$$

Los esfuerzos se denominan X, Y y Z, las cuales pueden mostrarse en la ecuación (2-13) [3].

$$\frac{1}{X^2} = G + H; \frac{1}{Y^2} = H + F; \frac{1}{Z^2} = F + G \quad (2-13)$$

A partir de estas ecuaciones y cálculos matemáticos se obtienen los coeficientes F , G y H en función del esfuerzo de cedencia uniaxial como:

$$2F = \frac{1}{Y^2} + \frac{1}{Z^2} - \frac{1}{X^2}; 2G = \frac{1}{Z^2} + \frac{1}{X^2} - \frac{1}{Y^2}; 2H = \frac{1}{X^2} + \frac{1}{Y^2} - \frac{1}{Z^2} \quad (2-14)$$

Sí R, S y T son esfuerzos cortantes asociados en la misma dirección, entonces se tiene:

$$2L = \frac{1}{R^2}; 2M = \frac{1}{S^2}; 2N = \frac{1}{T^2} \quad (2-15)$$

Para dar una descripción completa de la anisotropía del material, se deben conocer seis esfuerzos independientes, así como la orientación de los ejes principales de anisotropía. El criterio de cedencia puede interpretarse como una superficie en un espacio de seis dimensiones de los componentes de esfuerzo. Los puntos situados en el interior de la

superficie representan el estado elástico del material, mientras que los puntos que se encuentran en la superficie corresponden al estado plástico [3].

Para una condición de esfuerzo puede ser asumido que: $\sigma_z = \tau_{xz} = \tau_{yz} = \mathbf{0}$ y $\sigma_x \neq \mathbf{0}$, $\sigma_y \neq \mathbf{0}$, $\tau_{xy} \neq \mathbf{0}$. Por lo que el modelo de Hill puede ser simplificado a una condición de esfuerzo plano como:

$$2f(\sigma_{ij}) = (G + H)\sigma_x^2 - 2H\sigma_x\sigma_y + (H + F)\sigma_y^2 + 2N\tau_{xy}^2 = 1 \quad (2-16)$$

Cuando la dirección principal del tensor de esfuerzos coincide con los ejes principales de anisotropía e introduciendo los esfuerzos X, Y, Z, el criterio de cedencia de Hill toma la siguiente forma:

$$\frac{1}{X^2}\sigma_1^2 - \left(\frac{1}{X^2} + \frac{1}{Y^2} - \frac{1}{Z^2}\right)\sigma_1\sigma_2 + \frac{1}{Y^2}\sigma_2^2 = 1 \quad (2-17)$$

Al simular un proceso de conformado de metales, los coeficientes de anisotropía son denotados (r_0, r_{45}, r_{90}) , así como también los esfuerzos principales de cedencia $(X=\sigma_0, Y=\sigma_{90})$ [3]. La relación entre los coeficientes del modelo de Hill (F, G, H y N) pueden ser expresados en función de los coeficientes de anisotropía r_0, r_{45}, r_{90} como:

$$r_0 = \frac{H}{G}; r_{90} = \frac{H}{F}; r_{45} = \frac{H}{F + G}; N = G + 2H \quad (2-18)$$

2.3. Curva Esfuerzo verdadero vs Deformación verdadera

Existen diferentes razones por la cuales la curva de esfuerzo ingenieril – deformación ingenieril no es adecuada para el análisis de los procesos de formado de materiales. El esfuerzo se basa en el área de la sección transversal inicial de la probeta, mientras que el esfuerzo verdadero toma en consideración el cambio de esta área sobre el transcurso de la prueba. Además, la medida de deformación tampoco es satisfactoria ya que se basa en el calibre de la longitud inicial, sin considerar el cambio de longitud instantánea que existe. Para superar esas desventajas, el estudio de formado se basa en el esfuerzo verdadero y deformación verdadera [10].

El esfuerzo verdadero se define como:

$$\sigma = \frac{P}{A} \quad (2-19)$$

Donde A es el área transversal y P es la fuerza. El esfuerzo se puede determinar a partir del diagrama de carga – desplazamiento, entre la cedencia inicial y la carga máxima, usando la consideración que existe un volumen constante que permanece así incluso en la deformación del material, i.e. [10]

$$A_0 l_0 = Al \quad (2-20)$$

Por lo que si sustituimos la ecuación (2-20) en (2-21), se tiene que el esfuerzo verdadero está dado por:

$$\sigma = \frac{Pl}{A_0 l_0} \quad (2-21)$$

Donde A_0 es el área inicial, l_0 es la longitud inicial, para pequeñas deformaciones $l \approx l_0$, pero para grandes deformaciones es una diferencia significativa que se define por:

$$l = l_0 + \Delta l \quad (2-22)$$

Sí, durante la deformación de la probeta, la calibración aumenta una cantidad pequeña dl . Una definición para la deformación verdadera es el incremento instantáneo de deformación por unidad de longitud, i.e. [10]

$$d\varepsilon = \frac{dl}{l} \quad (2-23)$$

Si el proceso de deformación continua uniformemente en una dirección, como lo hace en la prueba de tensión, el incremento de deformación puede estar integrado para dar la deformación real, i.e. [10]

$$\varepsilon = \int d\varepsilon = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) = \ln\left(\frac{l_0 + \Delta l}{l_0}\right) \quad (2-24)$$

Por lo cual, se puede utilizar la siguiente relación:

$$\sigma = \frac{P}{A} = \frac{PA_0}{A_0 A} = \frac{P}{A_0} \left(\frac{l}{l_0}\right) = \frac{P}{A_0} \left(\frac{l_0 + \Delta l}{l_0}\right) \quad (2-25)$$

Donde σ_E es el esfuerzo de ingeniería y e es la deformación de ingeniería, los cuales están dados por:

$$\sigma_E = \frac{P}{A_0} \quad (2-26)$$

$$e = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (2-27)$$

Sustituyendo (2-27) en (2-24) se tiene:

$$\varepsilon = \ln(1 + e) \quad (2-28)$$

Y sustituyendo (2-26) en (2-25) se tiene el esfuerzo verdadero expresado como:

$$\sigma = \sigma_E(1 + e) \quad (2-29)$$

2.4. Aceros AHSS

En los últimos tiempos, una fuerte competencia entre las industrias del acero y metal de baja densidad han observado una relación en el incremento en los requisitos de seguridad con el rendimiento del vehículo y ahorro de combustible. La respuesta de la industria a este desafío fue desarrollar aceros de mayor resistencia, a estos aceros se les denomina aceros avanzados de alta resistencia (AHSS por sus siglas en inglés). Estos aceros se caracterizan por una mejor formabilidad y resistencia al choque en comparación con los aceros convencionales [4]. La categoría de los aceros avanzados de alta resistencia cubre los siguientes tipos:

- Dual Phase (DP)
- Complex Phase (CP)
- Martensitic Steels (MS)
- Transformation Induced Plasticity (TRIP)

Todos los aceros AHSS se producen controlando la velocidad de enfriamiento de la austenita, ya sea en la mesa de desbaste (para productos laminados en caliente) o en la sección de enfriamiento donde se realizó el recocido continuo (para aceros recubiertos por inmersión en caliente o productos con un recocido continuo) [5].

Los AHSS se pueden distinguir por las propiedades de resistencia que estos presentan que aproximadamente se pueden definir por:

- Límite elástico > 300 MPa
- Resistencia a la tensión > 600MPa

A diferencia de los aceros convencionales en los que la ductilidad disminuye con la resistencia, los aceros modernos combinan alta resistencia y ductilidad (formabilidad) [4]. Estos aceros se han colocado como la mejor opción para la industria automotriz por todas las propiedades que estos presentan. La razón principal para utilizar los aceros avanzados de alta resistencia (AHSS) es por el mejor rendimiento que han mostrado en la administración de energía de choque, de manera que baja con los AHSS. Además, se toman nuevas direcciones en el diseño abordando la necesidad de la industria automotriz de aceros con mayor resistencia y una formabilidad mejorada [4-5].



Figura 2.4 Clasificación de los AHSS en la fabricación de componentes estructurales de un automóvil [9].

Dentro de la industria automotriz los aceros se clasifican de diferentes maneras, aceros de baja resistencia (aceros sin intersticiales y suaves); aceros convencionales HSS (Carbón-Magnesio, aceros de alta resistencia, libres de intersticiales y baja aleación); y los más nuevos (Aceros AHSS). Los aceros adicionales de mayor resistencia para el mercado automotriz incluyen la plasticidad ferrítica-bainítica inducida por la unión, aceros termotratados y termoformados [5]. El segundo método de clasificación importante para el diseñador es considerar la resistencia del material [5].

El tercer método de clasificación presenta varias propiedades mecánicas o parámetros de formación de diferentes aceros, como el alargamiento total y el exponente de endurecimiento [5]. Como un ejemplo de la comparación de propiedades como lo es la elongación tenemos la Figura 2.5.

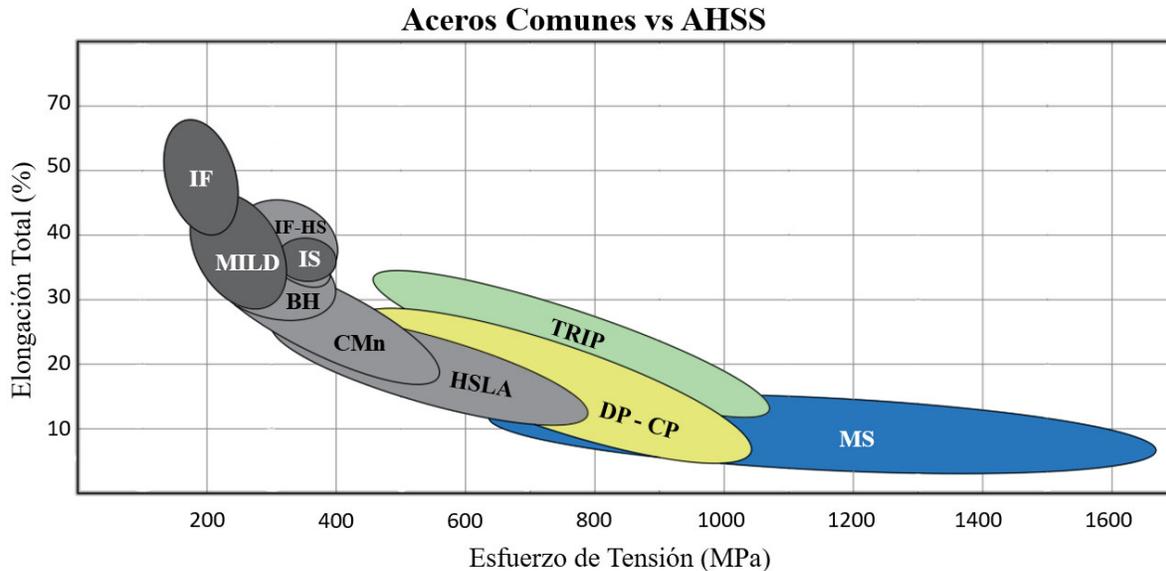


Figura 2.5 Comparación de elongación provocada por esfuerzo a tensión en diferentes aceros [5].

2.4.1. Propiedades de los Aceros AHSS

Aunque todos los aceros anteriormente mencionados (Dual Phase, Complex Phase, Martensitic Steels y TRIP) son AHSS y comparten ciertas características, cada uno tiene sus propiedades específicas y bien definidas.

Dual Phase (DP)

Los aceros DP consisten en una matriz ferrítica que contiene una segunda fase de martensita en forma de isla. El aumento de la fracción de volumen de las segundas fases duras generalmente aumenta la resistencia. La fase de ferrita blanda es generalmente continua, dando a estos aceros una excelente ductilidad. Cuando estos aceros son deformados, la deformación se concentra en la fase de ferrita de baja resistencia que rodea las islas de martensita, creando una única tasa de endurecimiento que muestran como característica estos aceros. En estos aceros, el carbono permite la formación de martensita a velocidades de enfriamiento prácticas al aumentar la templabilidad del acero [5-6].

Los aceros DP y AHSS también tienen un efecto de endurecimiento de horneado que es un beneficio importante en comparación con los aceros convencionales. El efecto de endurecimiento del horneado es el aumento en el límite elástico resultante de la elevación de la temperatura, generado por el endurecimiento del trabajo debido a la deformación durante el estampado u otro proceso de fabricación [5].

Complex Phase (CP)

Los CP tipifican la transición al acero con muy altas resistencias a la tensión. La microestructura de los aceros CP contiene pequeñas cantidades de martensita, austenita retenida y perlita dentro de la matriz de ferrita. En comparación con los aceros DP, los aceros CP muestran un límite elástico significativamente mayor con resistencia a la tensión igual o mayor a 800MPa. Los aceros CP se caracterizan por una alta absorción de energía y una alta capacidad de deformación residual [5].

Martensitic Steels (MS)

Para crear los aceros MS, la austenita que existe durante el laminado en caliente o el recocido se debe transformar casi por completo a martensita durante el enfriamiento en la salida o en la sección de enfriamiento del recocido continuo. Los aceros MS se caracterizan por tener una matriz de martensita que contiene pequeñas cantidades de ferrita y/o bainita. Dentro del grupo de aceros multifásicos, los aceros MS tienen el mayor nivel de resistencia a la tensión. Esta estructura se puede desarrollar con un tratamiento térmico posterior al formado del metal. Los aceros MS tienen una resistencia a la tensión hasta de 1700MPa. Estos aceros normalmente se someten a un tratamiento de templado, esto para aumentar la ductilidad y así proporcionar una formabilidad adecuada incluso con resistencias extremadamente altas [5]. Los aceros MS se producen a partir de la fase de austenita mediante un enfriamiento rápido para transformar la mayoría de la austenita en martensita. Los aceros CP también siguen un patrón de enfriamiento similar, pero la química del acero MS es ajustado para producir austenita menos retenida y fases de bainita [5].

TRansformed Induced Plasticity (TRIP)

La microestructura de los aceros TRIP es austenita retenida incrustada en una matriz primaria de ferrita. Adicionalmente a un mínimo del cinco por ciento en volumen de austenita retenida, las fases duras como la martensita y la bainita son presentes en cantidades variables. Los aceros TRIP generalmente requieren el uso de una retención isotérmica, que produce algo de bainita. El mayor contenido de silicio y carbono de los aceros TRIP también resulta en fracciones de volumen significativas de austenita retenida en la microestructura final [5]. En los aceros TRIP la austenita retenida se transforma progresivamente en martensita cuando este es sometido a una carga de tensión creciente, lo que aumenta la tasa de endurecimiento del trabajo a niveles de tensión más altos. El acero TRIP tiene una tasa de endurecimiento de

trabajo inicial más baja que el acero DP, pero la tasa de endurecimiento persiste en tensiones más altas donde el endurecimiento del trabajo del DP comienza a disminuir. Las tasas de endurecimiento del trabajo de los aceros TRIP son sustancialmente más altas que los HSS convencionales, lo que proporciona formación de un estiramiento significativo. Esta propiedad es particularmente útil cuando los diseñadores aprovechan el trabajo a una alta velocidad de endurecimiento para diseñar una pieza considerando esta propiedad [6] y [7]. Los aceros TRIP, por lo tanto, pueden diseñarse o adaptarse para proporcionar una excelente formabilidad para la fabricación de piezas o exhibir un alto endurecimiento durante la deformación [7].

2.5. TRIP 440Y

Para el desarrollo de este proyecto se utilizó un material TRIP grado 400Y con 1.07 mm de espesor. Las probetas utilizadas fueron cortadas a partir de la lámina mediante laser en distintas direcciones de rolado.

2.5.1. Caracterización del material TRIP 440Y.

Para la caracterización mecánica del material se utilizó una máquina universal Instron con capacidad de 2.5 toneladas que se encuentra en el Laboratorio de Análisis Experimental de Esfuerzos de la División de Ingenierías Campus Irapuato-Salamanca de la Universidad de Guanajuato. Para las pruebas, se utilizó un extensómetro de longitud calibrada $GL=50$ mm, para la medición de las deformaciones durante las pruebas.

La prueba se realizó para las tres direcciones de rolado del material i.e. 0° , 45° y 90° , utilizando el estándar ASTM-E8 [8], la cual especifica la geometría de las probetas y la velocidad de 5 mm/min. El montaje de la probeta con el extensómetro es mostrado en la Figura 2.6.



Figura 2.6 Prueba de tensión con extensómetro bajo norma ASTM-E8.

Utilizando las ecuaciones (2-28) y (2-29) se calcularon las curvas esfuerzo - deformación para las tres direcciones de rolado, como se muestra en la Figura 2.7.

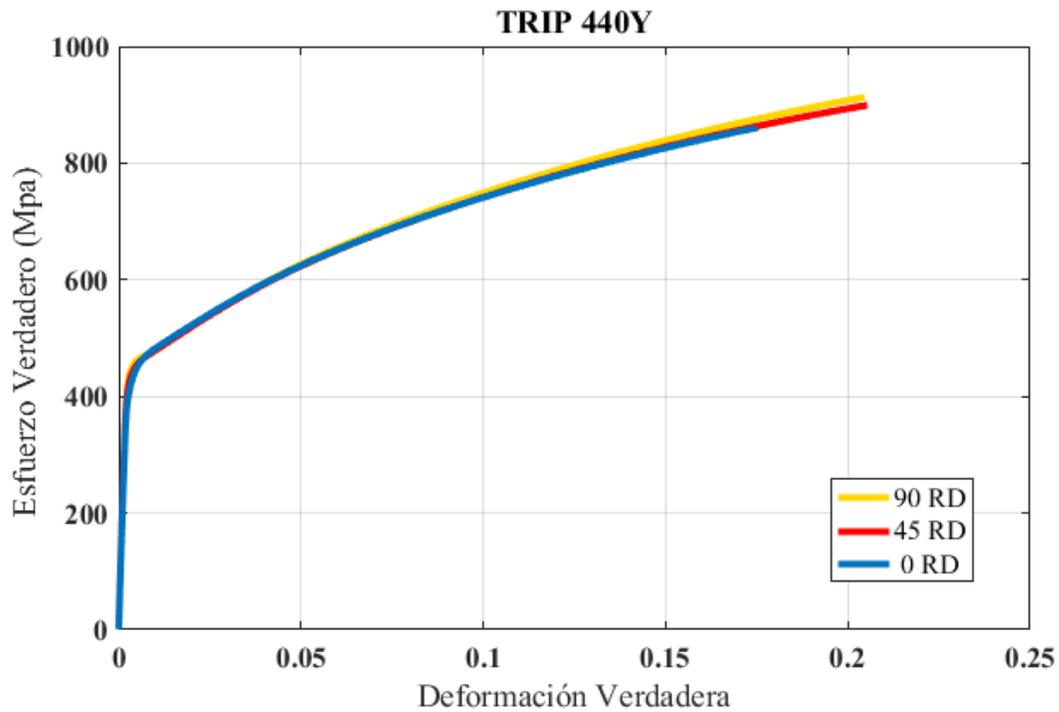


Figura 2.7 Curva Esfuerzo verdadero vs Deformación verdadera del acero TRIP 440Y en dirección de rolado 0°, 45° y 90°.

2.5.2. Propiedades del material TRIP 440Y

Para determinar el esfuerzo de cedencia del material, se utilizó el método del *offset* al 0.2% de deformación. Para esto se consideran dos puntos dentro del límite elástico, buscando la intersección con la curva esfuerzo-deformación mediante la ecuación (2-23). El esfuerzo de cedencia es presentado en la Figura 2.8.

$$Y - Y_1 = \left(\frac{Y_2 - Y_1}{X_2 - X_1} \right) (X - X_1) \quad (2-23)$$

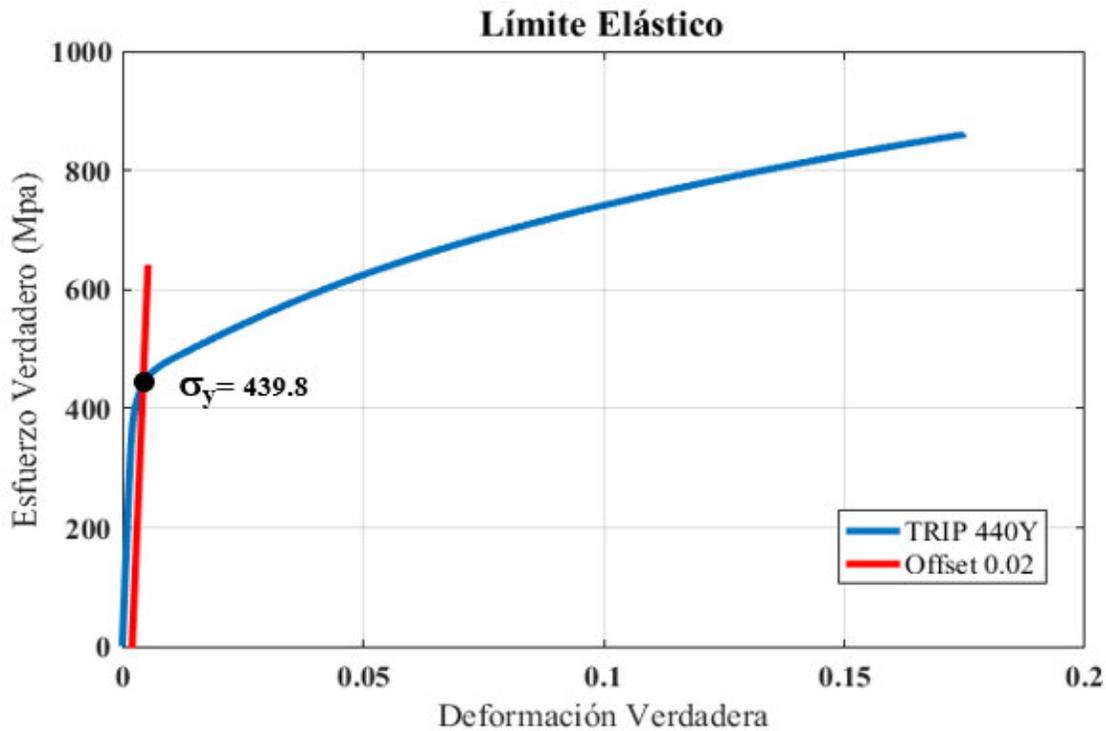


Figura 2.8 Curva Esfuerzo verdadero- Deformación verdadera con esfuerzo de cedencia.

Las propiedades mecánicas obtenidas experimentalmente en términos del módulo de Young, esfuerzo de cedencia, esfuerzo último a la tensión y porcentaje de elongación a la fractura son listadas en la Tabla 2-1.

Tabla 2-1 Resultados experimentales de las propiedades a tensión del acero TRIP 440Y.

RD	Módulo de Young (MPa)	Esfuerzo de cedencia (MPa)	Esfuerzo último (MPa)	% de elongación a la fractura
0°	196,000	439.8	861.62	33
45°	198,300	443.2	899.47	36
90°	202,000	442.6	913.43	36

2.6. Coeficiente de anisotropía del material

Debido a su estructura cristalográfica y las características del proceso de laminación, las láminas de metal generalmente muestran una anisotropía significativa de propiedades mecánicas. La variación de su comportamiento plástico es evaluada mediante el coeficiente de Lankford definido en la ecuación (2-30) el cuál es determinado mediante la prueba de tensión uniaxial en tres direcciones de rolado α para un valor determinado de deformación plástica [3].

$$r_{\alpha} = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_3} \quad (2-30)$$

Donde ε_2 y ε_3 son las deformaciones reales en las direcciones transversal y a través del espesor del material, respectivamente. Debido a la dificultad para poder medir el cambio en el espesor durante la prueba se asume la condición de volumen constante como $\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0$, por lo que la ecuación (2-30) puede ser rescrita en términos de ε_1 y ε_2 como: [3]

$$r_{\alpha} = -\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2} \quad (2-31)$$

Los valores del coeficiente de anisotropía r en tres direcciones de rolado i.e. r_0, r_{45}, r_{90} determinados para un valor de deformación plástica $\varepsilon_1 = 0.1$ son listados en la Tabla 2-2.

Tabla 2-2 Resultados experimentales del coeficiente de anisotropía para los rolados de 0°, 45°, 90°.

r_0	r_{45}	r_{90}
0.671	0.750	1.100

2.7. Referencias Capítulo 2

- [1] Hosford, W. w. (2005). *Mechanical Behavior of Materials* (2^a ed.). Cambridge, United Kingdom: Cambridge University Press.
- [2] P.Beer, F., Johnston, E., T.Dewolf, J. and Mazurek, D. (2012). *Mecánica de Materiales*. 6th ed. México, Df: Mc Graw Hill, pp.46-47 y 388-391.
- [3] D. Banabic, H.-J. Bunge, k. Pöhlandt, A.E. Tekkaya. *Formability of Metallic Materials*. Springer. pp. 130- 134. 2000.
- [4] Kuziak, R. K. R, Kawalla, R. K. R, & Waengler, S. W. S. (2008b). *Advanced high strength steels for automotive industry*. Recuperado 17 agosto, 2019, de <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1644966512601976>
- [5] *Advanced high strength steel (AHSS) application guidelines*. (2006). 4th ed. [Middletown, OH]: WorldAutoSteel, pp.1-10.
- [6] Davies, R. G. D. R.G. (1978, febrero). *The Deformation Behavior of a Vanadium-Strengthened Dual Phase Steel*. Recuperado 22 octubre, 2019, de <https://link.springer.com/content/pdf/10.1007%2F02647169.pdf>
- [7] Tirumalasetty, G. K. T. G.K., Van Huis, M. A. V. H. M.A., Kwakernaak, C. K. C., Sietsma, J. S. J., Sloof, W. G. S. W.G., & Zandbergen, H. W. Z. H.W. (2011, 19 diciembre). *Deformation-induced austenite grain rotation and transformation in TRIP-assisted steel*. Recuperado 13 agosto, 2019, de <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S1359645411008160>
- [8] ASTM E8 / E8M-16a, *Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2016, www.astm.org
- [9] <https://www.media.volvocars.com/it/it-it/media/photos/7936> [October 2019]
- [10] Marciniak, Z. M. Z., Duncan, J. L. D. J.L, & Hu, S. J. H. S.J. (2002). *Mechanics of Sheet Metal Forming* (2^a ed.). Oxford, England: Butterwoth Heinemann.

Capítulo 3 – Métodos experimentales

3.1. Prueba guiada de flexión de tres puntos

La prueba guiada de flexión de tres puntos es cada vez más importante en la industria automotriz para evaluar la formabilidad, recuperación elástica, fractura, así como para determinar la ductilidad de soldadura en materiales metálicos y no metálicos. Para lograr una estandarización de resultados experimentales entre diferentes laboratorios se han desarrollado distintas fórmulas teóricas basadas en la geometría de los herramientas y la probeta [1-2]. Del mismo modo, existen diferentes estándares para realizar esta prueba e.g. la norma ASTM 290 y la norma ISO 7438 [3].

Durante la prueba, la lámina es apoyada sobre dos rodillos rígidos y deformada simétricamente por el desplazamiento de un punzón cilíndrico hasta alcanzar un ángulo determinado, como es ilustrado en la Figura 3.1, donde se observa una comparación del estado inicial y el estado final de la lámina deformada. Después de alcanzar el máximo desplazamiento deseado, el punzón es retirado permitiendo la libre recuperación elástica del material.

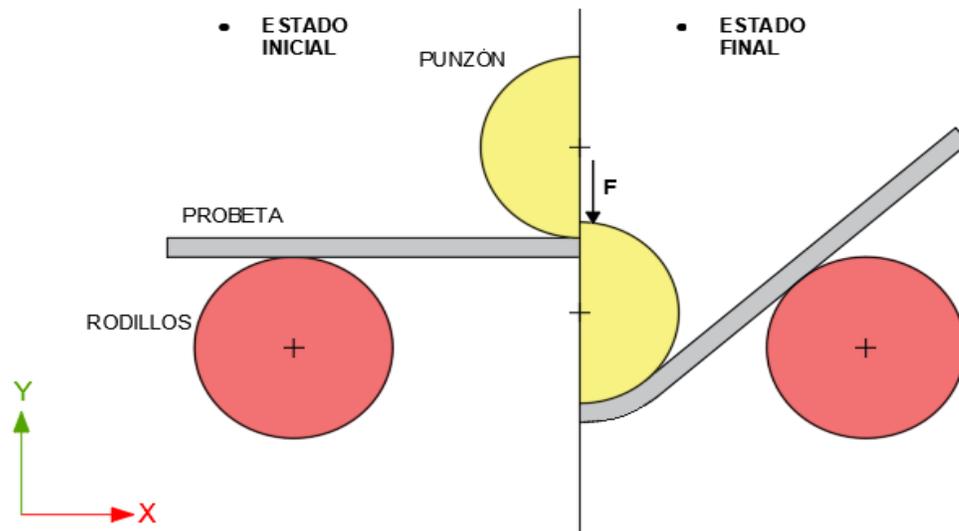


Figura 3.1 Comparación de la prueba de flexión en estado inicial y en estado final.

3.2. Diseño del herramental

3.2.1. Norma ASTM E290-97a.

La norma ASTM E290, especifica el procedimiento a seguir para realizar las pruebas de flexión y los parámetros a considerar. La prueba de flexión se puede clasificar en tres tipos diferentes con base en las condiciones de restricción de la probeta:

Prueba de flexión guiada: En la cual se utiliza un punzón o embolo de dimensiones definidas para doblar la probeta que se encuentra sobre unos rodillos con una separación definida.

Prueba de flexión semi-guiada: En la cual la probeta es doblada por uno de los extremos mientras es sujeta por el otro.

Prueba de flexión libre: En la que los extremos de la probeta son presionados por un herramental sólido sin aplicar fuerza en la curvatura y no existe contacto en la superficie interior cóncava [3].

Específicamente para la prueba de flexión guiada, como la utilizada en este trabajo, la norma establece para su diseño los siguientes parámetros: claro (C), el espesor de la probeta (t), los radios de los rodillos y del punzón (r), como se muestra en la Figura 3.2. Se menciona que el ancho (w) se debe considerar tal que exista un contacto sobre toda la superficie de la probeta con el punzón y los rodillos. La norma también considera que si debido al espesor de la probeta, la resistencia del material o por la capacidad del herramental no se logra la flexión requerida, se puede retirar la probeta y utilizar una prensa que aplique fuerza por los extremos de la probeta hasta alcanzar la flexión requerida [3], esto quiere decir que si por algún motivo no se logra la flexión requerida durante la prueba se puede completar la prueba mediante un medio externo como lo es una prensa, así cumpliendo con el objetivo.

Los radios de los rodillos y del punzón (r) son definidos en relación del espesor de la probeta (t) que será sometida a la prueba y el claro (C) como se muestra en la ecuación (3-1) [3].

$$C = 2r + 3t \pm t/2 \tag{3-1}$$

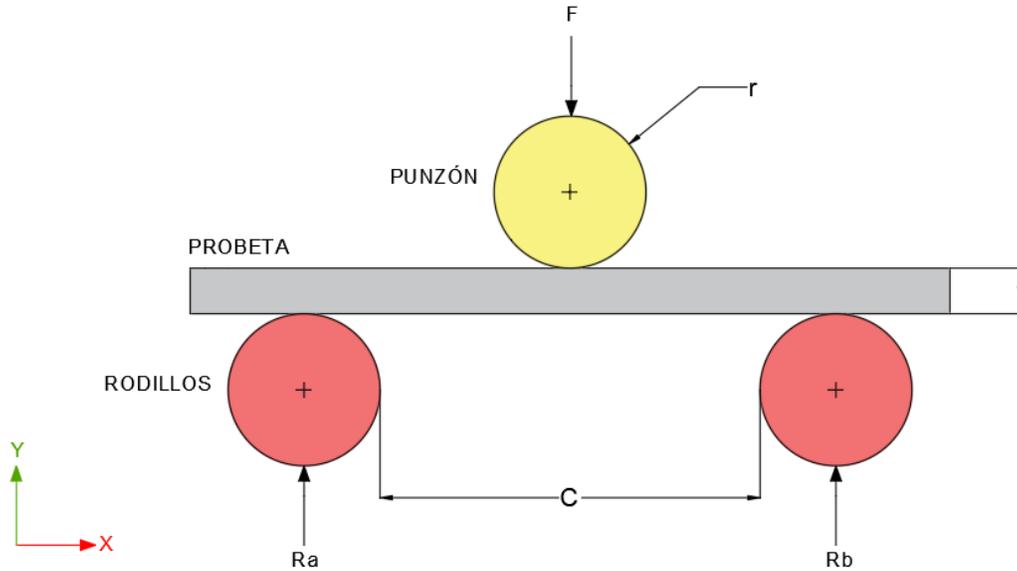


Figura 3.2 Esquema de la prueba de flexión guiada de tres puntos [3].

3.2.2. Parámetros del diseño del herramental

Para el diseño y fabricación del herramental en conjunto con los parámetros previamente mencionados especificados por la norma, se consideraron las características de operación y montaje. Para las pruebas se utilizó una máquina Instron modelo 8872 con capacidad de 25 kN. El punzón fue adaptado a la celda de carga mediante un sistema de rosca-tornillo y los rodillos atornillados a la platina de la máquina.

De la ecuación (3-1) se despejó r para calcular el radio que es utilizado en la prueba, proponiendo un claro y un espesor de lámina, se obtuvo el valor del radio que se muestra en la Tabla 3-1.

Tabla 3-1 Valores finales de cada variable para el diseño del herramental.

C (mm)	t (mm)	r (mm)
30	1.2	12.9

Tomando los valores obtenidos y los parámetros anteriormente mencionados se procedió a realizar los planos de fabricación del herramental con ayuda de un software CAD; en la Figura 3.3 se muestra un bosquejo en 3D del herramental diseñado.

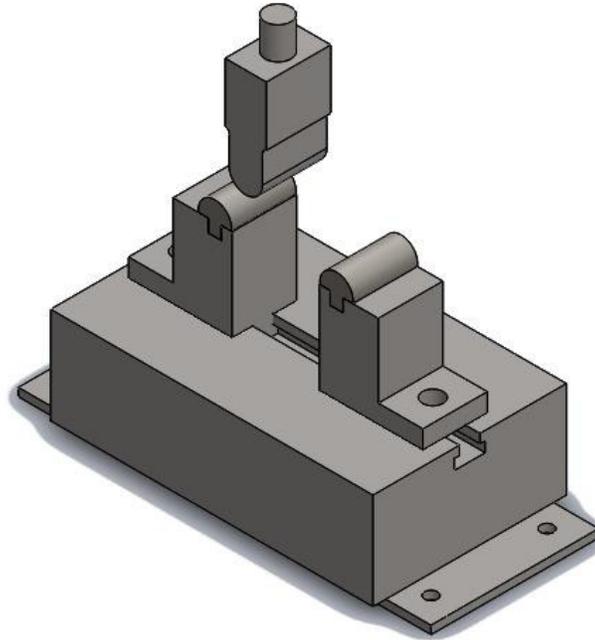


Figura 3.3 Bosquejo final del herramental para pruebas guiadas de flexión de tres puntos.

3.3. Fabricación del herramental

Para la fabricación del herramental se eligió un acero AISI 1018 ya que cuenta con las propiedades suficientes para las pruebas, como lo es un esfuerzo de tensión de 370MPa y un esfuerzo último de 440MPa.

El maquinado del herramental se hizo en una fresadora CNC marca VIWA y un torno CNC marca EMCO que se encuentran ubicados en el Taller y en el Laboratorio de Manufactura de la División de Ingenierías del Campus Irapuato-Salamanca de la Universidad de Guanajuato. Se utilizaron cortadores planos de diferentes diámetros de material de acero de alta velocidad (HSS por sus siglas en inglés) y un planeador de cinco pulgadas de insertos de carburo de tungsteno sinterizado (WC por sus siglas en inglés), para hacer el desbaste y realizar la configuración de la geometría final; un machuelo M10x1.5, para realizar una rosca interna; una tarraja M20x1.5, para realizar una rosca externa. Los procesos de manufactura en máquinas CNC que se realizaron fueron torneado, fresado y taladrado; en los tres procesos se realizaron los *toolpaths* con ayuda de un software CAD. El proceso de fabricación del herramental es mostrado en la Figura 3.4.

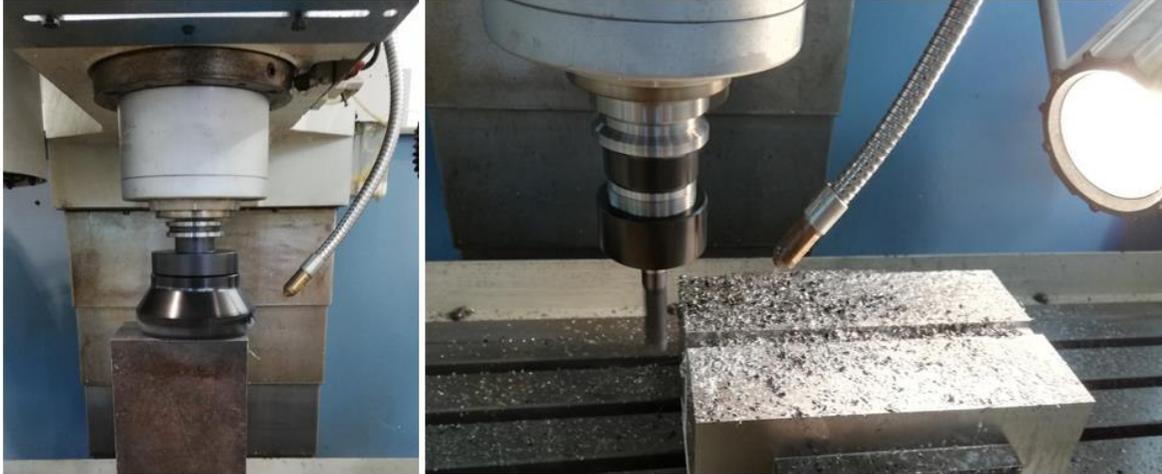


Figura 3.4 Maquinado del herramental.

3.3.1. Torneado

En torneado, una herramienta de corte remueve material a una pieza de trabajo giratoria para generar una superficie externa o interna concéntrica con el eje de rotación. El giro se realiza mediante un torno [6-7].

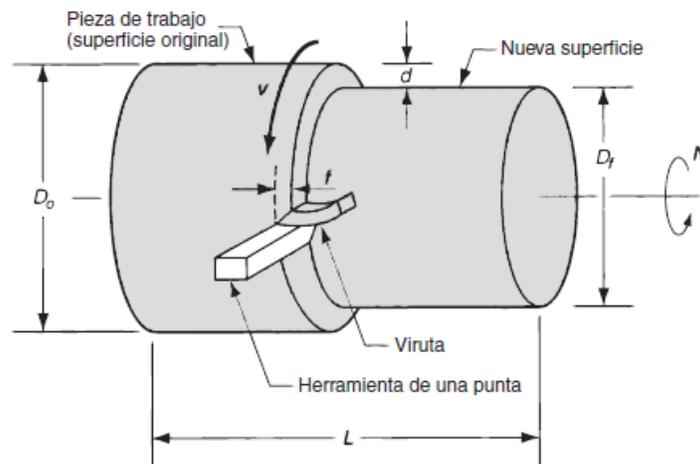


Figura 3.5 Proceso de torneado [6].

La velocidad de rotación está relacionada con la velocidad de corte que es requerida en la superficie cilíndrica, como se expresa en la ecuación (3-2) [6-7].

$$N = \frac{v}{\pi D_0} \quad (3-2)$$

Donde N es la velocidad de rotación, v es la velocidad de corte y D_0 es el diámetro original de la pieza. La velocidad de corte se propone con base al material de la herramienta de corte [6-7].

La profundidad d de corte está dada por la relación que existe con el diámetro original D_0 y el diámetro final D_f , como se expresa en la ecuación (3-3) [6-7].

$$d = \frac{D_0 - D_f}{2} \quad (3-3)$$

Para el avance se tiene:

$$f_r = Nf \quad (3-4)$$

Donde f_r es la velocidad de avance y f es el avance recomendado dependiendo del material.

3.3.2. Fresado.

En el fresado, el material es retirado mediante una herramienta de corte que se encuentra girando constantemente. Las dos operaciones básicas del fresado son: el fresado periférico y el fresado frontal. El fresado periférico genera una superficie paralela al eje de rotación, mientras que el fresado frontal genera una superficie normal al de rotación [6-7].

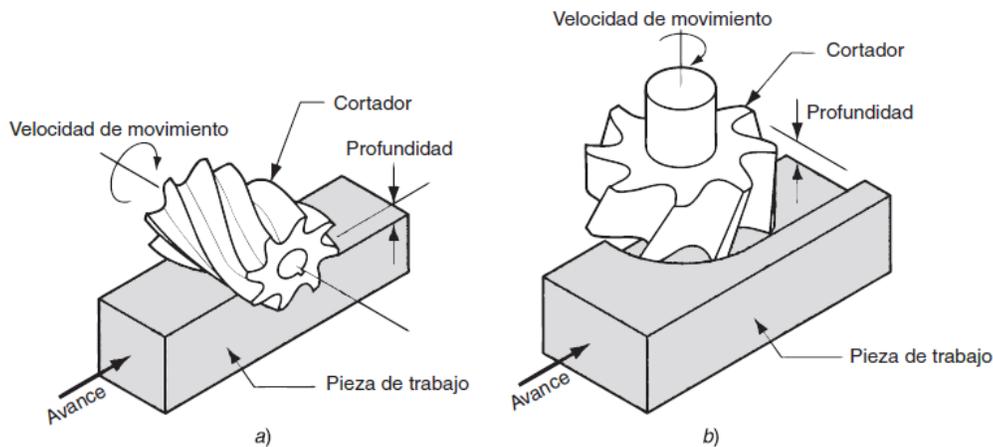


Figura 3.6 a) Fresado periférico. b) Fresado frontal [6].

La velocidad de rotación en el fresado se determina con el diámetro exterior D de la herramienta de corte y la velocidad de corte propuesta dependiendo del material, como se expresa en la ecuación (3-5) [6-7].

$$N = \frac{v}{\pi D} \quad (3-5)$$

La velocidad de avance f_r en fresado considera el número de insertos o filos n_t de la herramienta de corte y el avance f recomendado dependiendo del material, como se expresa en la ecuación (3-6) [6-7].

$$f_r = N n_t f \quad (3-6)$$

3.3.3. Taladrado

El taladrado es un proceso estandarizado para producir agujeros a una superficie; para realizarlos se utilizan máquinas convencionales como es el taladro vertical o incluso la fresadora [6-7].

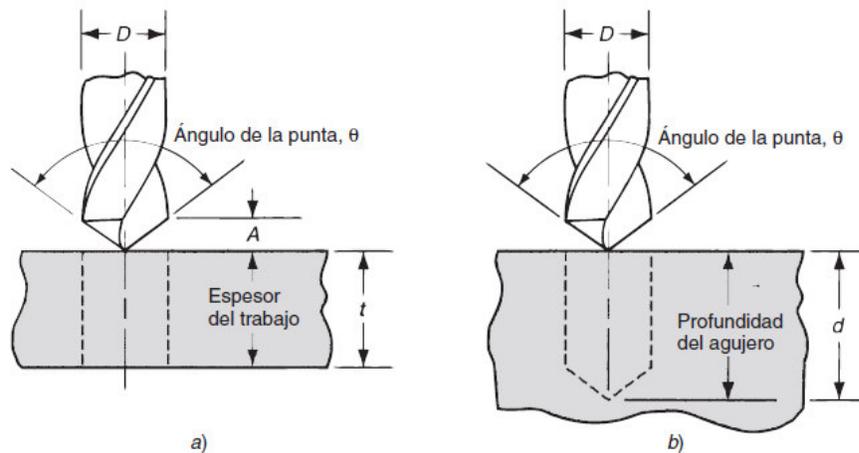


Figura 3.7 a) Proceso de taladrado pasado. b) Proceso de taladrado ciego [6].

En el taladrado la velocidad de rotación considera el diámetro exterior D de la broca, como se expresa en la ecuación (3-7) [6-7]. Y en el avance se utiliza la ecuación (3-4), la misma que en el torneado.

$$N = \frac{v}{\pi D} \quad (3-7)$$

3.3.4. Toolpaths

Los *toolpaths* son las trayectorias que seguirán las herramientas de corte y estas son creadas mediante un software CAD, una vez creadas se extraen en código G, el cual es cargado en la maquina CNC que se va a utilizar.

Para la creación de los *toolpaths* es necesario crear y seleccionar el material del stock e ingresar sus propiedades, se debe seleccionar el proceso que se va a realizar (torneado, fresado, etc.), se crea la trayectoria que va a seguir la herramienta, se debe seleccionar la herramienta y sus parámetros de corte.

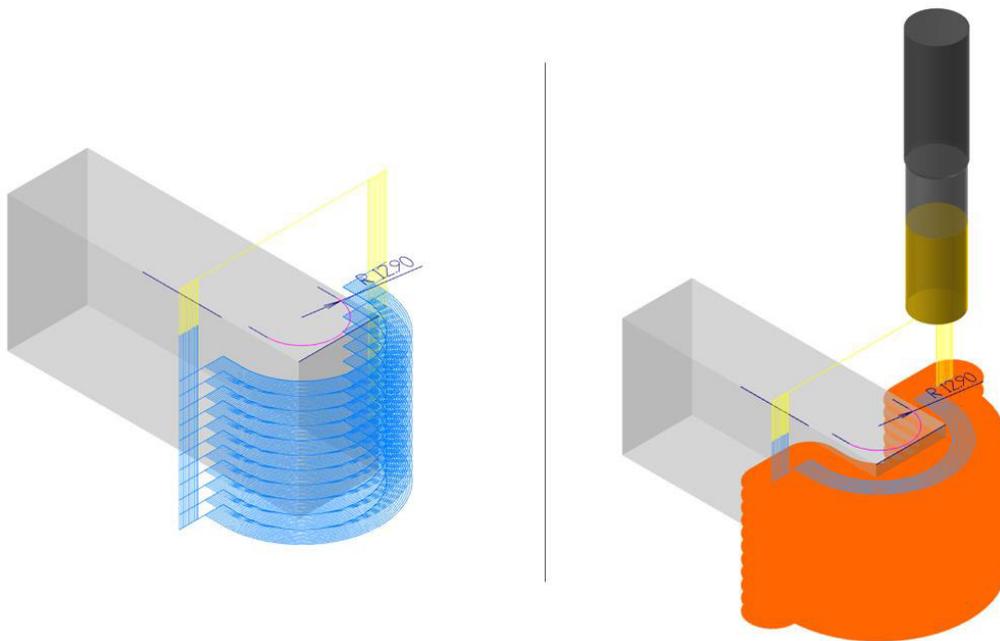


Figura 3.8 Ejemplo ilustrativo de un toolpath.

3.4. Análisis teórico del ángulo de flexión

La prueba de flexión de tres puntos proporciona una curva de –carga vs. desplazamiento dependiendo de la profundidad de flexión f . El parámetro que generalmente se usa para este cálculo es el ángulo que se genera con la carga máxima, que caracteriza la falla de la probeta [4]. El ángulo de flexión que se genera no se debe medir en la condición de descarga. La norma ISO 7438 proporciona unas fórmulas de flexión simple, que se muestran en las ecuaciones (3-8) y (3-9) [4-5].

$$\sin \frac{\alpha}{2} = \frac{p \cdot L + W(f - L)}{p^2 + (f - L)^2} \quad (3-8)$$

$$\cos \frac{\alpha}{2} = \frac{p \cdot W - L(f - L)}{p^2 + (f - L)^2} \quad (3-9)$$

Donde W esta dado por:

$$W = \sqrt{p^2 + (f - L)^2 - L^2} \quad (3-10)$$

Al sustituir el valor de W en las ecuaciones (3-8) y (3-9), se tiene:

$$\sin \frac{\alpha}{2} = \frac{p \cdot L + (\sqrt{p^2 + (f - L)^2 - L^2})(f - L)}{p^2 + (f - L)^2} \quad (3-11)$$

$$\cos \frac{\alpha}{2} = \frac{p \cdot \sqrt{p^2 + (f - L)^2 - L^2} - L(f - L)}{p^2 + (f - L)^2} \quad (3-12)$$

Donde C : distancia entre los soportes, R : radio de los soportes, r : radio del punzón, t : espesor, f : desplazamiento, L : distancia entre el plano del eje horizontal de los soportes con el eje horizontal del punzón, p : Distancia entre el punzón y los soportes, W : constante geométrica. La muestra Figura 3.9 un diagrama esquemático con las variables utilizadas para determinar las ecuaciones presentadas.

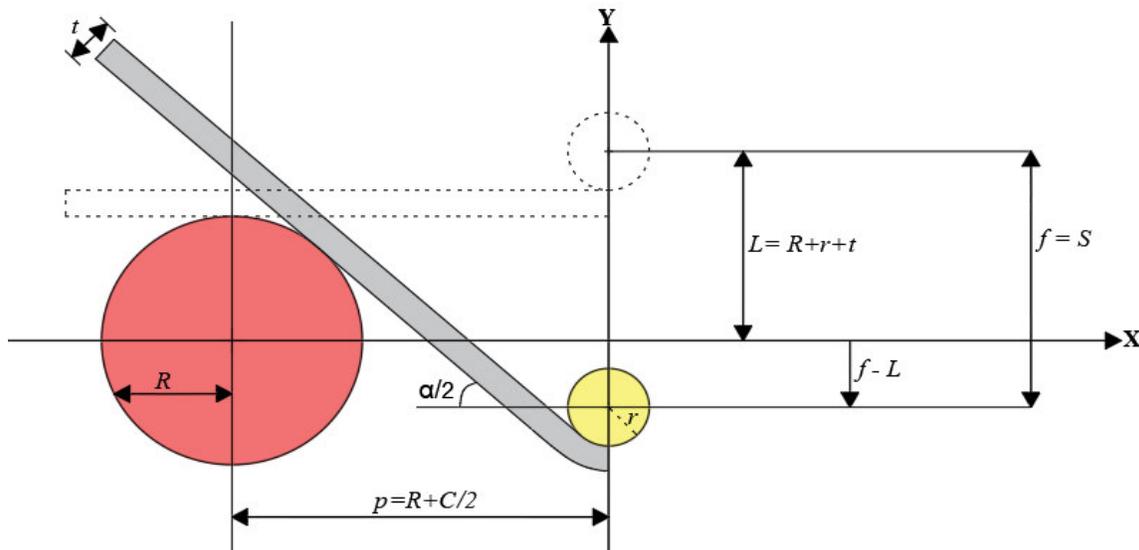


Figura 3.9 Parámetros del ángulo de flexión acorde a la norma ISO 7438 [5].

De la ecuación (3-11) se despejó f , ya que los parámetros de t , r , R , C son conocidos y los ángulos propuestos para las pruebas fueron $30^\circ, 45^\circ$ y 60° ; se obtuvieron dos soluciones que se muestran en las ecuaciones (3-13) y (3-14) en términos de la función seno.

$$f_1 = \frac{1}{\sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)^2 - 1} \left[L \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)^2 + \left(-\sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)^4 p^2 + 2 \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)^3 Lp - L^2 \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)^2 + p^2 \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)^2 2Lp \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) + L^2 \right)^{1/2} - L \right] \quad (3-13)$$

$$f_2 = \frac{1}{\sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)^2 - 1} \left[-L \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)^2 + \left(-\sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)^4 p^2 + 2 \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)^3 Lp - L^2 \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)^2 + p^2 \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)^2 2Lp \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) + L^2 \right)^{1/2} + L \right] \quad (3-14)$$

Al tener dos soluciones se tienen dos valores diferentes, por lo que se consideró hacer una comparación del despeje de f de la ecuación (3-12), del cual se obtuvieron las ecuaciones (3-15) y (3-16) en términos de la función coseno.

$$f_1 = \frac{L \cos \alpha - L + \sqrt{-p^2 \cos(\alpha)^2 + p^2}}{\cos(\alpha)} \quad (3-15)$$

$$f_2 = \frac{L \cos \alpha - L - \sqrt{-p^2 \cos(\alpha)^2 + p^2}}{\cos(\alpha)} \quad (3-16)$$

Al sustituir en las cuatro ecuaciones se obtuvieron los valores de f para obtener los diferentes ángulos propuestos, los resultados son mostrados en la Tabla 3-2.

Tabla 3-2 Ángulos y desplazamientos calculados.

$\alpha/2$	f (mm)
30°	13.374
45°	19.216
60°	25.784

En la Figura 3.10 se muestra la influencia del claro C en la relación del ángulo de flexión vs. el desplazamiento del punzón.

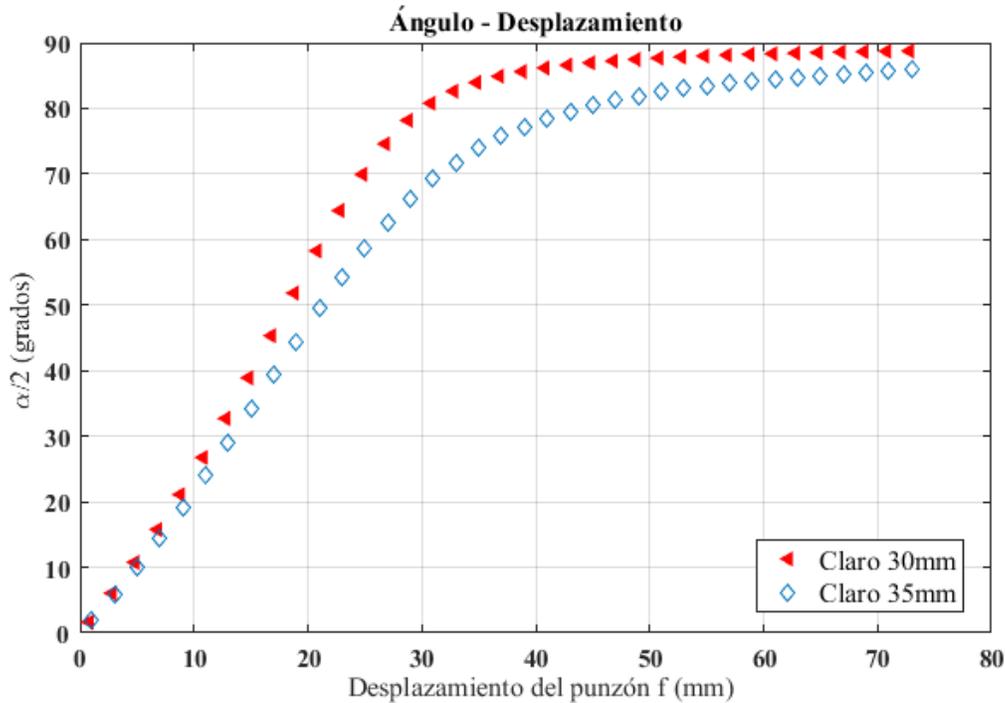


Figura 3.10 Comparación en ángulos para claro de 30mm y 35mm.

3.5. Calentamiento local por láser

El calentamiento local por láser es una técnica que se utiliza en la industria para realizar diferentes procesos como lo es el templeado, la ablación, el formado de metales, etc. Las grandes ventajas que presenta son:

- No contamina con otro material.
- Se trabaja con un medio que puede ser controlado.
- Se puede enfocar en pequeños puntos para tener mayor precisión en el calentamiento y con gran potencia.
- Se tiene un buen control de la potencia con la que cuenta el láser.
- Es fácil de dirigir a puntos de difícil acceso sin dañar o tocar otra parte de la pieza.

La salida de un láser puede ser de onda continua (CW por sus siglas en inglés) o pulsada. En la operación pulsada se puede lograr potencias de pico mucho más altas ya que la energía almacenada se libera en una ráfaga corta [8].

La velocidad de calentamiento que existe en una probeta de metal está determinada principalmente por la capacidad de absorción de longitud de onda, una cantidad que, a su vez, está determinada por las propiedades ópticas del metal, de la superficie de la muestra,

así como por el rango de temperatura. Esta es la razón por la cual la capacidad de absorción del metal o la reflectividad del metal en longitudes de onda dada, son el principal criterio para un procesamiento eficiente de partes metálicas [9].

3.5.1. Descripción general de la prueba de calentamiento.

Durante la prueba de calentamiento en este proyecto, se utilizó un láser pulsado marca Brilliant que se encuentra el Laboratorio de Optoelectrónica de la División de Ingenierías Campus Irapuato-Salamanca de la Universidad de Guanajuato, este láser opera de forma pulsada con un rango de radiación principal de 532nm a 1064nm, máxima energía/ pulsado de 480mJ, un máximo porcentaje de poder de 9W y una duración de pulso de 6ns. La medición de la temperatura se realizó mediante un módulo de temperatura de la serie C de National Instruments, un chasis de Compact DAQ-9191 de National Instruments y un sensor termopar tipo K marca Omega, que fueron conectados a un ordenador; se realizó un programa en Labview para almacenar y visualizar la salida de los datos. El módulo de temperatura es de 4 canales, anti-aliasing, detección de termopares abiertos, compensación de unión fría para medidas de alta precisión con doble barra de aislamiento de canal a tierra para seguridad, inmunidad a ruido y alto rango de voltaje de modo común. El chasis CompactDAQ-9191 controla la temporización, la sincronización y la transferencia de datos entre el módulo y un servidor externo.

Esta prueba se realizó después de haberse hecho las pruebas de flexión y sobre las probetas ya deformadas para los tres ángulos de flexión (30°,45°,60°).

Para la prueba se colocó la probeta ya deformada entre el termopar y el láser, la parte cóncava de la probeta apuntando al láser y la convexa tocando el termopar; se aseguró que el termopar tocara la probeta en el mismo punto, pero del lado opuesto de donde el spot del láser y también se aseguró que el láser apuntara al centro de la lámina; el termopar se conectó a la DAQ, mientras que esta estaba conectada a la computadora, como se observa en la Figura 3.11.

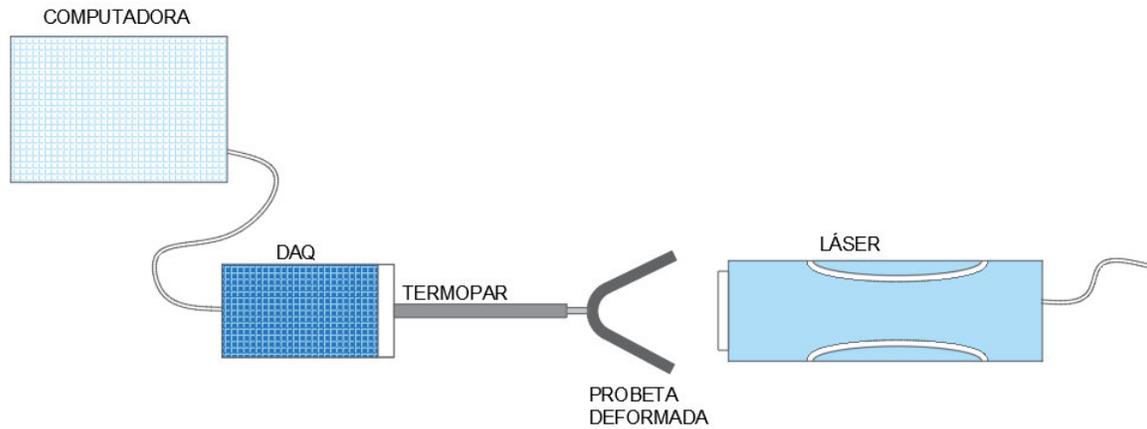


Figura 3.11 Configuración utilizada para el calentamiento local por láser de la lámina doblada.

3.6. Medición de esfuerzos residuales por interferometría láser

Los esfuerzos residuales son campos de esfuerzos que permanecen en los materiales deformados plásticamente después de que son liberados de cargas externas. En general, los procesos de manufactura generan deformaciones que pueden inducir esfuerzos residuales. El estado de esfuerzos residuales depende tanto de los procesos mecánicos y/o térmicos a los que se ha sometido la pieza de trabajo como de las propiedades del material que relacionan el proceso [10].

La medición de esfuerzos residuales en los procesos de manufactura es muy compleja, por lo que se han implementado diferentes técnicas, un ejemplo de estas técnicas es la interferometría laser. La técnica se basa en el método del barreno ciego y utiliza el sistema ESPI para convertir la deformación medida alrededor del agujero en un valor de esfuerzo residual, aplica una técnica de análisis que cuantifica los errores y presenta resultados de las mediciones en esfuerzos. La técnica ESPI brinda mayor flexibilidad que la técnica de barreno ciego con galgas extensométricas, ya que es aplicable a una gama más amplia de materiales y superficies, y proporciona información más detallada sobre la deformación que se produce como resultado de la perforación. Para este proyecto se utilizó un interferómetro marca PRISM, que se encuentra ubicado en el Laboratorio de Análisis Experimental de Esfuerzos de la División de Ingenierías Campus Irapuato-Salamanca de la Universidad de Guanajuato [11].

3.6.1. Descripción general de la técnica ESPI

La técnica de ESPI produce datos sobre el desplazamiento (cambios en la forma) de la superficie de la pieza de trabajo que se va a analizar, combinando matemáticamente interferogramas registrados digitalmente antes y después de la deformación. En un sistema ESPI de haz único, el objeto se ilumina con luz coherente (un láser verde para nuestro caso de estudio) y visto por una cámara CCD a través de un sistema de lentes y un prisma que interfiere el haz de luz de referencia. La imagen de interferencia es grabada por la cámara CCD y almacenada en una computadora para su procesamiento. Una imagen por sí misma no tiene una información útil, sino que presenta un patrón de manchas blancas y negras, causadas por la rugosidad de la muestra y la óptica. Para obtener toda la información cuantitativamente las imágenes son tomadas antes y después de un evento de deformación son almacenadas y procesadas [11]. Para generar estos campos de deformación, el sistema PRISM cuenta un con pistón neumático de alta velocidad el cual permite velocidades de rotación de 30,000 rpm y distancias de avance de 0.002mm. La Figura 3.12 muestra la configuración general del sistema de medición ESPI.

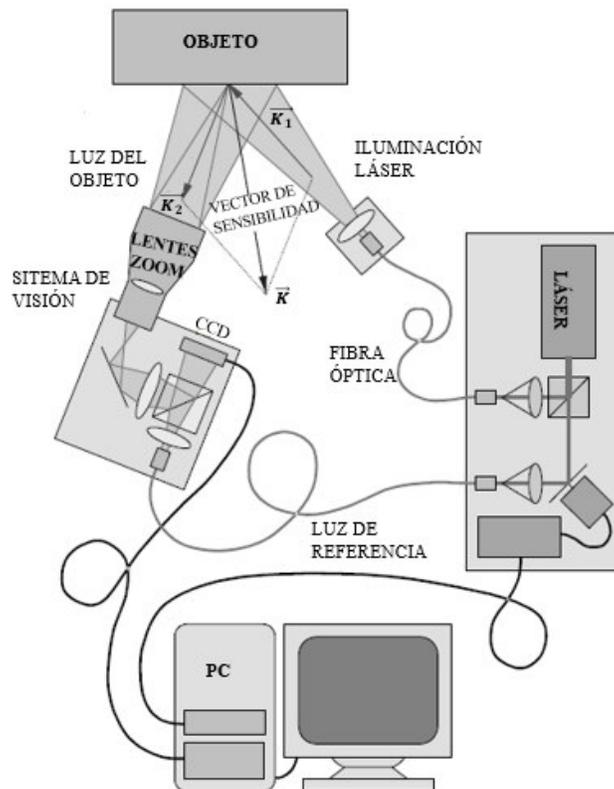


Figura 3.12 Configuración del sistema ESPI [11].

3.6.2. Procesamiento matemático de la imagen

De la Figura 3.12 se pueden identificar dos vectores, el vector de iluminación \vec{K}_1 y el vector de observación \vec{K}_2 . Cuando el campo de visión del instrumento es lo suficientemente angosto, los vectores de iluminación y el de observación se pueden considerar constantes en toda la imagen [11].

Ambos vectores están normalizados a una magnitud de $2\pi/\lambda$, el factor de conversión de cambio de longitud de fase Ω , a luz coherente de longitud de onda λ . Un vector de sensibilidad \vec{K} , es definido como la diferencia entre el vector de observación y el vector de iluminación, como se expresa en la ecuación (3-17) [11].

$$\vec{K}_1 = \frac{2\pi}{\lambda} \vec{I}_{K1}; \quad \vec{K}_2 = \frac{2\pi}{\lambda} \vec{I}_{K2}; \quad \vec{K} = \vec{K}_2 - \vec{K}_1 \quad (3-17)$$

El sistema ESPI de haz solo es sensible a los desplazamientos de superficie en la dirección del vector de sensibilidad. Los vectores de iluminación y de observación necesitan ser definidos por cantidades medibles, ya que estos parámetros son importantes para permitir el cálculo del vector de sensibilidad. Se requieren dos ángulos para definir la dirección de la iluminación y se requieren otro para la dirección de observación. Cuando el objeto y el haz de referencia se combinan y se registran por el CCD, se produce una imagen de interferencia. La intensidad de luz (registrada por el CCD) varía según lo expresa la ecuación (3-18) [11].

$$I'(p, q) = I_{ref}(p, q) + I_{obj}(p, q) + 2\sqrt{I_{ref} \cdot I_{obj}} \cos(\varphi(p, q)) \quad (3-18)$$

Donde p, q describen la posición, φ es el ángulo de luz en cada píxel y I' es la imagen que se analiza.

La combinación de las intensidades I de cada uno de los pixeles genera un ángulo Ω , el cual es procesado en un algoritmo para producir un mapa de desplazamientos [11].

$$\Omega = \frac{(I_1 - I_3)(I'_1 - I'_3) + (I_2 - I_4)(I'_2 - I'_4)}{(I_1 - I_3)(I'_2 - I'_4) + (I_2 - I_4)(I'_1 - I'_3)} \quad (3-19)$$

Donde I_i es la intensidad antes del barreno y I'_i la intensidad después del barreno [11].

3.7. Referencias Capítulo 3

- [1] Larour, P. L., Hackl, B. H., Leomann, F. L., & Benedyk, K. B. (2012, noviembre). 203Bending Angle Calculation In the Instrumented Three-Point Bending Test. Recuperado de http://www.iddrg.com/mm/12/C_25_12.pdf
- [2] ASTM E190-92(2008), Standard Test Method for Guided Bend Test for Ductility of Welds, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2008, www.astm.org
- [3] ASTM E290-97a, Standard Test Method for Bend Testing of Material for Ductility, ASTM International, West Conshohocken, PA, 1997, www.astm.org
- [4] Larour, P., Hackl, B., Leomann, F., & Benedyk, K. (2012). Bending angle calculation in the instrumented three-point bending test. In IDDRG 2012 Conference Proceedings, (IDDRG, Mumbai, 2012) (pp. 203-215).
- [5] DIN EN ISO 7438 (2005): Metallic Materials-Bend test.
- [6] Groover, M. P. G. P. (2007a) Fundamentos de manufactura moderna (3ª ed.). México, México: Mc Graw Hill. pp (507-225).
- [7] Stephenson, D. A., & Agapiou, J. S. (2016). Metal cutting theory and practice. CRC press.
- [8] Byskov-Nielsen, J. (2010). Short-pulse laser ablation of metals: Fundamentals and applications for micro-mechanical interlocking (Doctoral dissertation, Department of physics and Astronomy, University of Aarhus).
- [9] Prokhorov, A. M. (1990). laser of heating of metals (2ª ed.). Recuperado de <https://content.taylorfrancis.com/books/download?dac=C2017-0-66805-6&isbn=9781351082396&format=googlePreviewPdf>
- [10] Finnie, W. C. I. (2007). residual stress measurement and the slitting method (2ª ed.). California, USA: Springer.
- [11] Steinzig, M., & Ponslet, E. (2003, mayo). Residual Stress Measurement Using The Hole Drilling Method And Laser Speckle Interferometry: Part 1. Recuperado de <https://link.springer.com/article/10.1111/j.1747-1567.2003.tb00114.x>

Capítulo 4 - Simulación por elemento finito de la prueba de flexión de 3 puntos

Durante el proyecto se realizaron dos simulaciones por el método de elemento finito (MEF) en el software ANSYS-LSDYNA para validar el efecto del springback, así como los esfuerzos residuales obtenidos de las pruebas de flexión para los distintos ángulos de flexión antes presentados. En la primera simulación se utilizaron elementos tipo shell, los cuáles son típicamente utilizados en procesos de formado de láminas para optimizar tiempo de cómputo. Se realizó una segunda simulación utilizando elementos sólidos a fin de poder determinar la variación de los esfuerzos residuales a través del espesor de la probeta deformada posterior al proceso de springback.

Los procesos en los que se divide el proceso de la simulación son: pre-proceso, solución y post-proceso. Este último, es la presentación de resultados y son mostrados en el capítulo cinco.

4.1. Simulación con elemento Shell

4.1.1. Elementos Shell

Para la simulación se utilizó el elemento shell 163, que tiene cuatro nodos con capacidades de flexión. Permiten cargas tanto en el plano, como normales a este. El elemento tiene 12 grados de libertad en cada nodo: traslaciones, aceleraciones y velocidades en las direcciones nodales x , y y z , rotaciones sobre los ejes nodales x , y y z . Tiene un máximo de 100 puntos de integración [1]. El espesor se activa suavemente sobre el área del elemento, con la entrada de los cuatro nodos. Se puede activar un espesor constante o variable, para este último es necesario ingresar cuatro valores de espesor [2].

Los puntos de integración se encuentran en una coordenada relativa $S(i)$ y debe estar dentro del rango de -1 a 1. El factor de ponderación $WF(i)$ se utiliza para i -ésimo punto de integración y se calcula mediante la división del grosor asociado con el punto de integración. El elemento permite aplicar en los nodos aceleraciones y velocidades angulares en direcciones x , y y z , desplazamientos y fuerzas en cuerpos rígidos [1-2].

4.1.2. Modelo de elemento finito con elementos Shell

Para la construcción del modelo de elemento finito se partió del modelo CAD de los herramientas y la probeta dibujados como superficies, como se puede observar en la Figura 4.1.

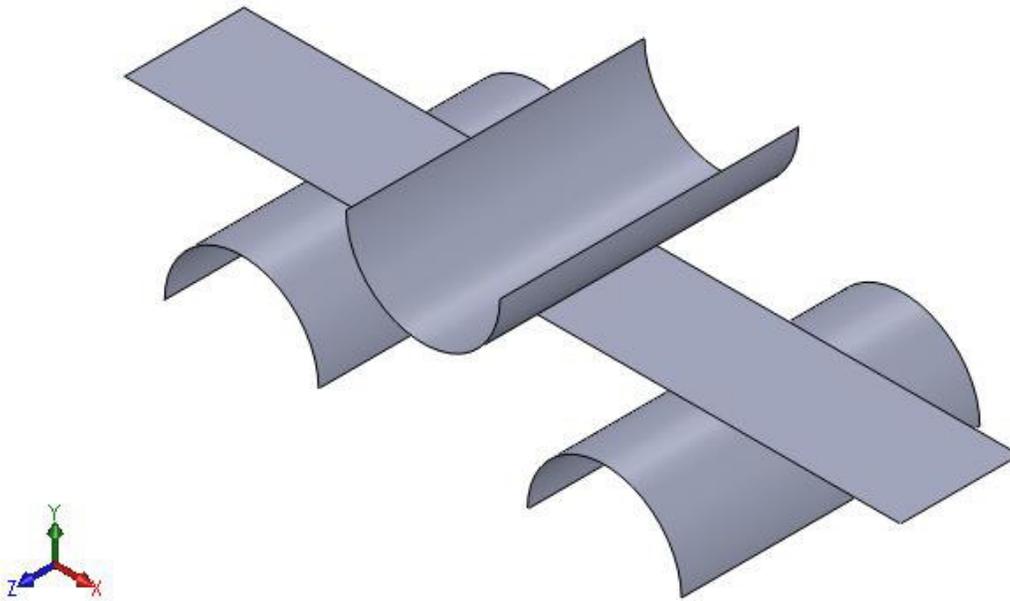


Figura 4.1 Diseño CAD con elementos superficie.

Debido a que los elementos shell trabajan sobre la superficie media para la definición de sus propiedades, es importante tomar en cuenta dentro del modelo de CAD el espesor de los herramientas y la lámina con el fin de evitar errores de penetración entre los componentes (ver Figura 4.2).

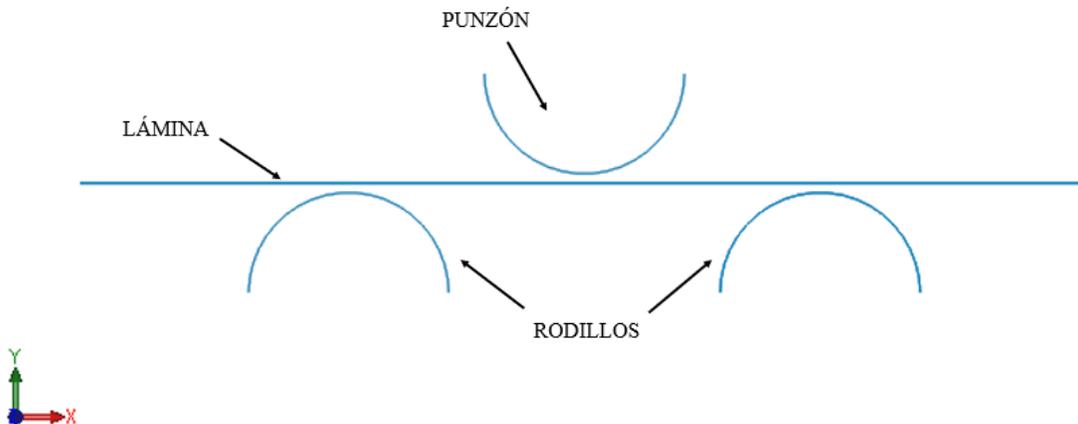


Figura 4.2 Vista frontal del modelo CAD utilizada para la simulación por MEF.

Las dimensiones utilizadas en el modelo CAD son listadas a continuación: radio de los rodillos y del punzón $R = 12.9 \text{ mm}$, la distancia entre los rodillos (claro) $C = 35 \text{ mm}$ y para la probeta una geometría rectangular de $130 \text{ mm} \times 20 \text{ mm} \times 1.07 \text{ mm}$. La geometría final fue exportada formato IGES al software ANSYS para realizar el pre-proceso.

Para los herramientales y la lámina se utilizó una malla mapeada con elementos hexaédricos de $1.44 \text{ mm} \times 1.44 \text{ mm}$ de lado y $0.5 \text{ mm} \times 0.5 \text{ mm}$, respectivamente. La geometría mallada se muestra en la Figura 4.3.

Las condiciones de frontera para los herramientales son activadas mediante la opción `PRESCRIBED_MOTION_RIGID`, en la que se define que los rodillos se encuentran totalmente restringidos y el punzón cuenta solamente con un grado de libertad en la dirección $-y$, el cuál es regido por la curva de tiempo vs. desplazamiento para cada ángulo deseado. Para la lámina se permiten desplazamientos en las direcciones x y y ; así como rotaciones en el eje z .

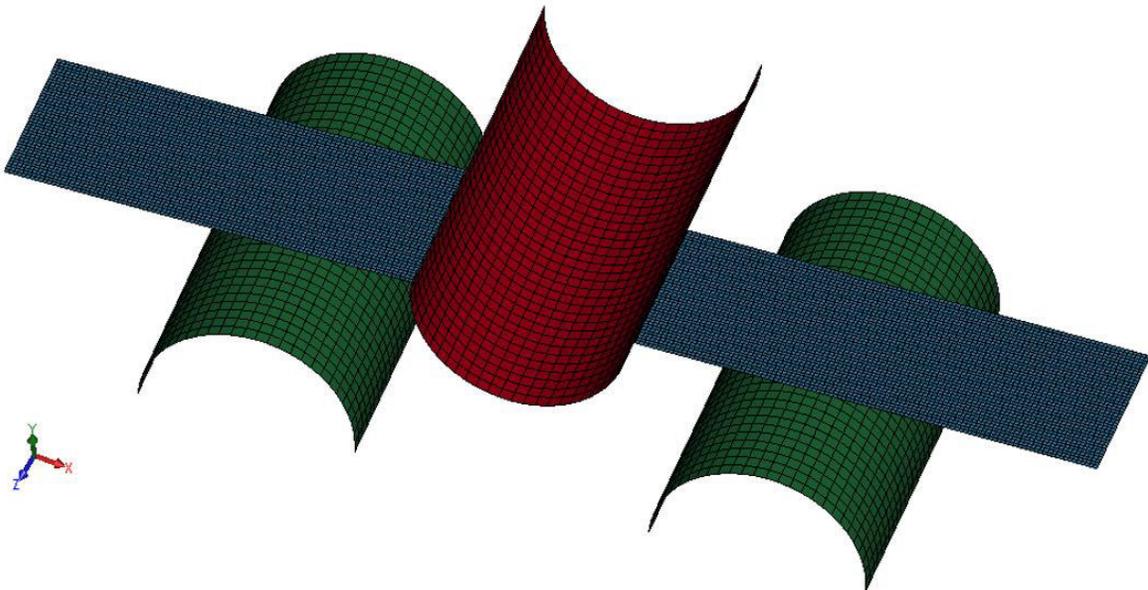


Figura 4.3 Mallado de las partes para la simulación de flexión con elementos shell.

Para asegurar la interacción entre las partes rígidas y la lámina se definieron dos pares de contactos utilizando la opción `CONTACT_FORMING_SURFACE_TO_SURFACE`, asumiendo un coeficiente de fricción estático de 0.1 para todos los componentes y un coeficiente de amortiguamiento de 20.

Los contactos de tipo `FORMING` se utilizan principalmente para las aplicaciones de formado de materiales. Para este tipo de contactos las herramientales y troqueles se definen típicamente

como la superficie objetivo (slave), mientras que la pieza de trabajo es la superficie de contacto (master). La conectividad que existe en la malla no es necesaria para estas opciones, lo que reduce la complejidad del contacto. Las opciones se basan en tipos de contacto automático, por lo tanto, son muy robustas [2].

4.1.3. Análisis de springback utilizando el archivo Dynain.

Durante el pre-proceso, es necesario activar el módulo INTERFACE_SPRINGBACK_LSDYNA para generar el archivo dynain, que contiene los datos de esfuerzo y deformación solamente de la lámina deformada. Debido a que para el análisis de springback se han retirado los herramientas, la lámina debe ser restringida para eliminar los movimientos de cuerpo rígido ocasionados por el libre movimiento de esta. De esta forma, se definen las restricciones para eliminar seis movimientos, tres traslaciones y tres rotaciones. En teoría se podría lograr limitando seis grados de libertad en un nodo, sin embargo, en la práctica esto induce un error numérico cuando se introduce el bloque de esas rotaciones [3]. Por lo tanto, lo recomendado es restringir en tres nodos, esto se logra activando BOUNDARY_SPC_NODE y aplicando las restricciones correspondientes como se observa en la Figura 4.4.

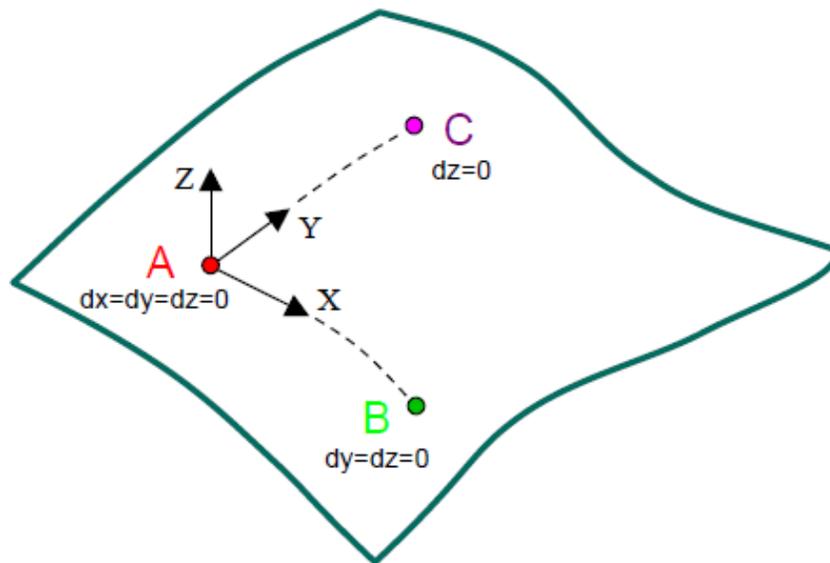


Figura 4.4 Diagrama de los nodos y sus restricciones [3].

4.1.4. Simulación del Springback con elementos Shell.

El tiempo de finalización y el tamaño del paso de tiempo determinan el número total del springback [3]. En general el análisis springback se realiza en un solo paso, activando la opción CONTROL_TERMINATION con un tiempo de terminación de 0.001 segundos. Debido a que el springback es una simulación de análisis implícito, se debe activar la opción de CONTROL_GENERAL y en IMFLAG.

4.2. Simulación con elementos Sólidos.

4.2.1. Elementos Sólidos.

Para la simulación con elementos sólidos se utilizó el elemento Solid 163, el cual se utiliza para el modelado tridimensional de estructuras sólidas. Este elemento esta defino por ocho nodos que tienen los siguientes grados de libertad: traslación, velocidad y aceleración en las direcciones x , y y z [1-2].

El elemento puede soportar cargas nodales y presiones, también las aceleraciones y las velocidades angulares en las direcciones x , y y z se pueden aplicar en los nodos. Se pueden ingresar cargas superficiales en las caras de los elementos, así como también se pueden aplicar desplazamientos [1-2].

No son válidos los elementos con volumen cero; por lo tanto, no se permite crear una geometría como superficie para la simulación con elementos sólidos, es necesario que exista un contacto entre los volúmenes, los volúmenes pueden ser enumerados evitando errores [1-2].

4.2.2. Modelo de elemento finito con elemento Sólidos.

En este caso se comenzó el modelo de elemento finito apartir de un dibujo CAD de los herramientas y la probeta como sólidos, como se observa en la Figura 4.5.

Se utilizaron las mismas dimensiones en este modelo CAD que en el modelo de que se usó para los elementos shell, estas dimensiones son listadas a continuación: el radio de los rodillos y del punzón $R = 12.9 \text{ mm}$ pero ahora un espesor de 1mm, la distancia entre los rodillos (claro) $C = 35 \text{ mm}$ y para la probeta una geometría rectangular de $130 \text{ mm} \times 20 \text{ mm} \times 1.07 \text{ mm}$. Sin embargo, en esta ocasión se pusieron en contacto todas las partes. Finalmente, la geometría fue exportada en formato IGES para seguir con el pre-proceso.

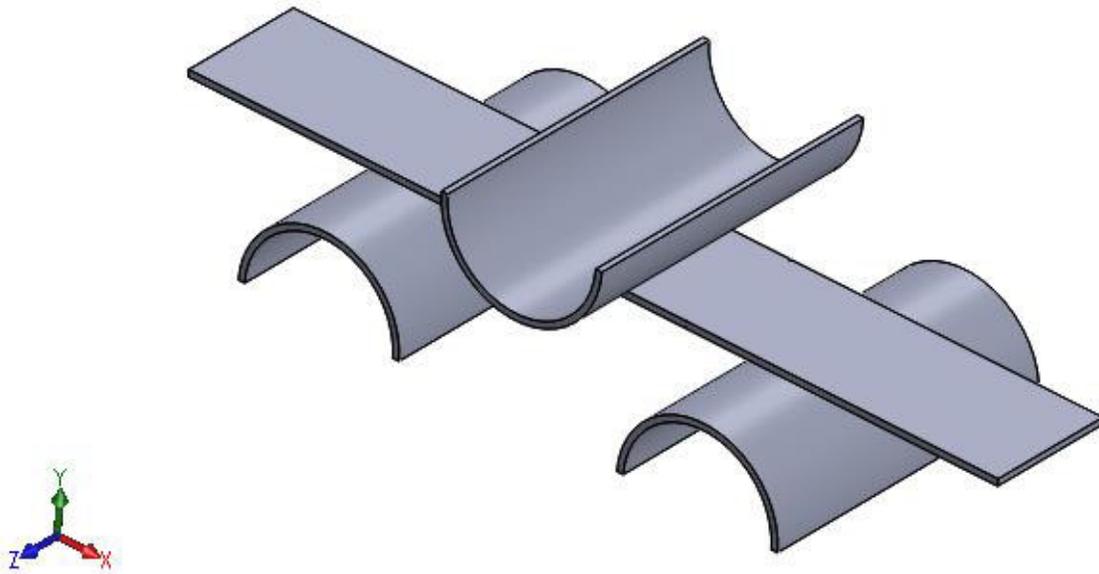


Figura 4.5 Diseño CAD con elemento sólidos.

Para esta simulación se utilizó un mallado mapeado con elementos hexaédricos. Para la lámina se utilizó un mallado más refinado en la parte central donde existe el contacto con el punzón, como se puede observar en la Figura 4.6.

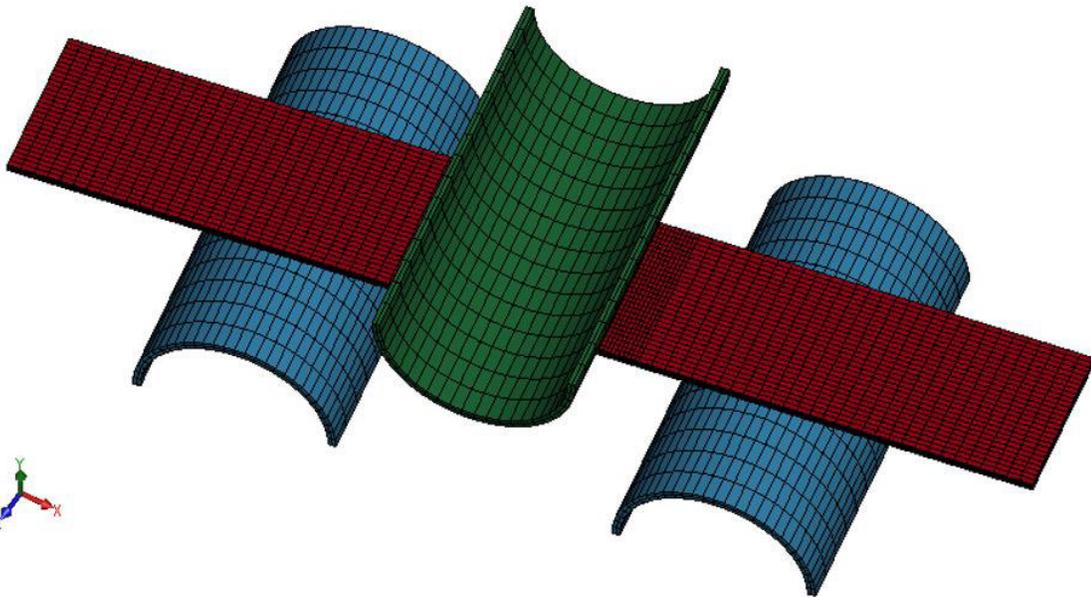


Figura 4.6 Mallado de las partes para la simulación de flexión con elementos sólidos.

El tamaño de los elementos en los herramentales fue de $1.35\text{ mm} \times 3.33\text{ mm}$ y en el espesor 0.5 mm ; para los extremos de lámina fueron de $1.66\text{ mm} \times 0.71\text{ mm}$ y en el espesor 0.107 mm , en el centro de $0.7\text{ mm} \times 0.5\text{ mm}$ y en el espesor 0.107 mm , se realizaron 10 divisiones en el

espesor, para poder evaluar los esfuerzos residuales a diferentes profundidades, como se aprecia en la Figura 4.7.



Figura 4.7 Malla de la lámina con elementos sólidos.

Al igual que para los elementos shell se asignaron los grados de libertad necesarios, se ingresaron las condiciones de frontera necesarias activando el módulo de BOUNDARY_PRESCRIBED_MOTION_RIGID, donde los rodillos se restringieron totalmente y al punzón se le asignó un desplazamiento solo en -y, junto con la curva que define el desplazamiento del punzón, la cual depende del ángulo requerido. También se activó la condición de frontera BOUNDARY_SPC_SET donde se restringió el movimiento de la lámina sobre el eje z y las rotaciones sobre los ejes x y y, permitiendo que el movimiento de la lámina sea el deseado.

En este caso se definieron los dos pares de contactos activando la opción CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE, asumiendo un coeficiente de fricción estático sin lubricación de 0.1 para todos los componentes y un coeficiente de amortiguamiento viscoso de 20. El algoritmo de este contacto se activa cuando un cuerpo penetra la superficie de otro, el contacto es un algoritmo que se utiliza comúnmente para cuerpos que tienen grandes áreas de contacto y las superficies de contacto son conocidas [1-2].

4.2.3. Simulación del springback con elementos Shell.

Para el análisis de springback se utilizó la misma metodología DYNAIN que se utilizó para los elementos shell, esta metodología es basada en un archivo de resultados. Al igual que para los elementos shell se activaron las opciones de CONTROL_TERMINATION,

CONTROL_GENERAL y DATABASE_BINARY_D3PLOT con los mismos valores que la simulación para elementos Shell, sin embargo, para la opción de BOUNDARY_SPC_NODE en esta ocasión las restricciones se ubicaron sobre el eje neutro de la lámina y en el centro de esta.

A diferencia de las simulaciones explícitas en las que los pequeños pasos se completan muy rápidamente, en la simulación implícita en intervalo de tiempo se incrementa para obtener la convergencia.

Los resultados de las simulaciones con elementos shell y sólidos son presentadas en el siguiente capítulo.

4.3. Referencias Capítulo 4

- [1] Guide, A. F. U. S. (2011). Ansys. Inc. Release, 14.
- [2] Hallquist, J. O. (2006). LS-DYNA Theory manual. Livermore software Technology corporation.
- [3] Maker, B. N., & Zhu, X. (2001). Input parameters for springback simulation using LS-DYNA. Livermore Software Technology Corporation.

Capítulo 5 - Análisis de resultados

5.1. Resultados de la prueba de flexión de tres puntos

Se realizaron las pruebas de flexión para validar los resultados obtenidos de las simulaciones por elemento finito para todos los tres ángulos analizados. La Figura 5.1 a) muestra la prueba de flexión en un estado de carga una vez logrado el ángulo objetivo; por otro lado, la Figura 5.1 b) muestra la descarga del material una vez que ha ocurrido el springback en el material. El análisis comparativo se basó primeramente en la respuesta del material utilizando las curvas carga vs. desplazamiento para cada uno de los ángulos analizados *i.e.* 30° , 45° y 60° . El segundo parámetro para evaluar el comportamiento del material fue el ángulo de springback una vez finalizada la prueba y retirados los instrumentales (ver Figura 5.1).



Figura 5.1 Ejemplo de la prueba de flexión antes y después de retirar el punzón al final de la prueba.

Las Figura 5.2, Figura 2.7, Figura 5.3 y Figura 5.4 muestran el análisis comparativo de las curvas carga vs. desplazamiento del experimento y las simulaciones realizadas con elementos shell y elementos sólidos para los ángulos de 30° , 45° y 60° , respectivamente. Como se puede observar en las gráficas, para todos los ángulos se obtuvo una buena aproximación de las simulaciones utilizando elementos shell y elementos sólidos con los resultados experimentales. Primeramente, para los elementos shell, se utilizó el criterio de cedencia Hill48-r que considera los coeficientes de anisotropía del material. Por otra parte, se observa que la simulación con elementos sólidos la cuál utilizó el modelo de endurecimiento Piecewise Linear Plasticity (MAT24) basado en la curva esfuerzo - deformación verdadera y el criterio de cedencia isotrópico de Von mises también presenta una buena aproximación a los datos experimentales.

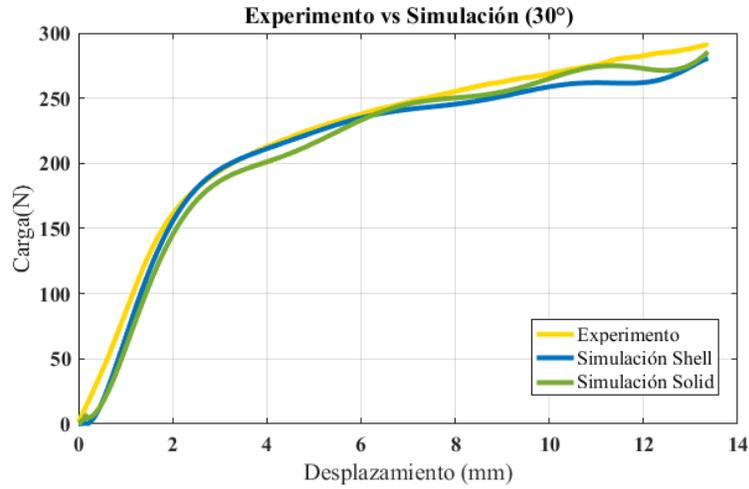


Figura 5.2 Análisis comparativo de la carga obtenida para la prueba de flexión de 30°.

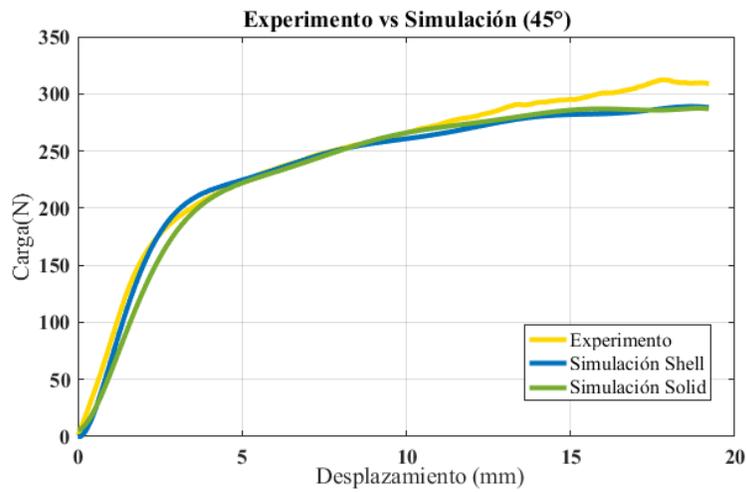


Figura 5.3 Análisis comparativo de la carga obtenida para la prueba de flexión de 45°.

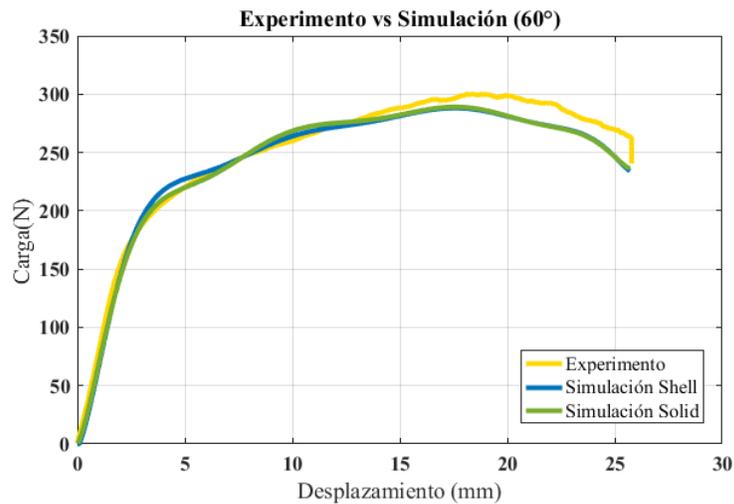


Figura 5.4 Análisis comparativo de la carga obtenida para la prueba de flexión de 60°.

El porcentaje de error para cada una de las gráficas es expresado en la Tabla 5-1 . Estas diferencias pueden ser atribuidas principalmente al aumento de la fricción durante la etapa final del experimento debido al área de contacto mayor entre el punzón y la lámina.

Tabla 5-1 Porcentaje de errores.

Ángulo	% Error Shell	% Error Solid
30°	5.36	4.22
45°	6.54	5.96
60°	7.17	6.26

5.2. Resultados de Springback

Se muestra la geometría de las probetas para cada uno de los ángulos analizados antes y después de la recuperación elástica del material en la Figura 5.5. El análisis de los resultados experimentales y aquellos obtenidos con la simulación con los elementos shell y sólidos son presentados en la Figura 5.6. Primeramente, para todos los ángulos se puede observar que la simulación por elemento finito utilizando ambos elementos desestima la recuperación elástica (springback) del material, esto se debe a que en ambos casos se utilizó un modelo de endurecimiento isotrópico que no reproduce de manera exacta el movimiento del eje neutro de la probeta que lleva a la generación de estados alternados de tensión-compresión al incrementarse el desplazamiento del punzón. Sin embargo, aunque el modelo con elementos shell considera la anisotropía del material en su superficie de cedencia, su influencia no es significativa para el análisis de springback. Por otro lado, como se observa en la Figura 5.6, la simulación con elementos sólidos predice de manera más cercana los resultados experimentales, especialmente cuando el ángulo de flexión se incrementa. Sin embargo, aún es necesaria la implementación de modelos avanzados de material que puedan reproducir de manera más precisa este fenómeno.

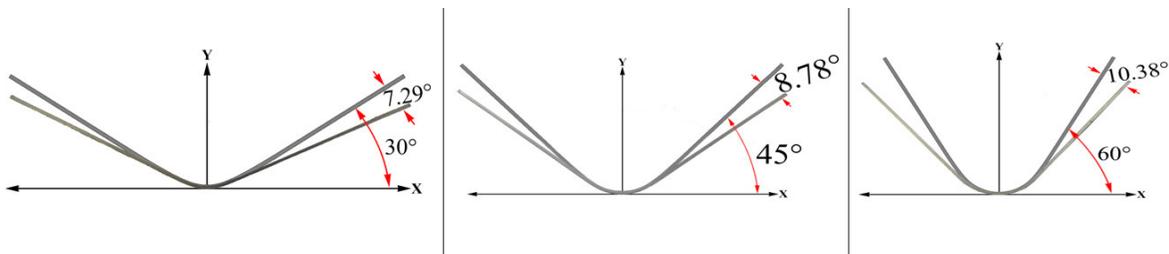


Figura 5.5 Resultados experimentales de la prueba de flexión antes y después de la recuperación elástica para cada uno de los ángulos analizados.

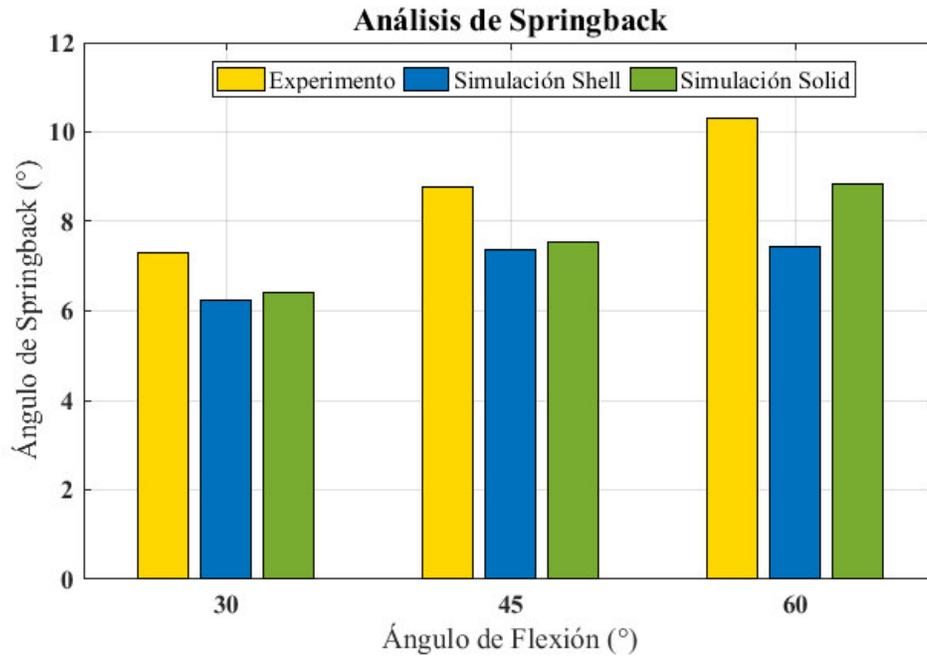


Figura 5.6 Análisis comparativo de los resultados de Springback para los ángulos de 30°, 45° y 60°.

5.3. Análisis de los resultados obtenidos de la medición de esfuerzos residuales.

Como se mencionó anteriormente los esfuerzos residuales fueron medidos mediante la técnica ESPI (ver Figura 5.7), de los cuales se realizaron dos mediciones para cada uno de los tres ángulos utilizados sobre la dirección σ_{xx} en la que se presenta el springback de la probeta. Para el análisis comparativo de estos resultados experimentales se utilizaron los obtenidos con la simulación utilizando elementos sólidos, ya que, al ser elementos tridimensionales, mostraron una mejor predicción del fenómeno de springback. La Figura 5.8 muestra los elementos considerados del modelo de elemento finito para el cálculo de los esfuerzos residuales, los cuáles se encuentran en la parte central sobre la superficie exterior hasta una profundidad de 0.325 mm hacia el centro de la probeta.

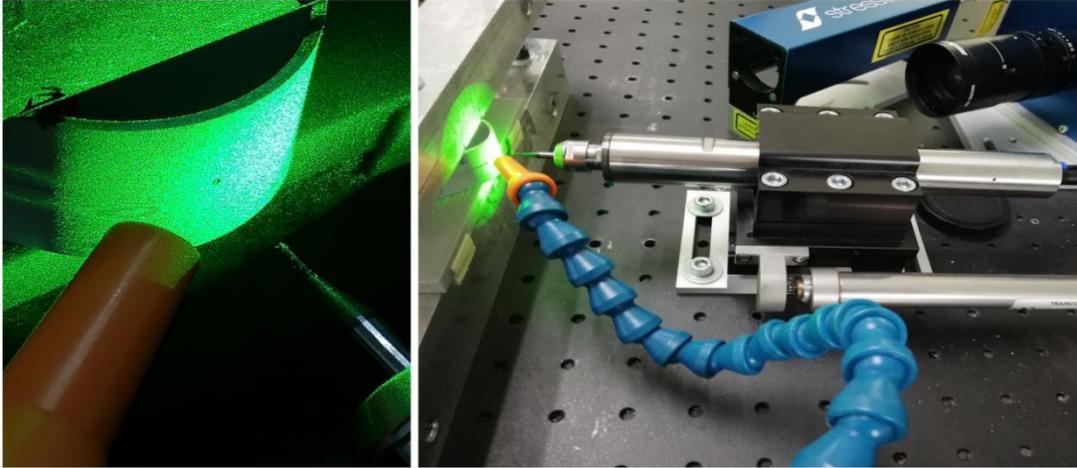


Figura 5.7 Medición de esfuerzos residuales por ESPI.

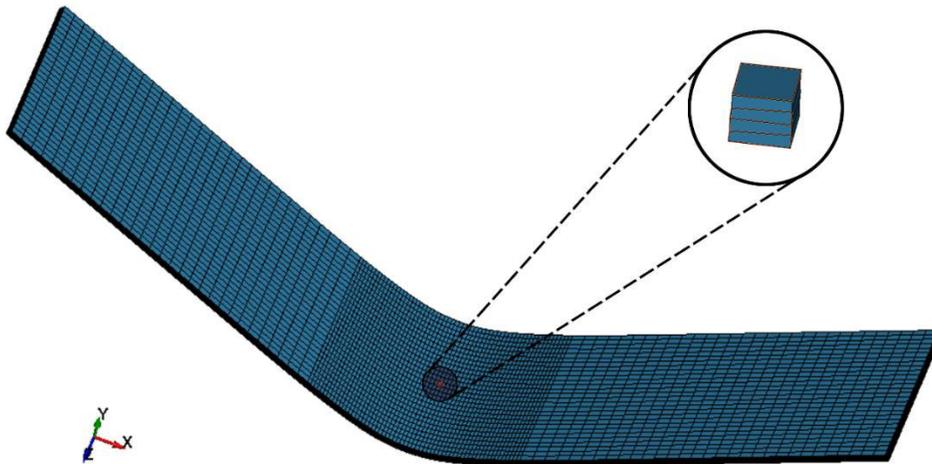


Figura 5.8 Ejemplo de la selección de elementos para el análisis de esfuerzos residuales en la simulación.

Los resultados obtenidos de los experimentos hasta una profundidad de 0.3 mm son mostrados en las Figuras 5.9 a) y b), 5.10 a) y b) y 5.11 a) y b) para los ángulos de 30° , 45° y 60° , respectivamente. Primeramente, la Figura 5.9 a) presenta los resultados de dos experimentos, así como su promedio para el ángulo de 30° . Se puede observar que aunque cualitativamente existe una tendencia similar entre los resultados, los cuáles indican un cambio en el estado de esfuerzos que va de compresión a tensión con el incremento de la profundidad a través del espesor, cuantitativamente existe una desviación estándar significativa, debido a esto el promedio de ambas mediciones es considerado para realizar el análisis comparativo con los resultados experimentales los cuáles son mostrados en la Figura 5.9 b), en los cuáles se observa que la simulación puede predecir de buena forma la

distribución de esfuerzos residuales en la probeta, a excepción de la profundidad de 0.225 mm en donde existe una diferencia mayor. El mismo procedimiento fue utilizado para las probetas de 45° y 60°, mostrados en las Figuras Figura 5.10 a) y b) y Figura 5.11 a) y b), respectivamente.

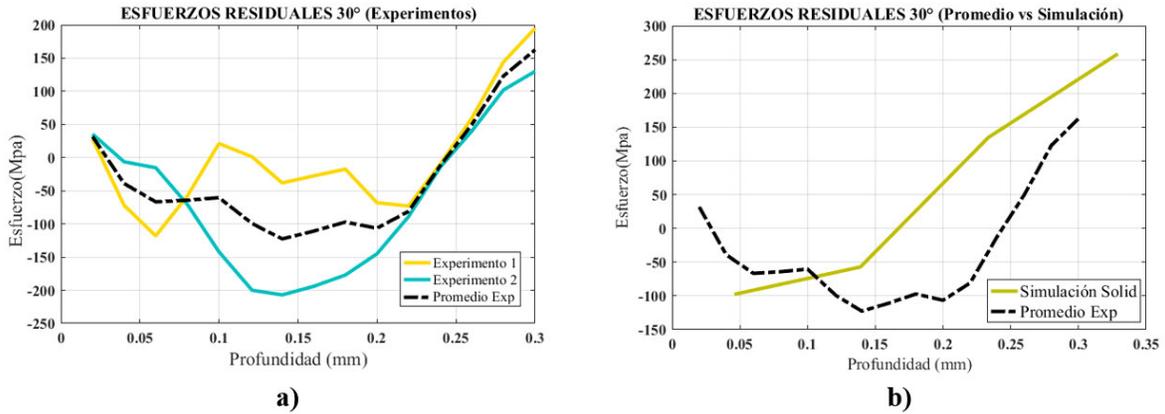


Figura 5.9 a) Resultados experimentales y su promedio para el ángulo de 30°, b) Comparación entre el promedio experimental y el resultado de la simulación para 30° en la dirección σ_{xx} .

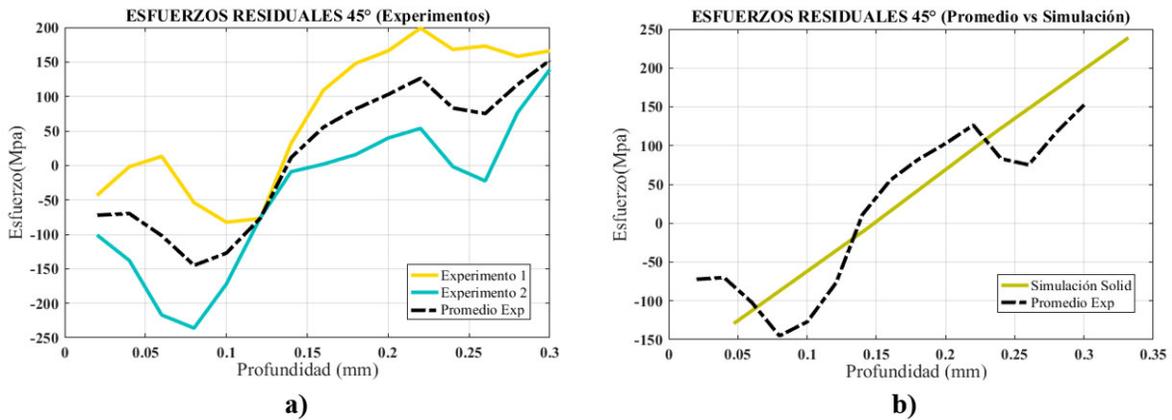


Figura 5.10 a) Resultados experimentales y su promedio para el ángulo de 45°, b) Comparación entre el promedio experimental y el resultado de la simulación para 45° en la dirección σ_{xx} .

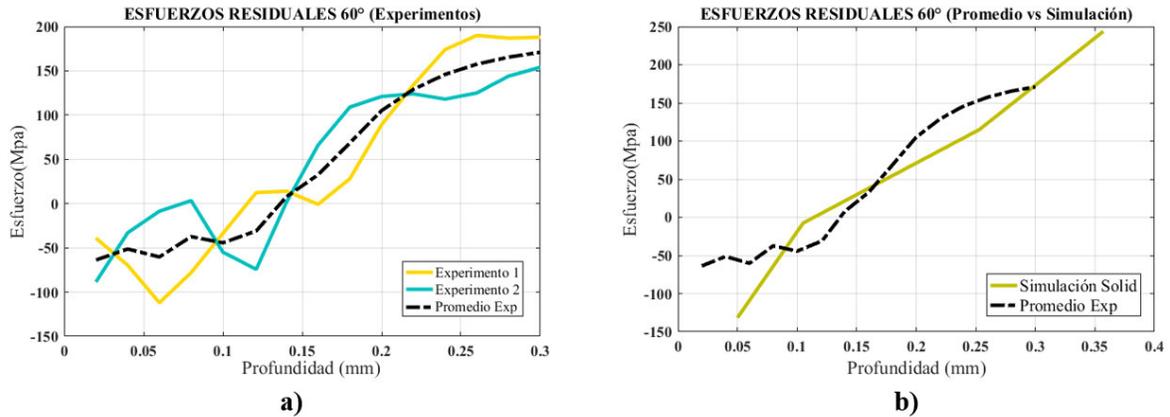


Figura 5.11 a) Resultados experimentales y su promedio para el ángulo de 60°, b) Comparación entre el promedio experimental y el resultado de la simulación para 60° en la dirección σ_{xx} .

La diferencia de estos resultados experimentales es atribuida a la geometría curva de la probeta, en el cuál, desde el punto de vista teórico, la medición por la técnica de ESPI depende de un vector de iluminación \vec{K}_1 y un vector de observación \vec{K}_2 , los cuáles al ser reflejados generan un vector de sensibilidad \vec{K} , mediante el cual el sistema considera los desplazamientos, como se muestra en el esquema de la Figura 5.12 para una superficie plana. Sin embargo, cuando el sistema es implementado sobre una superficie curva, tanto el haz de luz generado por el láser que está colocado en un ángulo α_1 no es capaz de iluminar forma homogénea toda la superficie. Del mismo modo, el vector de observación generado por la cámara el cual está colocado en un ángulo α_2 , no permite tener un enfoque homogéneo sobre la superficie curva. Debido a esto, el vector de sensibilidad reflejado no correspondería a el vector de sensibilidad \vec{K} , si no a una componente de este. Debido a esto, cualquier cambio en el ángulo de la superficie de la geometría al utilizar probetas diferentes para cada prueba, puede generar una respuesta diferente en el vector \vec{K} , el cuál es considerado para el cálculo de los desplazamientos teniendo una influencia sobre el cálculo de los esfuerzos residuales generados.

En la Figura 5.12 se muestra con azul la parte donde la iluminación no coincide con el objeto y con verde la parte donde no se alcanza a tener un buen enfoque, así como los nuevos vectores de iluminación \vec{K}'_1 , de observación \vec{K}'_2 y de sensibilidad \vec{K}' .

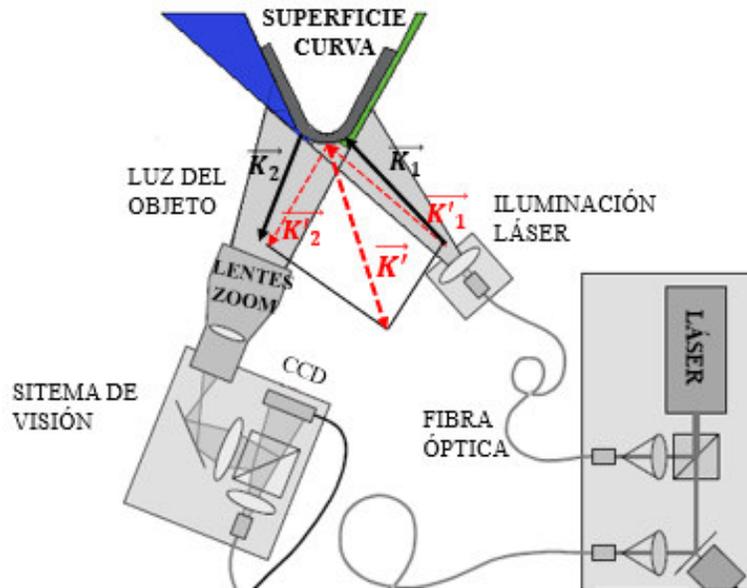


Figura 5.12 Configuración de la medición de esfuerzos residuales mediante la técnica ESPI sobre una superficie curva.

5.4. Análisis de los resultados obtenidos con calentamiento local

Para analizar la influencia del calentamiento local por láser en la distribución de esfuerzos residuales, las probetas se sometieron a una temperatura de 115°C durante 15 min. El sistema de montaje es mostrado en la Figura 5.13. Para no afectar la superficie externa donde se realizaron las mediciones de esfuerzos residuales, la probeta fue calentada por la parte posterior y la temperatura medida por la parte de la superficie externa.

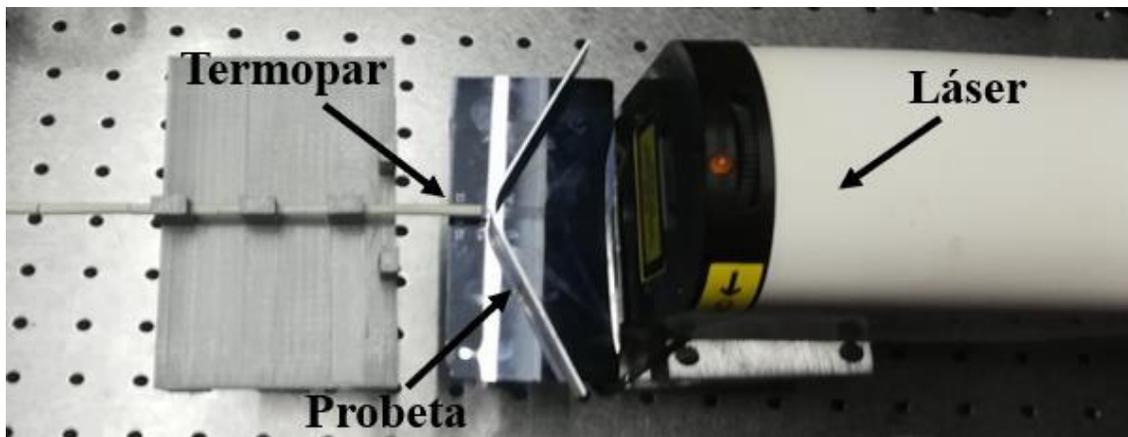


Figura 5.13 Sistema utilizado para el calentamiento láser a una probeta ya deformada.

Los resultados de la distribución de esfuerzos residuales σ_{xx} (sobre el eje x) en las probetas sin y con calentamiento láser mostrados en las Figuras 5.14, 5.15 y 5.16 para los ángulos de 30°, 45° y 60°, respectivamente.

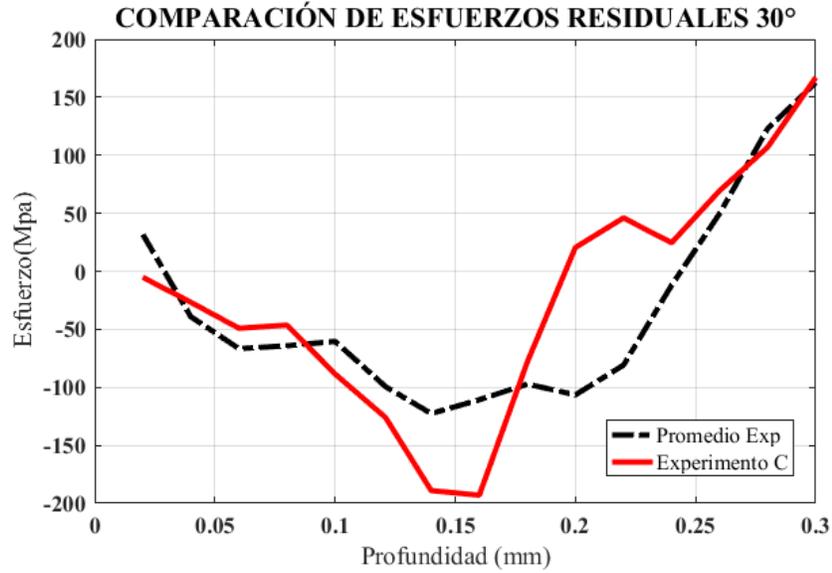


Figura 5.14 Análisis comparativo entre promedio experimental y el experimento después del calentamiento local para 30°.

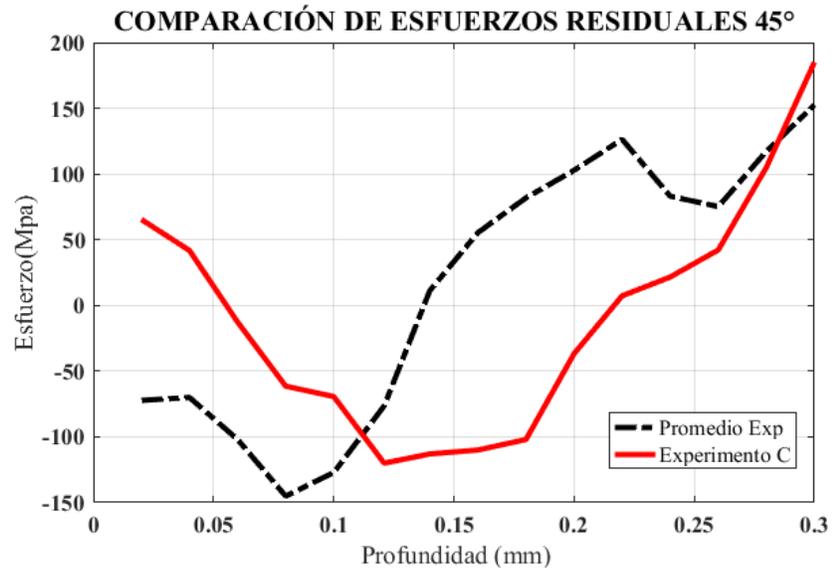


Figura 5.15 Análisis comparativo entre promedio experimental y el experimento después del calentamiento local para 45°.

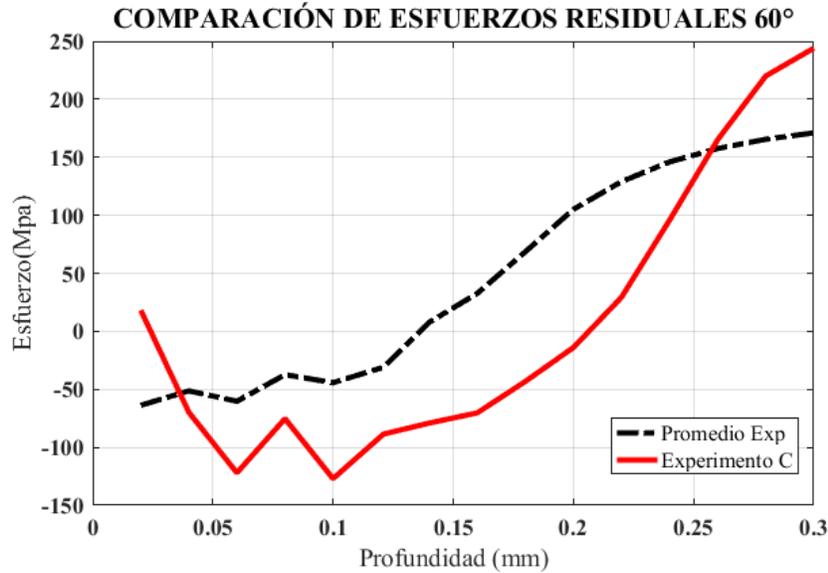


Figura 5.16 Análisis comparativo entre promedio experimental y el experimento después del calentamiento local para 60°.

De los resultados experimentales obtenidos utilizando el calentamiento local por láser para cada uno de los ángulos se pueden generar las siguientes conclusiones:

- Se puede observar que para la temperatura máxima alcanzada de 115°C existe un cambio poco significativo para el ángulo de 30°, mientras que una diferencia mayor es observada para los ángulos de 45° y 60°.
- Una de las razones de este comportamiento se atribuye al cambio en el ángulo de springback de las probetas medido después del calentamiento el cuál fue de 0.34° para la probeta de 30°, de 0.85° para la probeta de 45° y 1.94° para la probeta de 60°, lo cual origina un gradiente de esfuerzos, llevando a las probetas de 45° y 60° (en las que la recuperación elástica fue mayor) a esfuerzos de compresión cercanos a la superficie (0.1 a 0.25mm aproximadamente) y manteniendo la misma tendencia hacia el eje neutro.

Capítulo 6 - Conclusiones

Con base a lo desarrollado y observado a lo largo de este proyecto de tesis se pueden hacer las siguientes conclusiones:

1. De los resultados experimentales obtenidos de la prueba de flexión de tres puntos para el material TRIP440Y se puede concluir que la recuperación elástica (springback) es directamente proporcional al ángulo de flexión aplicado, por lo que es necesario investigar métodos de compensación para reducir este efecto.
2. Los resultados obtenidos de la simulación por elemento finito utilizando elementos shell y sólidos brindan una buena aproximación con los resultados experimentales en la curva carga vs. desplazamiento. Por otro lado, para el análisis de la recuperación elástica del material se pudo observar que, aunque ambos elementos desestiman los resultados experimentales, los elementos sólidos presentan una mejor aproximación debido a su formulación.
3. Se realizó el análisis comparativo de la medición de esfuerzos residuales utilizando la técnica ESPI y la simulación por elemento finito con elementos sólidos. Primeramente, de la técnica ESPI se pudo observar que existe una variación entre los resultados obtenidos de cada probeta para cada uno de los ángulos, esto es debido a que al tener una superficie curva los vectores de iluminación \vec{K}'_1 y de observación \vec{K}'_2 tienen influencia sobre el vector de sensibilidad \vec{K}' . Al comparar de forma cualitativa el promedio de los experimentos con los resultados de la simulación se obtiene una respuesta similar entre la tendencia de los resultados. Sin embargo, se requiere realizar trabajo de investigación para la respuesta de superficies curvas. La temperatura de 115°C aplicada mediante el calentamiento local por láser tiene influencia en la distribución de esfuerzos residuales y la recuperación elástica del material la cuál es más considerable cuando los ángulos de flexión se incrementan. Es importante analizar el efecto del incremento de la temperatura en la respuesta del material.
4. Es necesario continuar trabajando en el desarrollo experimental a fin de establecer una metodología para la calibración de superficies curvas, las cuales aún representan un reto para la técnica de ESPI. Para la simulación, se deben implementar modelos

de material que permitan predecir de manera más precisa la recuperación elástica de los materiales cuando estos son sujetos a cargas que generan estados de esfuerzos de tensión y compresión.

Salamanca, Gto., a 4 de mayo del 2020

M. en I. HERIBERTO GUTIÉRREZ MARTÍN
JEFE DE LA UNIDAD DE ADMINISTRACIÓN ESCOLAR
PRESENTE.-

Por medio de la presente, se otorga autorización para proceder a los trámites de impresión, empastado de tesis y titulación al alumno(a) Alan Eduardo Díaz Mendoza del *Programa de Maestría en* Ingeniería Mecánica y cuyo número de *NIA* es: 146768 del cual soy director. El título de la tesis es: Influencia del calentamiento local por láser en la distribución de esfuerzos residuales en pruebas de flexión de tres puntos para aceros AHSS.

Hago constar que he revisado dicho trabajo y he tenido comunicación con los sinodales asignados para la revisión de la tesis, por lo que no hay impedimento alguno para fijar la fecha de examen de titulación.

ATENTAMENTE



Dr. Gustavo Capilla González
DIRECTOR DE TESIS
SECRETARIO



Dr. Gustavo Capilla González
DIRECTOR DE TESIS



Dr. Eduardo Aquilera Gómez
PRESIDENTE



Dr. Héctor Plascencia Mora
VOCAL