



UNIVERSIDAD MICHOACANA
DE SAN NICOLAS DE HIDALGO



FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA

MAESTRÍA EN CIENCIAS DE LA INGENIERÍA MECÁNICA

TESIS:

“DETERMINACIÓN Y ANÁLISIS DE PROPIEDADES MECÁNICAS DE
MATERIALES COMPUESTOS UTILIZADOS EN ÁLABES DE
TURBINAS EÓLICAS DE MANUFACTURA NACIONAL”

Que para obtener el grado de Maestro en Ciencias de la Ingeniería Mecánica.

Presenta:

Ing. Carlos Alberto Magaña Arana

Asesor:

Dr. Luis Béjar Gómez

Co-asesor:

Dr. Víctor López Garza

MORELIA, MICHOACÁN MAYO 2022



Agradecimientos

Quiero agradecer a todos mis familiares y amigos que me estuvieron apoyando moralmente al motivarme para finalizar este nuevo nivel profesional que me propuse, a pesar de las dificultades por las condiciones de la pandemia. También quiero agradecer a la Facultad de Ingeniería Mecánica de la Universidad de San Nicolás de Hidalgo, por la aceptación a su programa de posgrado. A los doctores, Dr. Luis Béjar Gómez y al Dr. Víctor López Garza por brindarme todo su apoyo y conocimientos en cada piedra del camino que tenía, así como sus consejos y confianza para poder realizar una estancia en el centro de investigación CIATEQ.

Quiero agradecer al centro de investigación CIATEQ, sede Querétaro, como a su personal del área de turbomáquinas, el M.C. José Luis Colin, Ing. Rafael Gómez Bautista y al Ing. Isaías Avalos, por el apoyo, los conocimientos y los cursos que me dieron para poder comprender mejor el proceso de infusión y los detalles que estos conllevan. Así como el permitirme hacer el mismo proceso de infusión en sus instalaciones.

De igual manera quiero agradecer al Instituto de Metalurgia en la Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo por permitirme hacer los ensayos mecánicos y al Posgrado de Ingeniería Mecánica por todos los cursos y clases que me impartieron.

Agradezco al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología (CONACYT) por el apoyo económico que recibí debido a la beca nacional para poder realizar la maestría.

Por último, pero no menos importante, quiero agradecer de todo corazón a mi madre Elizabeth Arana Ortega, por estar siempre al pendiente de mí y apoyarme en todas las nuevas etapas que me propongo.

Resumen

Este trabajo está enfocado en la determinación de las propiedades mecánicas a tensión para un material compuesto reforzado con fibras de vidrio uniaxial y una matriz polimérica a través de ensayos mecánicos, utilizado en los álabes de una turbina eólica de manufactura nacional, aplicando las condiciones que marca la norma ISO 527-1 y la norma ISO 527-5.

Las propiedades mecánicas obtenidas y analizadas fueron los Módulos de elasticidad, los esfuerzos máximos, las deformaciones unitarias y el coeficiente de Poisson. Se determinan de antemano los resultados teóricos esperados y se utilizaron dichos datos en el programa computacional de elemento finito ANSYS para estimar la falla real y observar las deformaciones contra las cargas aplicadas.

Donde la determinación de los esfuerzos principales, las deformaciones en las direcciones principales denominadas (x,y,z) son determinadas teóricamente por el método de fracción volumétrica utilizando datos de fichas técnicas proporcionadas por los proveedores dirigidas para el centro de investigación CIATEQ, con sede en Querétaro.

Para el proceso experimental, se fabricaron las probetas en el centro de investigación CIATEQ, y se realizaron los ensayos mecánicos en la maquina universidad, prestada del Instituto de Metalurgia en la Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo.

Al final se compararon ambos resultados y se observó que se obtuvieron mejores resultados en las pruebas experimentales que las estimadas, obteniendo de igual manera el parámetro de incertidumbre. Dando entrada a futuras investigaciones para la determinación de las otras componentes mecánicas de dicho material compuesto y poder estimar la falla en los álabes de manufactura nacional, a través del programa computacional de elemento finito.

Material compuesto reforzado con fibra de vidrio, propiedades mecánicas, fracción volumétrica, turbinas eólicas, manufactura de álabes.

Abstract

This work is focused on the determination of the tensile mechanical properties of a composite material reinforced with uniaxial glass fibers and a polymeric matrix through mechanical test, used in the blades of a wind turbine of national manufacture, applying the conditions established by ISO 527-1 and ISO 527-5.

The mechanical properties obtained and analyzed were the modulus of elasticity, maximum stress, unit deformations and Poisson's ratio. The expected theoretical results were determined beforehand and these data were used in the ANSYS finite element computer program to estimate the real failure and to observe the deformations against the applied loads.

Where the determination of the principal stresses, the deformations in the principal directions (x,y,z) are determined theoretically by the volume fraction method using data from technical data sheets provided by the suppliers directed to the CIATEQ research center in Queretaro.

For the experimental process, specimens were fabricated at the CIATEQ research center, and mechanical test were performed on the university machine, on loan from the Institute of Metallurgy at the Universidad Michoacana de San Nicalás de Hidalgo.

At the end, both results were compared and it was observed that better results were obtained in the experimental test than the estimated ones, obtaining in the same way the uncertainty parameter. This gave way to future research to determine the other mechanical components of this composite material and to be able to estimate the failure in the blades of national manufacture, through the finite element computational program.

Índice general

| | |
|------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Agradecimientos | 2 |
| Resumen | 3 |
| Abstract..... | 4 |
| Índice de Figuras | 8 |
| Índice de Tablas..... | 11 |
| Capítulo 1 | 12 |
| 1.1. Introducción | 13 |
| 1.2. Estado del Arte | 14 |
| 1.3. Planteamiento del problema..... | 19 |
| 1.4. Objetivos | 19 |
| Objetivo general..... | 19 |
| Objetivos específicos..... | 19 |
| 1.5. Hipótesis..... | 20 |
| 1.6. Justificación | 20 |
| Capítulo 2 | 21 |
| 2.1. Energía eólica | 22 |
| 2.2. Orígenes de las turbinas eólicas | 22 |
| 2.3. Turbina eólica..... | 23 |
| 2.3.1 Turbina eólica de eje horizontal | 23 |
| 2.3.2 Turbina eólica de eje vertical..... | 24 |
| 2.3.3. Turbinas Savonius..... | 25 |
| 2.3.4 Turbina Darrieus..... | 25 |
| 2.4. Principios físicos de la conversión de energía eólica | 26 |
| 2.4.1 Teoría elemental el momento de Betz | 27 |
| 2.4.2. Teoría del disco actuador con pérdidas por el factor de inducción. | 29 |
| 2.4.3 Teoría de momentum considerando perdidas por el factor de inducción..... | 30 |
| 2.5 Coeficiente de potencia considerando perdidas por el factor de inducción axial | 31 |
| 2.6 Convertidores de energía eólica utilizando arrastre o sustentación aerodinámica..... | 32 |
| 2.6.1. Dispositivos de arrastre | 33 |

| | | |
|----------|---------------------------------------------------------------------------------------|----|
| 2.6.2. | Rotores usando sustentación aerodinámica..... | 34 |
| 2.7 | Rotores Aerodinámicos | 35 |
| 2.7.1. | Cálculos y modelos matemáticos | 35 |
| 2.7.2. | Características de la potencia del rotor | 36 |
| 2.7.3. | Control de potencia aerodinámico | 38 |
| 2.8. | Aerodinámica de rotores de eje vertical | 38 |
| 2.9. | Cargas y esfuerzos estructurales | 40 |
| 2.10. | Materiales compuestos | 41 |
| 2.10.1. | Fibras | 42 |
| 2.10.2. | Fibra de vidrio..... | 42 |
| 2.10.3. | Fibra de carbono..... | 43 |
| 2.10.4. | Resinas..... | 44 |
| 2.10.5. | Manufactura de láminas de materiales compuestos reforzados con fibras | 45 |
| 2.10.5.1 | Pultrusión | 45 |
| 2.10.5.2 | Moldeado por transferencia de resina RTM | 46 |
| 2.10.5.3 | Compuesto de moldeo en lámina SMC..... | 47 |
| 2.10.5.4 | Infusión..... | 48 |
| 2.10.5.5 | Pre – impregnado | 48 |
| 2.10.5.6 | Enrollamiento de filamento | 49 |
| 2.10.5.7 | Laminas..... | 49 |
| 2.10.6. | Comportamiento mecánico de los materiales compuestos..... | 51 |
| 2.10.7. | Rigidez y constantes de ingeniería para materiales ortotrópicos | 53 |
| 2.10.8. | Materiales ortotrópicos..... | 56 |
| 2.10.9. | Relación de esfuerzo deformación para un plano de esfuerzo en un material ortotrópico | 56 |
| 2.11. | Resistencia de una lámina ortotrópica | 60 |
| 2.12. | Comportamiento micromecánico de una lámina | 63 |
| 2.13. | Determinación de $E1$ | 65 |
| 2.14. | Determinación de $E2$ | 67 |
| 2.15. | Determinación de $\nu12$ | 68 |
| 2.16. | Consideraciones del coeficiente de Poisson para materiales ortótropos | 69 |
| 2.17. | Determinación de $G12$ | 69 |

| | | |
|------------------|-------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 2.18. | Criterios para la resistencia biaxial de una lámina ortotrópico..... | 71 |
| 2.19. | Teoría del esfuerzo máximo | 71 |
| 2.20. | Teoría de la deformación unitaria máxima..... | 73 |
| 2.21. | Teoría de Tsai – Hill..... | 76 |
| 2.22. | Teoría del Tensor Tsai - Wu | 78 |
| 2.3. | Principios del elemento finito | 80 |
| Capítulo 3 | | 82 |
| 3.1. | Procedimientos | 83 |
| 3.2. | Plan de trabajo para fabricación de probetas..... | 84 |
| 3.2.1 | Norma ISO 527-1 | 84 |
| 3.2.2 | Norma ISO 527-4 | 86 |
| 3.2.3 | Norma ISO 527-5 | 90 |
| 3.3. | Determinación de la fracción volumétrica..... | 95 |
| 3.4. | Utilización de programa computacional ANSYS para analizar el comportamiento de las láminas..... | 98 |
| 3.5. | Fabricación de probetas | 101 |
| 3.6. | Pegado de galgas extensiométricas..... | 107 |
| Capítulo 4 | | 111 |
| 4.1. | Calculo teórico..... | 112 |
| 4.2. | Simulación de probetas | 114 |
| 4.3. | Ensayos mecánicos de tensión | 116 |
| 4.4. | Resultados..... | 122 |
| 4.5. | Análisis de los resultados..... | 129 |
| Capítulo 5 | | 131 |
| 5.1. | Conclusiones | 132 |
| 5.2. | Recomendaciones | 133 |
| Referencias..... | | 134 |
| ANEXOS..... | | 137 |
| ANEXO 1 | | 137 |
| ANEXO 2 | | 138 |

Índice de Figuras

| | |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Figura 2.1 Vista de sección y operación mecánica de turbina Savonius (Rakesh Kumar K. R., 2018) | 25 |
| Figura 2.2 Concepto de rotores de eje vertical (Hau, 2006) | 26 |
| Figura 2.3 Condiciones de flujo de acuerdo a la teoría elemental de momentum (Hau, 2006) | 28 |
| Figura 2.4 Condiciones de flujo y fuerzas aerodinámicas con un dispositivo de arrastre (Hau, 2006) | 33 |
| Figura 2.5 Fuerzas aerodinámicas actuando sobre un perfil aerodinámico expuesto a las corrientes del viento (Hau, 2006) | 34 |
| Figura 2.6 Teoría extendida del momento, tomando en consideración el giro de la estela del rotor (Hau, 2006) | 36 |
| Figura 2.7 Velocidades de flujo y fuerzas aerodinámicas en los álabes de un rotor de eje vertical (Hau, 2006) | 39 |
| Figura 2.8 Variación del torque de un álabe de un rotor de eje vertical, durante la rotación (Hau, 2006) | 39 |
| Figura 2.9 Variación del torque de un rotor de eje vertical, durante la rotación con 2 y 3 álabes (Hau, 2006) | 40 |
| Figura 2.10 Ilustración de largueros o vigas, utilizados en algunos álabes para dar una mayor rigidez al mismo (Fuente CIATEQ) | 44 |
| Figura 2.11 Proceso de Pultrusión (Teth Azrael Cortés Aguilar, 2020) | 45 |
| Figura 2.12 Ciclo de curado para un proceso de Pultrusión (Teth Azrael Cortés Aguilar, 2020) | 46 |
| Figura 2.13 Proceso de moldeo por transferencia de resina RTM (Teth Azrael Cortés Aguilar, 2020) | 47 |
| Figura 2.14 Proceso de fabricación de láminas SMC (Teth Azrael Cortés Aguilar, 2020) | 47 |
| Figura 2.15 Proceso de moldeo por infusión de resina (Teth Azrael Cortés Aguilar, 2020) | 48 |
| Figura 2.16 Proceso de impresión del material pre – impregnado (Teth Azrael Cortés Aguilar, 2020) | 49 |
| Figura 2.17 Procesos de conformado por enrollamiento de filamento (Teth Azrael Cortés Aguilar, 2020) | 49 |
| Figura 2.18 Lamina con fibras uniaxiales y lamina con fibras tejidas (Jones, 1999) | 50 |
| Figura 2.19 Construcción de laminado con materiales compuestos en diversas orientaciones (Jones, 1999) | 50 |
| Figura 2.20 Comportamiento mecánico de diversos materiales (Jones, 1999) | 51 |
| Figura 2.21 Esfuerzos principales y cortantes en un elemento (Jones, 1999) | 52 |
| Figura 2.22 Diferencia entre v_{12} y v_{21} para el esfuerzo en la dirección 1 y 2, respectivamente. (Jones, 1999) | 54 |
| Figura 2.23 Lámina reforzada unidireccionalmente (Jones, 1999) | 57 |
| Figura 2.24 Simetría física de una lámina reforzada unidireccionalmente (Jones, 1999) | 60 |
| Figura 2.25 Esfuerzos fundamentales para una lámina reforzada unidireccionalmente (Jones, 1999) | 61 |

| | |
|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figura 2.26 Esfuerzo cortante en las coordenadas principales del material (Jones, 1999)..... | 62 |
| Figura 2.27 Esfuerzo cortante a 45° de las direcciones principales del material (Jones, 1999) | 62 |
| Figura 2.28 Cuestiones básicas de la micromecánica (Jones, 1999) | 63 |
| Figura 2.29 Representación de las cargas en la dirección principal 1 (Jones, 1999)..... | 65 |
| Figura 2.30 Representación de las cargas en la dirección principal 2 (Jones, 1999)..... | 67 |
| Figura 2.31 Representación de las cargas y deformaciones en la dirección principal 1 (Jones, 1999) | 68 |
| Figura 2.32 Representación de un elemento volumétrico cargado en cortante (Jones, 1999) | 70 |
| Figura 2.33 Falla por fractura y teoría de elasticidad (Jones, 1999) | 71 |
| Figura 2.34 Transformación de esfuerzos debido a carga uniaxial, a esfuerzos en las direcciones principales de los ejes del material (Jones, 1999)..... | 72 |
| Figura 2.35 Sección transversal de una lámina uniaxial (Jones, 1999) | 77 |
| | |
| Figura 3 1 Ejes de simetría del material compuesto (ISO 527-4)..... | 86 |
| Figura 3 2 Curva de esfuerzo deformación (ISO 527-4)..... | 87 |
| Figura 3 3 Probeta tipo 2 (ISO 527-4) | 88 |
| Figura 3 4 Probeta tipo 3 (ISO 527-4) | 88 |
| Figura 3 5 Ejes de simetría para el material compuesto (ISO 527-5)..... | 91 |
| Figura 3 6 Dimensiones de los tipos de especímenes (ISO 527-5)..... | 91 |
| Figura 3 7 Curva de esfuerzo deformación (ISO 527-5)..... | 93 |
| Figura 3 8 Colocación de lengüetas en las probetas (ISO 527-5)..... | 94 |
| Figura 3 9 Colocación de galgas extensiométricas (ISO 527-5)..... | 94 |
| Figura 3 10 Aplicación de capas de cera desmoldante sobre el molde | 95 |
| Figura 3 11 Delimitación de zona de infusión y aplicación de película desmoldante | 96 |
| Figura 3 12 Corte y posicionamiento de las fibras sobre el molde | 96 |
| Figura 3 13 Posicionamiento de los consumibles para el proceso de infusión | 96 |
| Figura 3 14 Control del manómetro | 97 |
| Figura 3 15 Preparación de mezcla entre resina y catalizador | 97 |
| Figura 3 16 Placas resultantes del proceso de infusión, a) Fibra uniaxial, b) Fibra biaxial, c) Fibra triaxial, d) Fibra de carbono uniaxial..... | 98 |
| Figura 3 17 Creación de análisis estructural estático | 99 |
| Figura 3 18 Creación de la geometría a analizar..... | 99 |
| Figura 3 19 Creación de capas y orientación de las fibras, uniaxial | 100 |
| Figura 3 20 Definición de las condiciones de frontera..... | 100 |
| Figura 3 21 Desarrollo del análisis computacional | 100 |
| Figura 3 22 Diagrama de flujo para las láminas, vista superior | 102 |
| Figura 3 23 Diagrama de flujo para las láminas, vista frontal | 102 |
| Figura 3 24 Pegado de cinta taky tape y aplicación de película desmoldante | 103 |
| Figura 3 25 Marcado y corte de las capas de fibra de vidrio para el laminado..... | 103 |
| Figura 3 26 Orientando las fibras y colocación de consumibles | 104 |
| Figura 3 27 Prueba de vacío y búsqueda de fugas de aire..... | 104 |

| | |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figura 3 28 Preparación de la matriz e inicio del proceso de infusión..... | 105 |
| Figura 3 29 Control de la temperatura durante el proceso de infusión para mantener un curado uniforme | 105 |
| Figura 3 30 Desmoldeo de la lámina de fibra de vidrio reforzadas con resina epoxi | 106 |
| Figura 3 31 Plano del primer corte con disco de diamante y marcado de la lamina | 106 |
| Figura 3 32 Plano del segundo corte con chorro de agua, para obtener las probetas | 107 |
| Figura 3 33 Revisión de las dimensiones de las probetas después del corte con chorro de agua .. | 107 |
| Figura 3 34 Lijado superficial en la zona central de la probeta..... | 108 |
| Figura 3 35 Colocado y pegado de la galga extensiométrica sobre las probetas | 108 |
| Figura 3 36 Proceso de soldado entre cables y las galgas extensiométricas | 109 |
| Figura 3 37 Revisión de la conductividad en las galgas extensiométricas para cada probeta | 109 |
| Figura 3 38 Micro measurements, para medir las micro deformaciones | 109 |
| | |
| Figura 4 1 Orientación de las fibras de vidrio a 0° para la simulación | 114 |
| Figura 4 2 Orientación de las fibras de vidrio a 90° para la simulación | 114 |
| Figura 4 3 Esfuerzo máximo en la dirección x, para los datos teóricos en relación del teorema de fracción volumétrica | 115 |
| Figura 4 4 Esfuerzo máximo en la dirección y, para los datos teóricos en relación del teorema de fracción volumétrica | 115 |
| Figura 4 5 Sistema servohidráulico de pruebas Landmark (MTS) | 116 |
| Figura 4 6 Alineación de la probeta y posicionamiento del extensómetro axial. | 117 |
| Figura 4 7 Conexión de los cables de la galga extensiométrica en el lector “micro measurements” modelo MM01-120..... | 117 |
| Figura 4 8 Fractura longitudinal al eje de la carga para las probetas tipo A | 118 |
| Figura 4 9 Curvas de esfuerzo contra deformación para las probetas tipo A | 119 |
| Figura 4 10 Fallas perpendiculares al eje de la carga para las probetas tipo B | 119 |
| Figura 4 11 Fallas perpendiculares al eje de la carga para las probetas tipo B | 120 |
| Figura 4 12 Curvas de esfuerzo contra deformación para las probetas tipo B | 120 |

Índice de Tablas

| | |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Tabla 3.1 Dimensiones de las probetas según el tipo de espécimen, tipo 2 y tipo 3 (ISO 527-4) | 89 |
| Tabla 3.2 Dimensiones de probetas según el tipo de espécimen (ISO 527-5) | 92 |
| Tabla 3 Dimensiones de probetas según el tipo de espécimen (ISO 527-5) | 92 |
| Tabla 3.4 Cantidad de consumibles para la fabricación de las láminas para las probetas | 101 |
| | |
| Tabla 4 1 Resultados de los pesos del material compuesto | 112 |
| Tabla 4 2 Resultados experimentales y datos del proveedor para la fracción volumétrica | 113 |
| Tabla 4 3 Resultados teóricos del módulo de elasticidad, el esfuerzo máximo y la deformación unitaria | 113 |
| Tabla 4 4 Esfuerzos para las probetas de simulación teórica | 116 |
| Tabla 4 5 Datos experimentales obtenidos de la Figura 4.9 | 122 |
| Tabla 4 6 Datos experimentales obtenidos de la Figura 4.12 | 123 |
| Tabla 4 7 Resultados experimentales analizados con el factor de incertidumbre típica, equivalente a la media | 125 |
| Tabla 4 8 Desviación típica experimental para las variables mecánicas | 127 |
| Tabla 4 9 Coeficientes de variación para ambos tipos de probetas | 128 |
| Tabla 4 10 Análisis de los resultados mediante parámetro de incertidumbre R_k | 129 |

Capítulo 1

1.1. Introducción

En la actualidad la demanda de energía eléctrica es cada vez mayor, siendo el caso de México, la adquisición mayoritaria de dicho recurso es a través de la quema de combustibles fósiles o quema de carbón ocasionando una gran contaminación. Una de las alternativas que han surgido desde hace tiempo son las energías limpias o alternativas, las cuales se consideran no contaminantes durante el proceso de funcionamiento, pero de igual manera contaminan en el proceso de manufactura como el residuo del material que se queda al finalizar su vida útil. En el caso de las turbinas eólicas, existen principalmente dos grupos, las llamadas turbinas eólicas de eje horizontal, por sus siglas en inglés (HAWTs) las cuales predominan por la cantidad de potencia energética que pueden proveer y las llamadas turbinas eólicas de eje vertical, por sus siglas en inglés (VAWTs), las cuales se caracterizan principalmente por la baja potencia energética que suministran, sin embargo poseen ciertas características como el funcionamiento a bajas velocidades a diferencias de las horizontales (Hau, 2006).

Las HAWTs han sido utilizadas desde hace varios años y en mayor medida con el paso del tiempo, debido, a las grandes cantidades de energía generadas por las mismas. Sin embargo, también tienen sus limitantes, uno de los factores que influyen en ello es la dimensión total de la turbina y de los álabes que la componen, lo cual afecta en cierta forma la fauna y flora, como también generar mucho ruido. Debido a esto, se establecen las denominadas “granjas eólicas”, las cuales son construidas en zonas retiradas de las ciudades, así como también debido a las altas velocidades del viento que requieren para obtener la mayor eficiencia posible a las que fueron diseñadas. Por otro lado, se requiere un mayor gasto inicial para sus instalaciones y el mantenimiento que conllevan, con el paso del tiempo es considerable (Hau, 2006).

Existen también las (VAWTs) que a diferencia de las (HAWTs), producen menores cantidades de potencia por lo que no han sido tan llamativas, pero tienen a su vez sus ventajas. Las velocidades de viento a las que trabajan estas turbinas son inferiores, estas condiciones de viento son encontradas en zonas urbanas y costeras, así como las dimensiones de las turbinas son mucho menores que las turbinas de eje horizontal. Estos factores favorecen en las zonas de construcción más cercanas a las ciudades, como los costos iniciales y de mantenimiento son menores. Otra característica de las (VAWTs) es que no sólo trabajan a

bajas velocidades, sino que la orientación de la misma no afecta su eficiencia, ya que no importa la dirección del viento, esta seguirá generando y por ende no necesitan mecanismos de reorientación y de frenado, abaratando más su producción (Hau, 2006).

El diseño de los álabes va principalmente orientado a los diversos temas y ecuaciones de la aerodinámica [(Hau, 2006), (J.F. MANWELL, 2009)], sin embargo, los materiales utilizados primordialmente materiales compuestos, tienen que ser capaces de resistir los esfuerzos y cargas estructurales producidos por las corrientes del viento como de la misma estructura de la turbina, para ello es utilizada la norma IEC 61400-1 como principio de seguimiento, pero debido a esto, los factores de seguridad son muy altos para garantizar la vida útil de la misma turbina.

Es por esto que se busca determinar las propiedades mecánicas del material compuesto reforzado con fibra de vidrio, para el caso de investigación, ya que es el principal material utilizado para la manufactura de álabes nacional.

1.2. Estado del Arte

A continuación, se mencionan varias investigaciones por otros investigadores donde tocan varios temas de interés para este artículo como la determinación de propiedades mecánicas para un material compuesto reforzado con fibra de vidrio, los avances y mejoras que se han tenido en los diseños de las turbinas eólicas en relación con los materiales compuestos y con el modelado mediante diversos programas computacionales especializados en elemento finito.

- a. Artículo: “Aerodynamic investigation of the start-up process of H-Type vertical axis wind turbines using CFD”

En este artículo se realizó un estudio a través de CFD a un modelo construido para evaluar el comportamiento del auto arranque para una turbina eólica tipo H de eje vertical. Los resultados muestran un incremento en la inercia de la turbina, pero no muestra un incremento notable en el comportamiento de la puesta en marcha. Las investigaciones actuales muestran que un incremento en el número de cuchillas aumenta el auto inicio, pero reduce el coeficiente de potencia de la turbina (2020).

- b. Artículo: “CFD- based Performance Analysis on Design Factors of Vertical Axis Wind Turbines at Low Wind Speed”

En este artículo, se llevó a cabo el estudio de diversos prototipos computacionales de turbinas verticales, para comparar el rendimiento de las diversas aspas en cada uno de ellos a velocidades bajas de viento en Tailandia. Los resultados marcaron que entre menor número de aspas y mejor aerodinámica del diseño de las mismas, representan un mejor desempeño (2017).

- c. Artículo: “Design and aerodynamic performance of new Floating H-Darrieus Vertical Axis Wind Turbines”

Este artículo describe varios desarrollos en las turbinas eólicas flotantes de eje vertical, y proponen un nuevo diseño de turbina flotante tipo H-Darrieus con tres etapas de rotores. Este diseño resuelve el problema de empezar con una turbina muy larga y facilita el mantenimiento por la adopción de tres mecanismos de rodamiento de rodillos giratorios en cada etapa. Los diversos resultados del análisis del desempeño aerodinámico muestran que la variable del radio de rotor maximiza la generación de potencia (2020).

- d. Artículo: “Design and CFD study of a hybrid vertical axis wind turbine by employing a combined Bach type and H Darrieus rotor systems”

El objetivo de este trabajo fue la de diseñar, simular y evaluar el desempeño de una turbina eólica híbrida de eje vertical para obtener un mayor rango de operación y mejorando la capacidad del auto arranque. La turbina híbrida consistió en dos aspas modificadas “Savonius Bach-type rotor” y tres aspas Darrieus. Obteniendo de resultados una menor potencia, pero mejor arranque a diversas velocidades (2019).

- e. Artículo: “Design, manufacturing and validation of a vertical axis wind turbine setup for wind tunnel tests”

El objetivo de este artículo es la elaboración del desarrollo completo de una configuración de prueba de túnel de viento VAWT, desde el diseño hasta la interpretación aerodinámica.

- f. Artículo: “Aerodynamic characteristics of Straight-bladed Vertical Axis Wind Turbine with a curved outline wind gathering device”

El artículo consta de mejorar el desempeño energético de una turbina eólica de eje vertical de álabes rectos, instalando una sección curva en la parte superior e inferior de la turbina para obtener más energía eólica. Los resultados muestran un incremento en el arranque del 14.8%. Sin embargo, el gasto de construcción y mantenimiento sería mayor, por lo que se espera ser útil como referencia para el desarrollo de nuevos sistemas.

- g. Artículo: “A review on the micro energy harvester in Structural Health Monitoring (SHM) of biocomposite material for Vertical Axis Wind Turbine (VAWT) system: A Malaysia perspective”

El artículo describe la importancia que tienen las energías renovables hoy en día, los usos y diferentes tipos de energías eólicas como del desarrollo de sistemas para turbinas eólicas que depende del diseño, la aerodinámica, los materiales selectos. También explica un sistema de monitoreo de la vida estructural, el cual ha comenzado a tener un crucial desarrollo en determinar la vida útil de los elementos de una turbina eólica.

- h. Artículo: “Implementation of multi-criteria decision method for selection of suitable material for development of horizontal wind turbine Blade for sustainable energy generation”

El artículo se enfoca en implementar un método MCDM para la selección del material más adecuado para el desarrollo de un álabe de una turbina de eje horizontal, siendo el caso de estudio Nigeria. La investigación considero cuatro alternativas, aleación de aluminio, acero inoxidable, fibra de vidrio y acero suave, teniendo de resultados un 78%, 43%, 67% y 25% de rendimiento, respectivamente.

- i. Artículo: “Simulation studies to analyze the static mechanical properties of helical Savonius vertical axis wind turbine Blade”

El artículo se enfoca en el estudio del análisis de las propiedades mecánicas del álabe de una turbina eólica de eje vertical tipo Savonius en estado estático. Las pruebas se realizaron con la utilización de varias fuerzas entre 15 N y 25 N, representando condiciones de viento en un rango de 5 m/s a 11 m/s. Los resultados indicaron una carga máxima permisible para este diseño, de 15 N.

- j. Artículo: “Static structural analysis of cross flow vertical axis wind turbine”

Este artículo se enfocó en la investigación del efecto del flujo a través de una turbina eólica de eje vertical para dos materiales distintos, aleación de aluminio 2024 y magnesio. Los resultados obtenidos muestran que la deformación total del magnesio es despreciable en comparación con la aleación de aluminio 2024, por ende, se observó que el magnesio es un material adecuado para poder ser usado en la fabricación.

- k. Artículo: “Structural analysis of an offshore vertical axis wind turbine composite Blade experiencing an extreme wind load”

El artículo se enfoca en el análisis estructural de una turbina eólica de eje vertical en zonas costeras sujeto a cargas críticas, utilizando dos modelos de investigación, un modelo analítico y un modelo por elemento finito. Donde se demostró que la

aproximación analítica con los programas computacionales FE dan resultados técnicos y de calidad para determinar la distribución de los esfuerzos en el álabe de una forma más rápida.

- l. Artículo: “The effect of Blade geometry on the structure of vertical axis wind turbine wakes”

El artículo analiza el efecto de la geometría del álabe debido a la estela generada. Se utilizó un velocímetro de alta resolución de partículas para la obtención de los resultados de las características del barrido del álabe en las características de la estela. De los cuales se observó que al incrementar el ángulo del barrido resulta en una estela más uniforme y un aumento en el flujo de energía.

- m. Artículo: “Design and Analysis of E-Glass/Epoxy Composite Monoleaf Spring for Light Vehicle”

En el artículo se analizan los esfuerzos y deflexiones en las suspensiones de carros donde el propósito es reducir el peso, cambiando la forma. Donde utilizan fibra de vidrio y lo analizan mediante los programas de elemento finito de CATIA V5 como el de ANSYS.

- n. Artículo: “Caracterización de los materiales de fibra de vidrio unidireccional y triaxial mezclados con resina epóxica utilizados en la fabricación de las aspas de un aerogenerador de 30 kW”

En este artículo se determinan las propiedades mecánicas a tensión y compresión para los materiales compuestos de fibra de vidrio uniaxial como triaxial mediante ensayos mecánicos, con una densidad por área de 981 g-cm².

1.3. Planteamiento del problema

Desde hace ya varios años existe la problemática de la contaminación ambiental por la producción de energía eléctrica, mediante la quema de combustibles fósiles. Esto ha dado auge en la producción de este recurso utilizando las denominadas energías renovables.

Entre estas energías, las energías eólicas la cual es de interés para este proyecto de investigación, ha demostrado que para poder fabricar los álabes se necesita enfatizar tanto en el diseño del mismo como en el estudio de los materiales compuestos con los que son fabricados, debido a que las propiedades mecánicas del material compuesto afectan directamente en la eficiencia del álabe debido al peso del mismo material o por la cantidad de capas requeridas para poder soportar los esfuerzos causados por las corrientes de aire y de la misma pieza, ya sea al rotar horizontalmente o verticalmente.

Es por ello que se requiere determinar las propiedades mecánicas del material compuesto para poder asegurar la vida estructural del álabe y con ello, poder utilizar dichas propiedades mecánicas en cualquier programa computacional especializado, que en este caso es ANSYS, para dar entrada a futuras investigaciones donde se utilicen dichos datos para poder diseñar los álabes de las turbinas eólicas mediante la simulación computacional.

1.4. Objetivos

Objetivo general

- Determinar las propiedades mecánicas a tensión de los materiales compuestos para álabes de turbinas eólicas de manufactura nacional.

Objetivos específicos

- Aplicar las condiciones que marca las normas pertinentes, para la fabricación de las probetas para álabes de turbinas de viento.
- Determinar las propiedades mecánicas teóricas mediante el teorema de fracción volumétrica para utilizarlas en el programa computacional ANSYS y estimar las propiedades mecánicas reales mediante la simulación.

1.5. Hipótesis

Se pueden determinar las propiedades mecánicas a tensión mediante ensayos mecánicos con las condiciones marcadas por la norma ISO 527 para un material compuesto reforzado con fibra de vidrio uniaxial.

De igual manera se puede estimar las propiedades mecánicas reales, mediante el teorema de fracción volumétrica y la utilización de programas computacionales especializados como ANSYS.

1.6. Justificación

La determinación de las propiedades mecánicas a tensión para el material compuesto reforzado con fibra de vidrio uniaxial (θ), orientado a 0° y a 90° con respecto al eje longitudinal o el eje de carga axial (x), es uno de los pasos requeridos para poder conocer las propiedades mecánicas del material y poder hacer uso del mismo material en las turbinas eólicas, además, permitir el uso de programas computacionales especializados como lo es ANSYS, para el diseño y determinación de la mejor orientación de las fibras para diferentes casos, a través de la modelación computacional. (Yan Li, 2019) (A. Hamdan, 2014) (I.P. Okokpujie, 2019) (S. Seralathan S. Y., 2020) (S. Seralathan S. Y., 2020) (Brian Hand, 2020) (T.C. Hohman, 2019)

Capítulo 2

Marco teórico

2.1. Energía eólica

La generación de energía ha sido de vital importancia para el día a día de una civilización desde hace ya varias décadas, debido al crecimiento de la población, la demanda de las energías es cada vez mayor pero los recursos convencionales tienen un límite y generan mayor contaminación. Por otro ámbito, la generación de energía a llevado al desarrollo de diversas tecnologías que a su vez requieren de una mayor demanda de la misma, de lo que se requería en la antigüedad. Por ende, el desarrollo de nuevo métodos para la obtención de energía es un punto clave para la sustentación de una civilización como también la base para la investigación.

Antiguamente los métodos más utilizados eran fuentes de emisión de gases de invernadero, los cuales no eran un tema muy sonado en cuestión de sus consecuencias. El entendimiento de estos problemas dio hincapié al nacimiento de las energías renovables las cuales se basan en la obtención de energía por métodos no contaminantes o de menor impacto ambiental.

La energía eólica nació del entendimiento del origen de las corrientes de viento. El calentamiento variable de la superficie terrestre es ocasionado por la radiación solar con respecto a la altura del terreno y factores como relieves, vegetación y el asentamiento de civilizaciones. En las zonas ecuatorianas se produce una mayor concentración de radiación solar, lo que ocasiona que el aire cercano a la superficie terrestre se caliente, provocando que dichas masas de aire se desplacen hacia los polos debido a que el aire caliente tiende a ser menos denso que el aire frío. Como consecuencia las masas de aire frío de los polos son desplazadas hacia la superficie terrestre generando un ciclo constante. De igual forma en cualquier región el aire caliente es desplazado hacia zonas elevadas donde el aire cercano a la atmósfera tenderá a desplazarse en dirección opuesta, repitiendo el mismo ciclo. Estos factores varían con respecto a la zona, la hora del día, por semana, por mes y anualmente, lo que conlleva al entendimiento del recurso eólico como un dato específico para poder obtener la mayor eficiencia de la energía eólica.

2.2. Orígenes de las turbinas eólicas

El nacimiento de las turbinas eólicas se remonta a los siglos XVIII y XIX, pero fue perdiendo interés de inversionistas debido a la llegada de las energías fósiles de aquel entonces. Sin embargo, las primeras turbinas eólicas redescubiertas provienen de fuentes históricas egipcias, originadas en el año 644 A.D. Posteriormente, una descripción incluyendo planos y fechas del año 945, proveniente de la región de Seistán en Afganistán, muestran un molino de viento con un eje de rotación vertical (Hau, 2006).

Varios siglos después, las noticias llegaron a Europa y China, donde fueron usadas las ruedas de viento para el drenado de los campos de arroz. Independientemente de si fueron los chinos, persas o europeos los primeros en utilizar los molinos de viento, los chinos únicamente utilizaron simples estructuras de molinos de viento (de eje vertical). En cambio, los europeos, fueron probablemente los inventores de los molinos de viento de eje vertical que se conocen hasta la fecha.

No fue hasta que Gottfried Wilhelm Leibniz (1646 - 1716) se envolvió profundamente en el tema. En un papel sobre las artes del viento, él promovió numerosos impulsos para la construcción de molinos de viento, además propuso nuevos diseños para los mismos. Daniel Bernoulli (1700 - 1782) aplicó la formulación de las leyes básicas de la mecánica de fluidos al diseño de las velas en los molinos de viento. El matemático Leonhard Euler (1707 - 1783) fue el primero en calcular el giro de las velas. Esto fue el inicio del desarrollo y la gran importancia de los molinos de viento (Hau, 2006).

2.3. Turbina eólica

La turbina eólica es un conjunto de mecanismos que tienen la función de transformar la energía cinética del viento o energía eólica en energía mecánica, la cual consiste en un movimiento rotatorio de un eje debido a las fuerzas del viento al impactar sobre la superficie de los álabes de una turbina para producir dicho movimiento. La energía mecánica posteriormente es transformada a energía eléctrica debido a un generador adaptado a la turbina y finalmente se transporta la energía eléctrica a almacenes o directamente al consumo energético de un asentamiento civil.

Entre las turbinas eólicas existen principalmente las denominadas de eje horizontal y las de eje vertical, las cuales tienen diversas diferencias y modelos entre las mismas.

2.3.1 Turbina eólica de eje horizontal

Las turbinas eólicas de eje horizontal (HAWTs) llevan ese nombre debido a que el rotor se encuentra de forma paralela a las corrientes de viento y los álabes de la turbina están dirigidos en dirección perpendicular al mismo. Debido a esto, con el paso del tiempo se instalaron dispositivos que permiten redireccionar la turbina con respecto a la dirección de las corrientes de viento para poder obtener la mayor eficiencia durante todo el ciclo operativo de la turbina.

Las turbinas eólicas de eje horizontal son las más utilizadas a nivel mundial debido a la gran generación de potencia que éstas pueden suministrar, sin embargo, este tipo de turbinas requiere de ciertos mecanismos de control para proteger la estructura de las turbulencias que se encuentran a mayor altura de la superficie terrestre, dicho mecanismo consiste en hacer

rotar el álabe sobre su eje longitudinal, variando de esta forma el ángulo de ataque el cual no sólo es utilizado para proteger la turbina de las turbulencias sino para tener una mejor relación entre sustentación y arrastre ocasionando una mayor eficiencia. Por otro lado, este tipo de mecanismo de control aumenta considerablemente el costo de manufactura como el costo de mantenimiento de la turbina.

Teniendo también en cuenta que las zonas o regiones donde esté tipo de turbinas puedan ser posicionadas se están agotando debido a las condiciones de viento necesarias, otro factor relacionado es el ruido proveniente del giro de los álabes, por lo cual, es necesario alejarse de las zonas urbanas ocasionando un aumento sustancial de traslado como del mismo mantenimiento y otras de otras actividades secundarias.

2.3.2 Turbina eólica de eje vertical

Las turbinas eólicas de eje vertical (VAWTs) se caracterizan principalmente por el eje longitudinal del rotor, el cual es perpendicular al suelo y por trabajar a velocidades bajas del viento, a diferencias de las turbinas de eje horizontal.

Este tipo de turbinas no es tan popular debido a la baja potencia que pueden suministrar, sin embargo, últimamente las investigaciones han ido aumentando debido al gran potencial que se ha descubierto que tienen, entre estos resalta la capacidad de poder instalarlas cerca de zonas urbanas, esto debido a las dimensiones que rondan los dos metros de altura, pudiendo ser inferiores o superiores a estas dependiendo al alcance para el cual fueron diseñadas, por ende, este tipo de turbinas no generan grandes niveles de ruido debido a la rotación de los álabes con respecto al viento, haciendo las incluso con el tiempo más accesibles al público en general.

Otra de las características fundamentales es que no necesitan ser reorientadas con respecto a las corrientes de aire, sino que pueden estar produciendo potencia en cualquier dirección a la que llegue el viento y debido a que trabajan con velocidades bajas, no requieren sistemas de control reduciendo sus costos de mantenimiento y de fabricación aún más.

Una de las desventajas es que, dependiendo el diseño, pueden tener mayor eficiencia, pero un mal auto arranque por lo que en ciertos casos requieren un sistema para generarlo. Lo que ha llevado a realizarse estudios con respecto a nuevos y mejores modelos como también al diseño de modelos híbridos con el fin de sustentar la deficiencia que pudieran tener.

Por otro lado, las regiones con alto porcentaje de viento se están agotando, pero para las turbinas eólicas de eje vertical no es un problema, sino que les da un mayor beneficio con respecto a las otras regiones de bajas velocidades de viento.

Dentro de los diferentes modelos de turbinas eólicas de eje vertical, existen dos familias particulares:

- Tipo Savonius
- Tipo Darrieus

2.3.3. Turbinas Savonius

En sus inicios los rotores de eje vertical eran funcionales y construidos para trabajar con respecto a las fuerzas de arrastre. Conforme el tiempo fue pasando y se fueron desarrollando nuevos modelos, nacieron nuevas áreas de la aerodinámica, con ello surgieron los perfiles aerodinámicos.

Los primeros usos de las turbinas Savonius fue como ventiladores de ferrocarril o vagones de reparto, también utilizados como anemómetros para medir la velocidad del viento (Hau, 2006). En el año 1929 el ingeniero Sigurd Johannes Savonius, de origen finlandés, patentó los primeros modelos de las turbinas de eje vertical tipo Savonius (Rakesh Kumar K. R., 2018).

El funcionamiento de estas turbinas se basa en el eje vertical a la cual dos o más álabes en forma de cuchara o cóncavo, son posicionados de forma que la fuerza de las corrientes de aire, en este caso de arrastre, generan el movimiento giratorio alrededor de este eje, obteniendo de esta forma la energía generada del viento y transformándola por diversos mecanismos. Este tipo de turbinas tienen un buen torque en el arranque, sin embargo, por diversos estudios en la historia de estas turbinas se sabe que tienen menores eficiencias que las turbinas eólicas tipo Darrieus. (Figura 2.1)

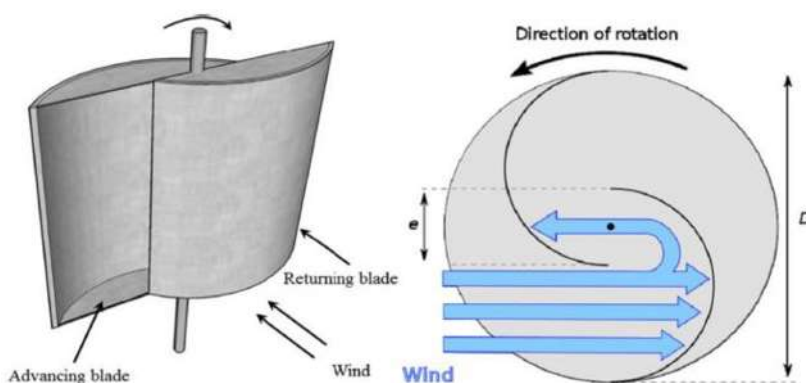


Figura 2.1 Vista de sección y operación mecánica de turbina Savonius (Rakesh Kumar K. R., 2018)

2.3.4 Turbina Darrieus

En el año 1925, el ingeniero francés G.J.M. Darrieus patentó las turbinas eólicas de eje vertical tipo Darrieus (Rakesh Kumar K. R., 2018).

Este tipo de turbinas consiste en un eje vertical sobre el cual hay de dos a tres álabes con una forma de pala curva, este tipo de turbinas absorbe la energía eólica a través de las fuerzas de sustentación a diferencia del tipo Savonius que trabajan con las fuerzas de arrastre. Las turbinas Darrieus tienen una mayor eficiencia, pero tienen un mal auto arranque.

Posteriormente, Darrieus propuso otro modelo de turbina el cual tiene los álabes rectos, del cual se llamó tipo H, las cuales debido a que constaban de un perfil aerodinámico, generaban un diferencial de presiones. Aparte de eso, las turbinas tipo H eran más fáciles de manufacturar debido a su sección recta (Hau, 2006).

Otra ventaja de las turbinas tipo Darrieus es que teóricamente alcanzan niveles de eficiencia cercanos al límite de Betz, siendo la máxima energía cinética posible de extraer de las corrientes de aire debido a varios factores paramétricos. Sin embargo, a pesar de los diversos estudios que sean llevado, aún existen varios factores a trabajar alrededor de la eficiencia real, como los materiales y el desarrollo de modelos híbridos para alcanzar una máxima eficiencia (Figura 2.2).

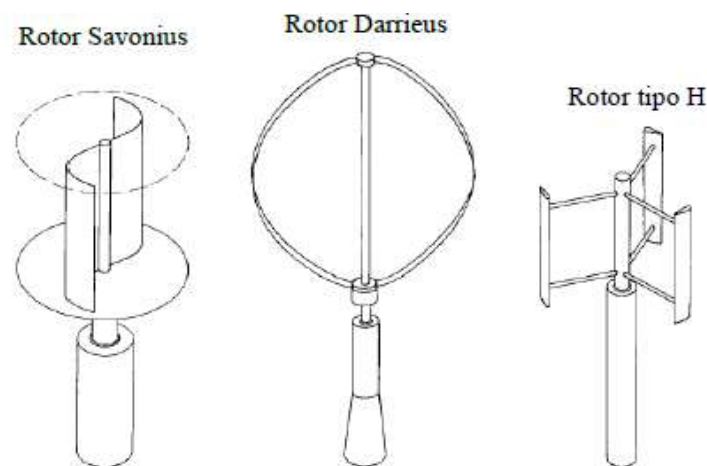


Figura 2.2 Concepto de rotores de eje vertical (Hau, 2006)

2.4. Principios físicos de la conversión de energía eólica

El componente principal de una turbina eólica es el convertidor de energía el cual convierte la energía cinética proveniente del movimiento del aire, a energía mecánica.

El reconocimiento a estos principios se le atribuyo a Albert Betz. Entre los años 1922 y 1925, Betz publicó un escrito en el cual pudo mostrar que, aplicando las leyes elementales de la física, la energía mecánica extraída de una corriente de aire que pasa a través de una sección de área transversal dada, es restringida a una cierta porción fija de energía o potencia contenida en la corriente de aire.

A pesar de que la teoría de momentum de Betz, es una simplificación debido a que asume un convertidor de energía sin pérdidas por fricción en el flujo de aire, los resultados son bastante útiles para realizar cálculos prácticos de ingeniería.

2.4.1 Teoría elemental el momento de Betz

La energía cinética de una masa de aire m moviéndose a una velocidad v puede ser expresada:

$$E = \frac{1}{2}mv^2 \quad (\text{Nm}) \quad (2.1)$$

Considerando una cierta sección de área transversal A , a través de la cual pasa aire a una velocidad v , el volumen \dot{V} fluyendo a través de dicha área, durante un cierto tiempo, es considerado flujo volumétrico:

$$\dot{V} = vA \quad (\text{m}^3/\text{s}) \quad (2.2)$$

y el flujo másico con una densidad ρ es:

$$\dot{m} = \rho vA \quad (\text{kg/s}) \quad (2.3)$$

Las ecuaciones anteriores expresan la energía cinética causada por el movimiento de aire y la cantidad de flujo másico producido, pasando a través de una sección transversal A por unidad de tiempo. Esta energía es físicamente idéntica a la potencia P :

$$P = \frac{1}{2}\rho v^3 A \quad (\text{W}) \quad (2.4)$$

Como la energía mecánica puede ser solamente extraída a costa de la energía cinética contenida en la corriente de viento, esto significa que, con un flujo másico sin cambios, el flujo de velocidad detrás del convertidor de energía eólica decrecerá. Sin embargo, reduciendo la velocidad significa un ensanchamiento en la sección transversal, ya que al mismo tiempo el flujo másico deberá pasar a través de esta sección. Es por lo tanto necesario considerar las condiciones delante y detrás del convertidor. Se considera v_1 a la velocidad de la corriente de viento libre, antes de alcanzar el convertidor, mientras que v_2 es la velocidad de flujo detrás del convertidor (Figura 2.3). La energía cinética que el convertidor en forma de disco extrae del flujo de aire, corresponde a la diferencia de potencia de la corriente de aire antes y después del convertidor:

$$P = \frac{1}{2}\rho A_1 v_1^3 - \frac{1}{2}\rho A_2 v_2^3 = \frac{1}{2}\rho(A_1 v_1^3 - A_2 v_2^3) \quad (\text{W}) \quad (2.5)$$

Manteniendo el flujo másico (ecuación de continuidad):

$$\rho v_1 A_1 = \rho v_2 A_2 \quad (\text{kg/s}) \quad (2.6)$$

Por lo que:

$$P = \frac{1}{2} \rho v_1 A_1 (v_1^2 - v_2^2) = \frac{1}{2} \dot{m} (v_1^2 - v_2^2) \quad (\text{W}) \quad (2.7)$$

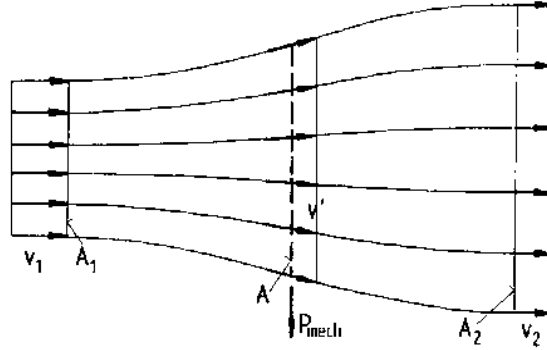


Figura 2.3 Condiciones de flujo de acuerdo a la teoría elemental de momentum (Hau, 2006)

De estas ecuaciones se tendría que la potencia máxima será cuando v_2 sea igual a cero. Sin embargo, si la velocidad del flujo de salida es cero, entonces la velocidad del flujo antes del convertidor deberá ser cero, implicando que no habrá flujo a través del convertidor. Esto requiere otra ecuación expresando la potencia mecánica del convertidor. Usando la ley de conservación del momento, la fuerza que ejerce el aire sobre el convertidor puede ser expresado como:

$$F = \dot{m}(v_1 - v_2) \quad (\text{N}) \quad (2.8)$$

De acuerdo al principio de “acción igual a reacción”, la fuerza de empuje, empuja la masa del aire a la velocidad v' (velocidad de flujo), presente en el plano del flujo del convertidor. La potencia requerida para contrarrestar la fuerza ejercida sobre el convertidor será:

$$P = Fv' = \dot{m}(v_1 - v_2)v' \quad (\text{W}) \quad (2.9)$$

Por lo tanto, la potencia mecánica extraída del flujo de aire puede ser derivada de la energía o de la diferencia de potencia antes y después del convertidor, por un lado, por el otro lado se puede extraer de la fuerza de empuje y la velocidad del flujo.

$$\frac{1}{2} \dot{m}(v_1^2 - v_2^2) = \dot{m}(v_1 - v_2)v' \quad (\text{W}) \quad (2.10)$$

$$v' = \frac{1}{2}(v_1 + v_2) \quad (\text{m/s}) \quad (2.11)$$

Por lo tanto, la velocidad del flujo a través del convertidor es igual a la media aritmética de v_1 y v_2 :

$$v' = \frac{v_1 + v_2}{2} \quad (\text{m/s}) \quad (2.12)$$

Entonces el flujo másico se convertirá a:

$$\dot{m} = \rho A v' = \frac{1}{2} \rho A (v_1 + v_2) \quad (\text{kg/s}) \quad (2.13)$$

La potencia mecánica de salida del convertidor puede ser expresada como:

$$P = \frac{1}{4} \rho A (v_1^2 + v_2^2) (v_1 + v_2) \quad (\text{W}) \quad (2.14)$$

Por consiguiente, comparando la potencia de la corriente de aire libre con el flujo a través de la misma área de sección transversal, sin extraer la potencia mecánica, será:

$$P_o = \frac{1}{2} \rho v_1^3 A \quad (\text{W}) \quad (2.15)$$

El ratio entre la potencia mecánica extraída por el convertidor y la corriente de aire sin disturbios, es llamado “coeficiente de potencia” C_p :

$$C_p = \frac{P}{P_o} = \frac{(1/4) \rho A (v_1^2 - v_2^2) (v_1 + v_2)}{(1/2) \rho A v_1^3} \quad (2.16)$$

El alcance máximo del coeficiente de potencia ideal, con $v^2 / v_1 = 1/3$ en la comparativa del flujo antes y después del convertidor será:

$$C_p = \frac{16}{27} = 0.593 \quad (2.17)$$

Como observación se tiene que:

- La potencia incrementa linealmente con el área de sección transversal del convertidor, por lo que incrementa al cuadrado de su diámetro.
- Incluso con el flujo de aire ideal y las pérdidas de conversión, el ratio del trabajo mecánico extraíble de la energía contenida en el viento es limitado a 0.593. Por esta razón, sólo el 60% de la energía eólica de cierta sección transversal puede ser convertida a energía mecánica.

2.4.2. Teoría del disco actuador con pérdidas por el factor de inducción.

La teoría de disco actuador es otra perspectiva con respecto a la teoría elemental del momento de Betz, donde se considera que el área de barrido que ocasionan los álabes al girar sobre el rotor, ocasiona que la corriente de aire libre v_1 disminuya su velocidad debido a que el área de sección transversal que se genera aguas arriba es menor a al área de sección transversal que se genera aguas abajo. Esta expansión del área aguas abajo es debido a que la corriente de viento que, al pasar por el disco actuador que no es otro termino para la sección donde se

encuentran los álabes pierde energía cinética ocasionando una expansión del área de la corriente de viento aguas abajo, debido a que el volumen de aire que entra se considera incomprensible, ocasionando que tiene que ser el mismo volumen de aire que salga, disminuyendo su velocidad de salida pero se compensando con un aumento del área de salida. Como se muestra en la Figura 2.3.

Con esto es normal considerar que el disco actuador produzca una variación en la velocidad la cual se superpone a la corriente libre de viento (Tony Burton D. S., 2001). Esta variación se puede dar por:

$$-aU_{\infty}$$

Donde “ a ” es considerado el factor de inducción axial, el término “ U_{∞} ” es también utilizado para definir la corriente de aire libre. Por ende, la velocidad en el disco actuador es expresada por:

$$U_d = U_{\infty}(1 - a) \quad (2.18)$$

Considerando que U_d es la velocidad en el disco actuador.

2.4.3 Teoría de momentum considerando perdidas por el factor de inducción.

Al pasar el viento a través del disco, más precisamente de la parte frontal y posterior de la sección de área transversal, genera un cambio en la velocidad, el cambio de momento es igual al cambio de la velocidad del radio de flujo másico (Tony Burton D. S., 2001), por ende:

$$U_{\infty} - U_w$$

$$\text{Ratio de cambio del momentum} = (U_{\infty} - U_w)\rho A_d U_d \quad (2.19)$$

La fuerza que causa el cambio de momentum viene principalmente del diferencial de presiones, antes de estar en contacto con el disco y pasando el disco.

$$(P_d^+ - P_d^-)A_d = (U_{\infty} - U_w)\rho A_d U_{\infty}(1 - a) \quad (2.20)$$

Para poder obtener el diferencial de presiones se utiliza la ecuación de Bernoulli,

$$\frac{1}{2}\rho U^2 + P + \rho gh = \text{constante}$$

Sin embargo, las condiciones aguas arriba no son las mismas que aguas abajo con respecto al disco, por ende, se analiza por separado para posteriormente juntar ambas condiciones y relacionarlas. Comenzando con el análisis aguas arriba se tiene:

$$\frac{1}{2}\rho_{\infty}U_{\infty}^2 + P_{\infty} + \rho_{\infty}g_{\infty}h_{\infty} = \frac{1}{2}\rho_d U_d^2 + P_d^+ + \rho_d g_d h_d$$

Se asume que el flujo es incomprensible por lo que ($\rho_{\infty} = \rho_d$) y como el análisis se lleva a la altura en la que se encuentra el rotor, ($h_{\infty} = h_d$). Por lo tanto:

$$\frac{1}{2}\rho U_{\infty}^2 + P_{\infty} = \frac{1}{2}\rho U_d^2 + P_d^+ \quad (2.21)$$

Repitiendo el mismo proceso, pero para las condiciones aguas abajo se tiene:

$$\frac{1}{2}\rho U_w^2 + P_w = \frac{1}{2}\rho U_d^2 + P_d^- \quad (2.22)$$

Sustituyendo ambas ecuaciones (2.21 y 2.22) para poder obtener la relación del diferencial de presiones con respecto a las velocidades de viento aguas arriba y aguas abajo, donde se tiene que la presión P_{∞} referido a la corriente libre, será igual que la presión en la estela lejana P_w , por lo tanto, se tiene,

$$(P_d^+ - P_d^-) = \frac{1}{2}\rho(U_{\infty}^2 - U_w^2)$$

Reemplazando la relación anterior en la ecuación (20) se obtiene:

$$\frac{1}{2}\rho(U_{\infty}^2 - U_w^2)A_d = (U_{\infty} - U_w)\rho A_d U_{\infty}(1 - a)$$

Por lo tanto:

$$U_w = (1 - 2a)U_{\infty} \quad (2.23)$$

Resultando en la media de la perdida axial de la velocidad en el transcurso del flujo a través del actuador de aguas arriba hacia aguas abajo.

2.5 Coeficiente de potencia considerando perdidas por el factor de inducción axial

El diferencial de presiones obtenido de la ecuación (2.20) y (2.23), no es otra cosa que la fuerza que se ejerce sobre el disco, por ende:

$$F = (P_d^+ - P_d^-)A_d = 2\rho A_d U_{\infty}^2 a(1 - a)$$

La fuerza que actúa o acumula en el actuador se puede representar como el trabajo realizado como:

$$FU_d$$

Siendo que esta relación es la potencia extraída del viento, dando:

$$Potencia = FU_d = 2\rho A_d U_\infty^3 a(1 - a)^2 \quad (2.24)$$

La potencia de la ecuación (2.14) es muy similar a la (2.24) sin embargo, si hay diferencia debido a que una no está contando el factor de inducción axial, lo cual no sólo lleva a un mejor diseño de los álabes, sino que también a determinar con mejor precisión el alcance y eficiencia de cierta turbina para ciertas condiciones de viento.

El coeficiente de potencia es entonces definido como:

$$C_p = \frac{Potencia}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^3 A_d}$$

Sustituyendo la ecuación (24) en la ecuación anterior queda:

$$C_p = 4a(1 - a)^2 \quad (2.25)$$

2.6 Convertidores de energía eólica utilizando arrastre o sustentación aerodinámica

La teoría de momento de Betz indica las bases físicas, como el límite ideal para la extracción de potencia mecánica de la corriente libre del flujo de aire sin considerar el diseño del convertidor de energía. Sin embargo, la potencia que puede ser alcanzada bajo condiciones reales no puede ser independiente de las características del convertidor de energía.

La primera diferencia fundamental que influye considerablemente la potencia actual, depende sobre que fuerzas aerodinámicas se utilizaron para generar la potencia mecánica. Todos los cuerpos expuestos a un flujo de aire experimentan fuerzas aerodinámicas, estas componentes están definidas como de arrastre aerodinámico en la dirección del flujo, y como de sustentación aerodinámico en un ángulo recto a la dirección del flujo.

2.6.1. Dispositivos de arrastre

El tipo más simple de conversión de energía eólica puede ser logrado mediante el arrastre puro sobre la superficie (Figura 2.4). El aire incide sobre la superficie A con una velocidad v_w , la potencia capturada P la cual puede ser calculada a partir del arrastre aerodinámico D, con área A y una velocidad v con la que se mueve, se determina como:

$$P = Dv_r$$

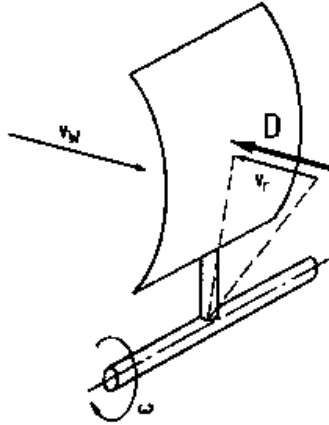


Figura 2.4 Condiciones de flujo y fuerzas aerodinámicas con un dispositivo de arrastre (Hau, 2006)

La velocidad relativa que incide sobre el área considerada para el arrastre:

$$v_r = v_w - v \quad (2.26)$$

Es decisiva para el arrastre aerodinámico. Usando el coeficiente de arrastre C_D , el arrastre aerodinámico superficial puede ser expresado como:

$$D = C_D \frac{\rho}{2} (v_w - v_r)^2 A \quad (2.27)$$

Por consiguiente, la potencia resultante es:

$$P = \frac{\rho}{2} C_D (v_w - v_r)^2 A v_r \quad (2.28)$$

Si la potencia es expresada en términos de la energía contenida en la corriente libre del flujo de aire, el coeficiente de potencia queda como:

$$C_p = \frac{P}{P_o} = \frac{\frac{\rho}{2} C_D A (v_w - v_r)^2 v_r}{\frac{\rho}{2} v_w^3 A} \quad (2.29)$$

Análogamente, se puede mostrar que C_p alcanza el valor máximo con un radio de velocidad de $v/v_\omega = 1/3$. Entonces el valor máximo es:

$$C_{pmax} = \frac{4}{27} C_D \approx 0.2 \quad (2.30)$$

2.6.2. Rotores usando sustentación aerodinámica

Si las formas de las palas del rotor permiten la utilización de la sustentación aerodinámica, un coeficiente de potencia mucho mayor puede ser alcanzado. Análogamente las condiciones existentes en el caso de un perfil de avión, utilizando la sustentación aerodinámica incrementa considerablemente la eficiencia. (Figura 2.5)

Es por ello que los rotores eólicos modernos son diseñados para utilizar este efecto y el mejor tipo adecuado para este propósito es el tipo de propela que tiene una rotación sobre el eje horizontal. Permitiendo atacar las corrientes de viento de diferentes formas, ya sea para obtener la mayor eficiencia o para reducir la velocidad como protección en los casos de corriente de viento extremas.

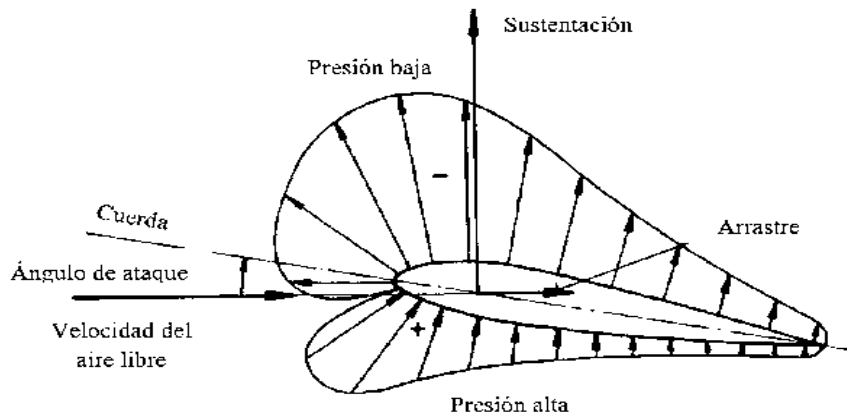


Figura 2.5 Fuerzas aerodinámicas actuando sobre un perfil aerodinámico expuesto a las corrientes del viento (Hau, 2006)

Por la forma del perfil aerodinámico, la corriente de viento que pasa a través del perfil experimenta un aumento de velocidad en la parte superior del mismo como se muestra en la (Figura 2.5), ocasionando una disminución de presión. En el caso contrario de la parte inferior del perfil, existe un desprendimiento de la capa ocasionando turbulencias y una disminución en la velocidad, por lo que se genera un aumento de presión en esta sección.

2.7 Rotores Aerodinámicos

El rotor es el primer elemento en la cadena de elementos funcionales de una turbina eólica. Las propiedades dinámicas y aerodinámicas tienen una influencia mayor sobre el sistema entero en varios aspectos. El resultado directo sobre la capacidad de conversión de la energía eólica pasando a través del área de barrido en energía mecánica, tiene que ver con las propiedades aerodinámicas, las cuales determinan a su vez la eficiencia de conversión de dicha turbina eólica. Otras características, pero no menos importantes del rotor, es la capacidad de convertir la potencia fluctuante de entrada proveniente del viento en un torque uniforme, al mismo tiempo, manteniendo cargas dinámicas inevitables sobre el sistema, tan bajas como sea posible.

2.7.1. Cálculos y modelos matemáticos

El diseño aerodinámico del rotor de una turbina eólica requiere más que las leyes básicas elementales de la física para la conversión de energía. El mayor problema es encontrar una relación entre la forma actual del rotor, el número de álabes o de la superficie sustentadora de los álabes y las propiedades aerodinámicas.

Al inicio estos diseños se llevaron a cabo por la practica interactiva, pero como es de esperar, los resultados no fueron completamente satisfactorios a primera instancia, pero los modelos matemáticos y físicos probaron una visión sobre como los parámetros obtenidos del diseño del rotor tienen un efecto aproximado del resultado final. Esto incito a una oportunidad de mejora en el diseño.

La teoría de momento de Betz es basada en la modelación de un flujo en dos dimensiones a través de un disco actuador. En el que el flujo de aire es ralentizado y las líneas de flujo son desviadas a un solo plano. Sin embargo, para mantener un momento angular, el giro en la estela deberá ser opuesto al torque del rotor.

La energía contenida en este giro reduce la proporción útil de la energía total contenida en la corriente de viento a costa de la energía mecánica extraída, en la extensa teoría de momento, tomando una consideración de la rotación de la estela, el coeficiente de potencia de la turbina deberá ser menor que el valor acordado por Betz, (Figura 2.6). Además, el coeficiente de potencia ahora será dependiente del radio entre los componentes de energía del momento giratorio y el movimiento de traslación de la corriente de aire.

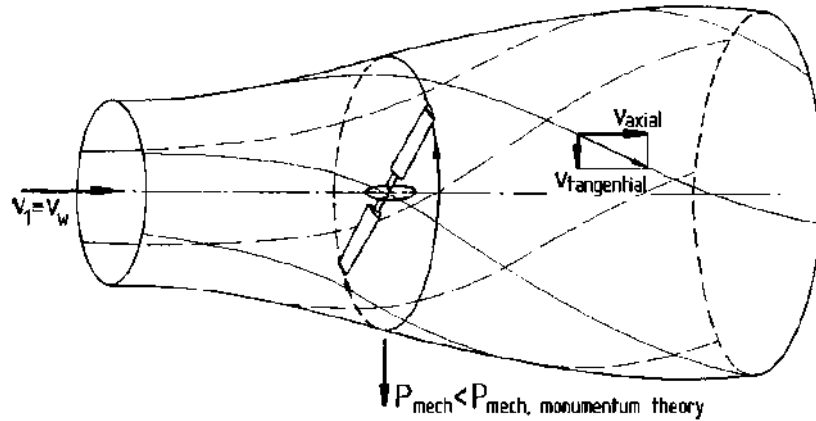


Figura 2.6 Teoría extendida del momento, tomando en consideración el giro de la estela del rotor (Hau, 2006)

Este radio es determinado por la velocidad tangencial de los álabes del rotor en relación al imperturbable flujo de aire axial, la velocidad del viento y la llamada “**relación de velocidad de la punta λ** ”, comúnmente referenciada a la velocidad tangencial de la punta de los alabes del rotor.

$$\text{Relación de velocidad de la punta} = \frac{\text{Velocidad tangencial de la punta del álabes del rotor}}{\text{Velocidad del viento}}$$

$$\lambda = \frac{u}{v_\omega} \quad (2.31)$$

Un elemento fundamental de la curva de potencia de un rotor es que el coeficiente de potencia está en función de la relación de velocidad de la punta, también conocido como “coeficiente de avance”.

2.7.2. Características de la potencia del rotor

La teoría de momento ha proporcionado la relación básica para el orden de magnitud de la potencia mecánica de salida del rotor. La teoría aerodinámica del rotor, modelo de vórtices, proporciona la interrelación entre la forma geométrica de una configuración real de un rotor y sus características de potencia detalladas. Usando el coeficiente de potencia del rotor C_{PR} , la potencia del rotor puede ser calculada como una función de la velocidad del viento, como se muestra:

$$P_R = C_{PR} \frac{\rho}{2} v_\omega^2 A \quad (2.32)$$

Donde:

A = área de barrido del rotor (m^2)

v_ω = velocidad del viento (m/s)

C_{PR} = coeficiente de potencia del rotor

ρ = densidad del aire (kg/m^3)

P_R = potencia del rotor (W)

El coeficiente de potencia C_{PR} será calculado utilizando la teoría de vórtice para una cierta velocidad del rotor o para una cierta velocidad de viento en la punta. Repitiendo esto para varias relaciones de velocidades de la punta produce la variación del coeficiente de potencia con la relación de velocidades de la punta. Esto proporciona un coeficiente de potencia del rotor para diferentes velocidades de viento en una velocidad de rotor fija o para diferentes velocidades del rotor con una velocidad de viento fija.

Aparte de la potencia del rotor, hay otros parámetros que son significativos en la caracterización del desarrollo del mismo. El más importante de estos es el torque. Análogamente a la potencia, el torque del rotor puede ser calculado utilizando el llamado coeficiente de torque:

$$M = C_Q \frac{\rho}{2} v_\omega^2 AR \quad (2.33)$$

M = Torque

C_Q = coeficiente de torque

R = radio del rotor

Donde el radio del rotor R es el parámetro de referencia. Desde que el torque puede ser calculado por la división de potencia por la velocidad de rotación, la relación entre la potencia y el coeficiente de torque es obtenida por:

$$C_{PR} = \lambda C_Q \quad (2.34)$$

La magnitud del coeficiente de potencia y la forma de la curva muestran distintas diferencias. Los principales parámetros dominando el C_{PR} es:

- El número de álabes del rotor
- Características aerodinámicas de la superficie sustentadora
- La variación de giro de los álabes

Debido a estudios posteriores realizados por otros investigadores, se obtiene que para el caso de los rotores con altas velocidades tiene una desventaja en la producción de torque. Mientras que los rotores de bajas velocidades de múltiples álabes tienen un torque más alto sin embargo estos tipos de rotores apenas pueden auto arrancar si es que tienen un ángulo de pitch óptimo.

2.7.3. Control de potencia aerodinámico

Aparte de la limitación de potencia del rotor a velocidades de viento elevadas, está el problema de mantener la velocidad del rotor en un valor constante o dentro de los límites predeterminados. Básicamente, el manejo de las fuerzas aerodinámicas puede ser reducido por la influencia del ángulo de ataque aerodinámico, por la reducción del área de barrido del rotor proyectada, o por el cambio de la velocidad de corriente libre efectiva en los álabes del rotor. La velocidad del rotor puede, además, ser utilizada como un variable de corrección para controlar la potencia, proporcionando que la turbina eólica permita una velocidad variable operativa. Sin embargo, el rango de potencia que puede ser controlado por la variación de velocidades del rotor es muy limitada, por lo que solamente puede ser considerada como una opción.

Para el caso de turbinas eólicas de eje vertical, las velocidades de operación son muchos menores que las de eje horizontal. Esto presenta una ventaja para el caso de control para la sobrevivencia de la misma turbina en el caso de que el sistema de control falle o no se cuente con él y a situaciones de viento mayores. Tomando también en consideración que el costo de producción y de mantenimiento para las turbinas tipo vertical se reduce considerablemente.

2.8. Aerodinámica de rotores de eje vertical

A diferencia de las turbinas eólicas de eje horizontal, donde pueden existir fuerzas aerodinámicas en estado estable en condiciones de viento uniforme y de equilibrio, para el caso de un rotor de una turbina de eje vertical no es así. Esto es debido al ángulo de rotación del rotor, que en el caso de las turbinas VAWT's es perpendicular al suelo. El ángulo de ataque aerodinámico de los álabes está constantemente variando durante la rotación del rotor.

Tomando de base una turbina vertical tipo H, en el momento de la rotación uno de los álabes se mueve sobre la corriente aguas arriba, mientras que el otro álabe estará sobre la corriente aguas abajo, en el rango de 180° y 360° respectivamente. La velocidad del viento aguas arriba será mayor que el área de viento aguas abajo debido a la turbulencia generada por el álabe pasando aguas arriba por la rotación. Por lo tanto, la generación de potencia aguas abajo es menor. Considerando el flujo de velocidades y las fuerzas aerodinámicas, se observa que se produce un torque el cual es causado por las fuerzas de sustentación L_1 y L_2 . El torque de

frenado causado por las fuerzas de arrastre W_1 y W_2 son mucho menores en comparación. (Figura 2.7).

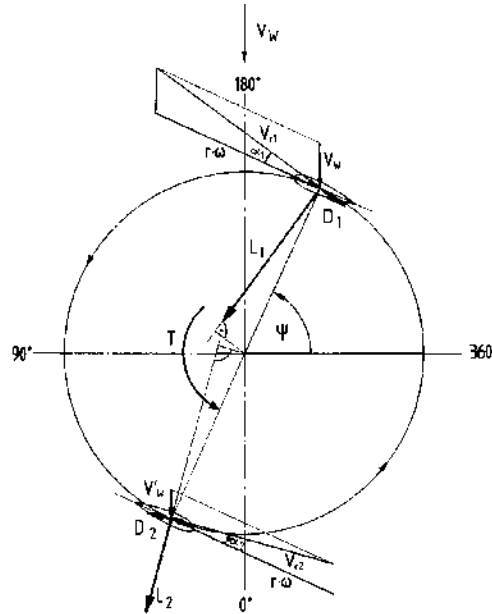


Figura 2.7 Velocidades de flujo y fuerzas aerodinámicas en los álabes de un rotor de eje vertical (Hau, 2006)

Durante la rotación de los álabes se generan torques positivos, pero también existen cortos momentos donde se generan torques negativos, tal como se muestra en la (Figura 2.8). El cálculo de la variación total del torque claramente muestra la reducción del torque positivo aguas abajo. La variación del torque con la rotación puede ser balanceado con tres álabes en lugar de dos (Figura 2.9). Sin embargo, para poderse generar un torque se deben de tener ciertas circunstancias para obtener el triángulo de velocidades, por ende, las VAWT's tienden a necesitar un sistema para generar el autoarranque.

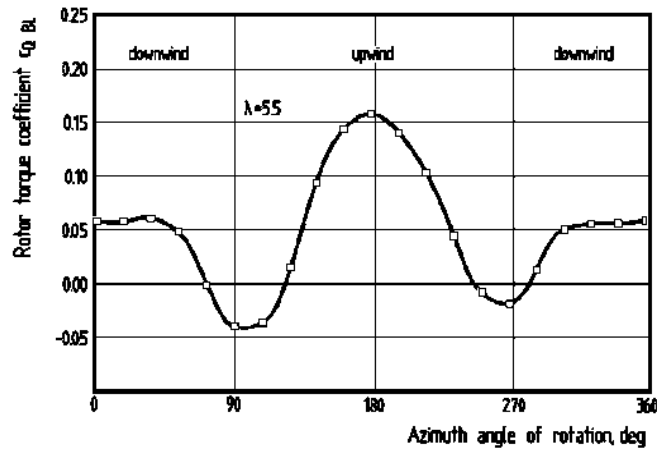


Figura 2.8 Variación del torque de un ala de un rotor de eje vertical, durante la rotación (Hau, 2006)

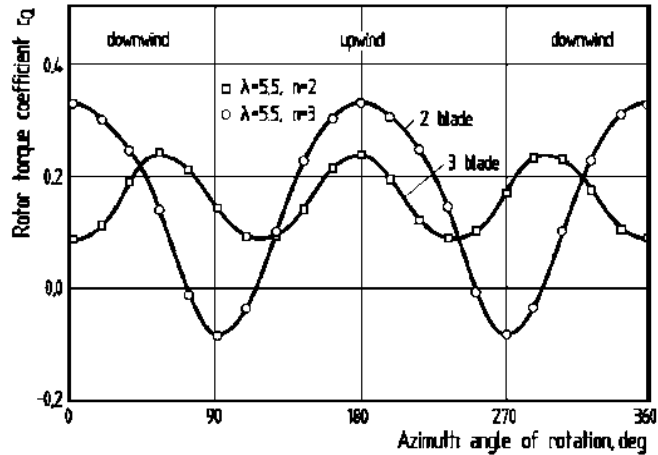


Figura 2.9 Variación del torque de un rotor de eje vertical, durante la rotación con 2 y 3 álabes (Hau, 2006)

2.9. Cargas y esfuerzos estructurales

Las turbinas eólicas están sometidas a cargas como esfuerzos, pero estas cargas son variables debido a que la velocidad del viento no es constante, esto ocasiona que sea más complejo el cálculo de dichas cargas ya que si se calculan como cargas estáticas, estas tenderán a fatigarse y fracturar en algún punto. Por otro lado, la densidad del aire es muy baja, por lo tanto, se requiere que los componentes de la turbina sean de mayor tamaño para poder capturar la energía eólica necesaria para lo cual fue diseñado la turbina. Al incrementar las dimensiones de los componentes produce un aumento en las cargas debido a que existirá una mayor área de contacto por las corrientes de viento, aparte que las estructuras se volverán inevitablemente elásticas generando también vibraciones y resonancias pudiendo generar componentes de cargas dinámicas mayores.

Por ende, los componentes deben tener los siguientes requerimientos:

- El primer requerimiento es ser capaces de resistir las cargas máximas del viento que pudieran ocurrir.
- El segundo requerimiento es garantizar que la vida útil por fatiga ronde entre los 20 y 30 años de servicio, con respecto a las cargas máximas.
- El tercer requerimiento concierne a la rigidez de los componentes respecto a la vibración y la deflexión crítica. La vibración originada por el viento puede ser controlada solamente cuando los parámetros de rigidez de todos los componentes son ajustados correctamente.

Las causas de todas las fuerzas actuando sobre el rotor se atribuyen a los efectos aerodinámicos, a la gravedad y a las fuerzas de inercia, los cuales se pueden clasificar como:

- Las cargas aerodinámicas con velocidad y fuerzas centrífugas constantes y uniformes, generan cargas estables independientes del tiempo, siempre y cuando el rotor esté funcionando a una velocidad constante.
- Un flujo de viento el cual es estable pero no uniforme sobre el área de barrido del rotor causa cargas cíclicas que cambian con la rotación del rotor.
- Las fuerzas de inercia debido al peso de los álabes del roto también generan cargas las cuales son periódicas e inestables.
- Cargas estocásticas no periódicas causadas por las turbulencias eólicas, en otras palabras, cargas aleatorias debido a las turbulencias generadas por el movimiento de los álabes del rotor.

2.10. Materiales compuestos

En el día a día se han ido desarrollando nuevas tecnologías las cuales requieren otras técnicas de fabricación, técnicas para obtención o fabricación de materiales, entre otros factores. Aparte muchos nuevos productos y estructuras como aviones, automóviles, turbinas eólicas entre otros, requieren materiales cada vez más resistentes o que cumplan ciertas características específicas para la función requerida. Con este enfoque, nacieron hace mucho los materiales compuestos el cual consiste en dos o más fases a una escala macroscópica, los cuales tienen propiedades mecánicas o químicas superiores a las que tendría uno de los materiales del compuesto por separado.

Usualmente una de las fases es discontinua, conocida como “fibra” la cual es un material rígido y otra fase denominada matriz, la cual permite reforzar y unir las fibras en este caso con otros materiales, pudiendo ser de distinto elemento o del mismo, pero con un acomodo distinto.

Las propiedades físicas y químicas de un material dependerán de las propiedades de los elementos, geometría y distribución de las fases. Uno de los parámetros más importantes es la fracción de volumen o peso de fibras en el material compuesto.

Una de las desventajas de los materiales compuestos es el alto coste de las materias primas, pero se compensa con el bajo coste del equipamiento y mano de obra en el proceso de preparación, ensamblado, y aplicación de los materiales compuestos.

Los materiales compuestos pueden operar en ambientes hostiles por grandes periodos de tiempo. Otra ventaja es que estos materiales tienen grandes periodos de vida bajo fatiga y su mantenimiento y reparaciones son sencillas (Hull, 2003).

Si las fibras no tienen una orientación, sino que se encuentran en un acomodo aleatorio, poseen un carácter local y puede proveer isotropía mecánica al compuesto. Por otro lado, si el refuerzo tiene un acomodo uniforme, el efecto reforzante es de carácter general, obteniendo anisotropía debido a la orientación de las fibras (V. Amigo, 2009).

2.10.1. Fibras

Se conoce como fibra a los pequeños filamentos de algún material, ya sea orgánico o no, los cuales se pueden tener como polvo, como fibras de hilo de pequeños tamaños o incluso de gran longitud y entrelazados. El propósito de las fibras es reforzar materiales o crear nuevos, obteniendo una mayor rigidez, resistencias a la corrosión entre otras propiedades.

La fuerza y rigidez de las fibras son principalmente determinadas por los diversos tipos de fibras, su proporción laminar y la dirección de acomodo de las mismas.

Los espesores para las fibras de vidrio son entre los 5 a 20 micrómetros (10^{-6} m), para las fibras de carbono el espesor ronda entre los 5 a 10 micrómetros. Cuanto más fina es la fibra, mayor es su resistencia; por ejemplo, para el caso de una fibra de vidrio, la resistencia promedio es de 3000 MPa, pero, para un vidrio sólido, su resistencia es de 55 MPa (Sons J. W., 2014).

2.10.2. Fibra de vidrio

La fibra de vidrio es un tipo común de fibra utilizado como reforzamiento. Se puede encontrar en forma de hilos sin alguna orientación o también en acomodos como si fueran mallas, donde las fibras pueden estar orientadas a 0° , $\pm 45^\circ$, $\pm 90^\circ$, estas formas son también conocidos como arreglos, unidireccional, bidireccional y tridimensional. Los unidireccionales se representan como hilos en una sola dirección, los bidireccionales o biaxiales, se tiene como entrelazados o tejidos en dos direcciones y los tridireccionales o triaxial, se encuentran orientados en forma de trenza, usualmente encontrados como -45° , $+45^\circ$ y 90° (Barbero, 2017).

También se les puede encontrar en la combinación de varias orientaciones, según sea el propósito de su uso. Usualmente estas fibras son llamadas reforzamiento y van acompañadas de resinas o también conocidas como matriz, las cuales le dan la rigidez, unión, resistencia o las características que requieren.

Las propiedades que destacan de la fibra de vidrio son: su dureza, resistencia a la corrosión, flexibilidad, el peso de las mismas es inferior a muchos materiales, entre otras. La fibra de

vidrio se procesa a partir de vidrio a granel, la cual es una sustancia fabricada de una mezcla entre arena, piedra caliza y otros compuestos, principalmente el dióxido de silicio (SiO_2).

Además, las fibras de vidrio se pueden encontrar de diferentes tipos como E-, S-, R- y C-. Las fibras de vidrio tipo E son utilizadas en situaciones donde se requiere una alta resistencia a la tracción y buena resistencia química. Las fibras tipo S y S-2 tienen la mayor resistencia, pero son mucho más costosas. Las fibras tipo C poseen excelentes características de resistencia a la corrosión. Las fibras tipo D se utilizan en aplicaciones eléctricas, para el caso de aisladores de alto voltaje. Las fibras tipo A y AR son utilizadas para piezas de tejido, de superficies ligeras. Las fibras de vidrio tipo R, son fibras con un alto módulo a la resistencia, así como resistencia a la humedad y estabilidad a la fatiga, son utilizadas en el campo industrial de alto rendimiento.

Para el caso de álabes de un rotor, las más utilizadas son las fibras de vidrio tipo E-, con un módulo de Young aproximado a los 76 GPa (10^3 N/mm^2), un módulo de corte de 30 GPa, el radio de Poisson alrededor de 0.24, esfuerzo de tensión igual a 1500 MPa, una densidad igual a 2.6 g/cm^3 y fractura por elongación de 3.5% (Sons J. W., 2014).

2.10.3. Fibra de carbono

Las fibras de carbono tienen un módulo de Young mayor, pero, son mucho más costosas, tienen buena conductividad térmica, son fuertemente anisotrópicos, sus propiedades mecánicas son dependientes de la orientación de las fibras y son más difíciles de trabajar que las fibras de vidrio.

Son utilizados para los semi acabados que requieren alcanzar mayores esfuerzos y resistencias.

- Fibras normales, con un módulo de Young igual a 200 GPa, esfuerzo a la tensión de 1800 MPa, fractura por elongación de 1.3%
- Fibras de alta resistencia, con un módulo de Young de 350 GPa, un esfuerzo a la tensión de 3500 MPa, fractura por elongación de 1.3%
- Fibras de ultra resistencia, con un módulo de Young de 800 GPa, esfuerzo a la tensión de 2000 MPa y fractura por elongación de 0.5% (Sons J. W., 2014)

En la fabricación de álabes de turbinas, dependiendo las dimensiones de la misma pueden requerir un soporte interno para darle rigidez debido a que la sección transversal del perfil aerodinámico, es usualmente hueco, con el fin de disminuir el peso de la estructura y conseguir una mayor eficiencia.

La fibra de carbono posee mayor rigidez que las fibras de vidrio, debido a esto usualmente se instala una viga a lo largo del perfil aerodinámico y se pega con un adhesivo industrial

especial. Esto con el fin de darle más rigidez al álabe y manteniendo un peso bajo en comparación de que si fuera una pieza sólida.

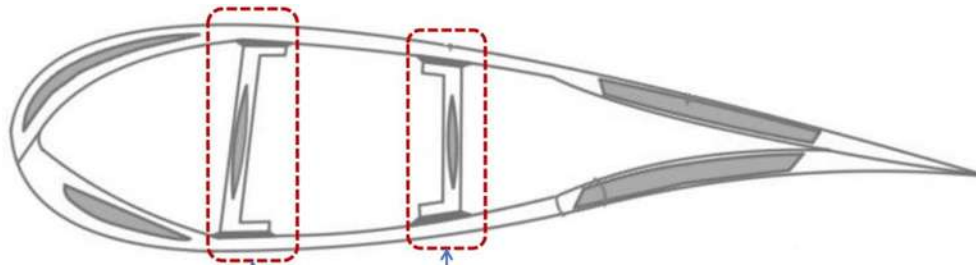


Figura 2.10 Ilustración de largueros o vigas, utilizados en algunos álabes para dar una mayor rigidez al mismo (Fuente CIATEQ)

2.10.4. Resinas

Las resinas o matrices (aditamentos) son una mezcla de fibras, utilizadas para transmitir las cargas a las fibras individuales, distribuyendo de esta manera las cargas de compresión de las fibras, soportando las mismas cargas y para protegerlas de los efectos ocasionados por el medio ambiente. La matriz es isotrópica, tiene un mayor alargamiento debido a la fractura por elongación ya que en la matriz hay una mayor expansión local directa que en la expansión media del laminado (Barbero, 2017).

Las resinas utilizadas para la producción de láminas son:

- **Resinas de poliéster insaturadas:** estas son baratas, fáciles de trabajar y tienen una menor viscosidad relativa, esto asegura una buena saturación de las fibras. La desventaja de esta resina es que produce laminas con un alcance relativamente bajo de resistencia. Son isotrópicos y sus propiedades mecánicas son, módulo de Young entre 3000 a 3500 MPa, un radio de Poisson entre 0.34 a 0.35, el módulo cortante entre 1100 y 1300 MPa, esfuerzo a la tensión entre 40 a 80 MPa, fractura por elongación de 4% a 6%, una densidad de 1.2 a 1.4 g/cm^3 (Sons J. W., 2014).
- **Resinas epoxy:** son relativamente caras y particularmente adecuadas para cargas laminares mayores, tienen las mejores propiedades mecánicas. Su viscosidad es mejor que las resinas de poliéster insaturadas. Son isotrópicas y sus propiedades mecánicas son, módulo de Young 3500 a 4500 MPa, un radio de Poisson de 0.38 a 0.40, un módulo cortante entre 1400 a 1600 MPa, esfuerzo a la tensión entre 50 a 100 MPa, fractura por elongación del 3 al 6% densidad de 1.1 a 1.4 g/cm^3 (Sons J. W., 2014).

2.10.5. Manufactura de láminas de materiales compuestos reforzados con fibras

La manufactura de los materiales compuestos es a menudo parte del proceso de fabricación de elementos estructurales o incluso de alguna estructura completa. Pueden tomar la forma de una estructura irregular pero la más convencional es manufactura de láminas.

El formado de piezas en varias industrias, sigue siendo una operación manual mediante técnicas donde la calidad del producto depende de la habilidad del trabajador. Sin embargo, este tipo de técnicas es peligrosa para la salud debido a que el trabajador está expuesto a polvos de la misma fibra como a los gases de las resinas, catalizadores, entre otras sustancias tóxicas. Por otro lado, existen diversos métodos, entre los más comunes se encuentran:

- Pultrusión
- Moldeo por transferencia de resina RTM
- Compuesto de moldeo de lámina SMC
- Infusión
- Pre – impregnado
- Enrollamiento de filamento

2.10.5.1 Pultrusión

El proceso de Pultrusión es un proceso continuo, por ende, es utilizado para la fabricación de piezas con una sección transversal constante tal como varillas, ciertas molduras, entre otros. (Figura 2.11)

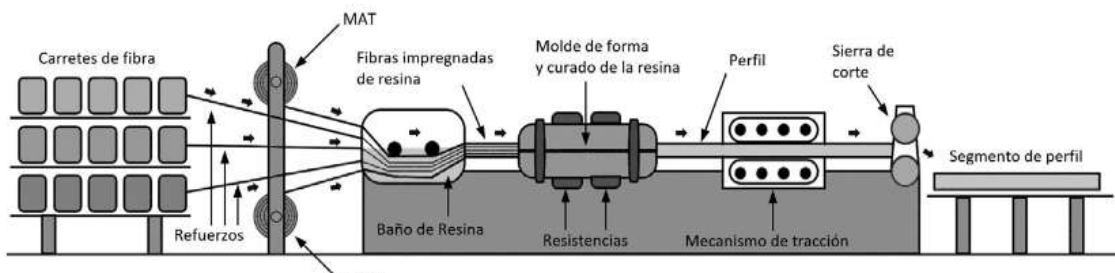


Figura 2.11 Proceso de Pultrusión (Teth Azrael Cortés Aguilar, 2020)

El proceso inicia en dos etapas, por un lado, está la etapa de alimentación, donde pasan las fibras por una placa perforada para dicha actividad, mientras que en otra etapa llamada de pre - moldeo donde se agrega un tejido o matriz para el reforzamiento de las fibras, las mismas son impregnadas de resina y pasan a una etapa de pre - conformado para ajustar la orientación de las fibras antes de pasar por el molde.

El proceso de impregnación de la resina puede llevarse a cabo mediante cuatro formas: baño de inmersión, baño cerrado, molde de inyección de resina y rollos de fibra pre impregnados.

En la etapa de moldeo, se da la forma deseada a las piezas con un área de sección transversal constante, mediante la incidencia de calor. Esta incidencia se lleva a cabo en tres etapas: pre - calentamiento de la matriz y del refuerzo, activación del catalizador de polimerización y el curado del material compuesto (Figura 2.12).

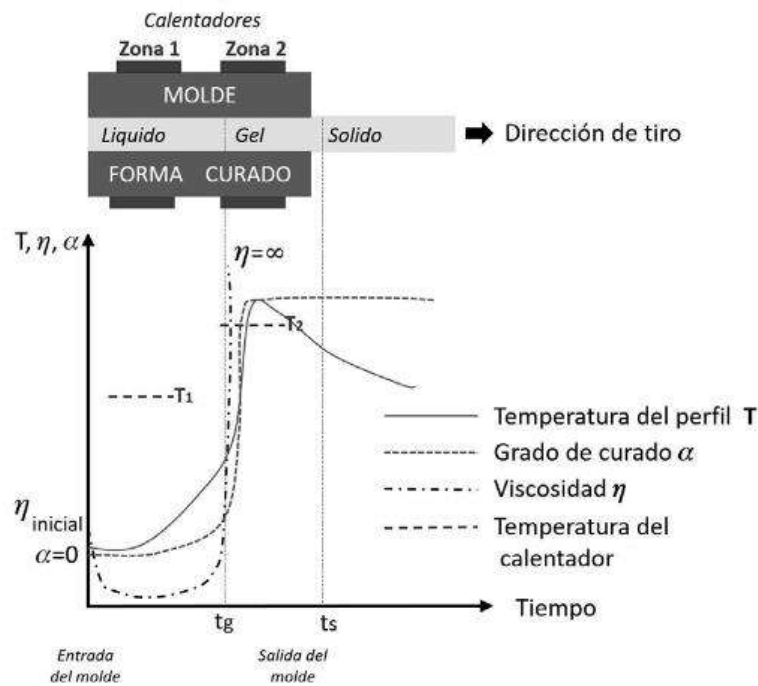


Figura 2.12 Ciclo de curado para un proceso de Pultrusión (Teth Azrael Cortés Aguilar, 2020)

2.10.5.2 Moldeado por transferencia de resina RTM

El proceso RTM se considera como un proceso de molde cerrado de baja presión. En el cual se colocan refuerzos de fibra en el interior del molde, posteriormente es sellado y se inyecta la resina con catalizador al interior del molde. La extracción del aire se realiza mediante vacío a través de respiraderos ubicados en el molde. Una vez curada la pieza se destapa el molde y se retira. Para disminuir el tiempo de curado, algunos moldes pueden ser precalentados o calentados durante el mismo proceso (Figura 2.13).

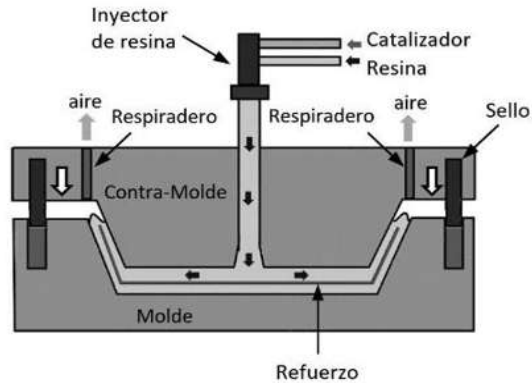


Figura 2.13 Proceso de moldeo por transferencia de resina RTM (Teth Azrael Cortés Aguilar, 2020)

2.10.5.3 Compuesto de moldeo en lámina SMC

El proceso SMC es un proceso de fabricación de material compuesto reforzado. El compuesto es un material poliéster reforzado con fibra de vidrio o de carbono preparado para procesos de moldeo por compresión en ciclos cortos (Energy, 2015).

El moldeo en lámina SMC consiste en un proceso continuo donde es cortada fibra de vidrio o de carbono y se dispersa sobre una capa de resina de poliéster, vinil-éster o epoxi, posteriormente pasa a un molde donde toma la forma del mismo sin mayores complicaciones. Debido a que se dispersan las fibras de vidrio o de carbono, este tipo de proceso sólo es utilizado para fabricación de partes automotrices con baja resistencia mecánica u otras piezas mecánicas de bajo costo de producción (Figura 2.14).

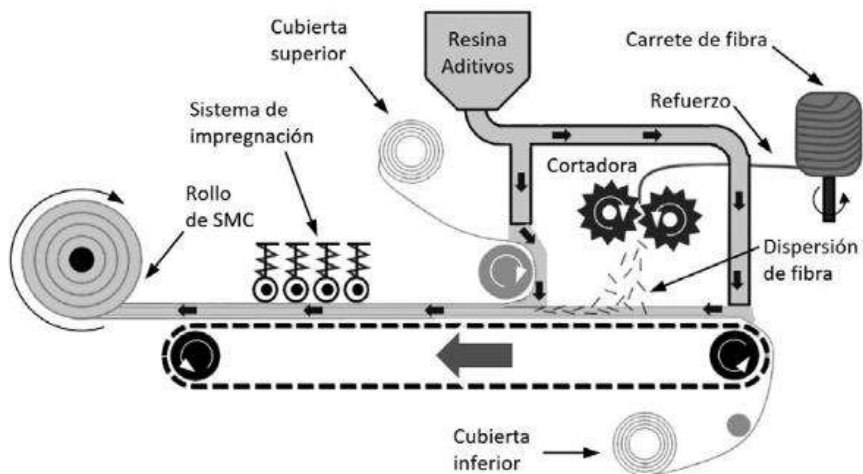


Figura 2.14 Proceso de fabricación de láminas SMC (Teth Azrael Cortés Aguilar, 2020)

2.10.5.4 Infusión

El proceso de infusión consiste en la fabricación de piezas de material compuesto mediante vacío. El vacío permite que el flujo de la resina sea uniforme en todas las direcciones, incluyendo en la sección transversal, obteniendo de esta forma un espesor final de la pieza más parejo.

El proceso de infusión puede ser sobre un molde rígido o un molde flexible con la utilización de una bolsa de vacío. Durante el proceso se utiliza tanto una red usualmente de nylon, la cual tiene la función de distribuir la resina para evitar tener burbujas en la pieza. También es usada una tela desmoldeante la cual funciona para evitar que la red de nylon se pegue a la pieza.

Este proceso es empleado en la fabricación de piezas marítimas como el casco de barcos, en los álabes de turbinas eólicas, piezas aeronáuticas, piezas automotrices, entre otras, debido a su bajo costo (Figura 2.15).

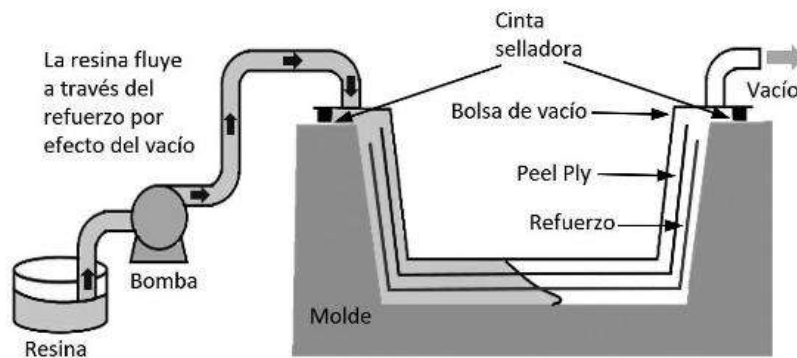


Figura 2.15 Proceso de moldeo por infusión de resina (Teth Azrael Cortés Aguilar, 2020)

2.10.5.5 Pre – impregnado

El proceso de pre impregnado consiste depositar la fibra, en la cual ya viene impregnada la resina, pero debido a esto requiere que se encuentre refrigerada. Reduce el riesgo de impregnación deficiente y poseen una baja porosidad, menor al 1% debido a su alta concentración de refuerzos tiene un buen rendimiento mecánico. (Figura 2.16)

El costo del proceso por pieza es mucho más elevado que el de los otros.

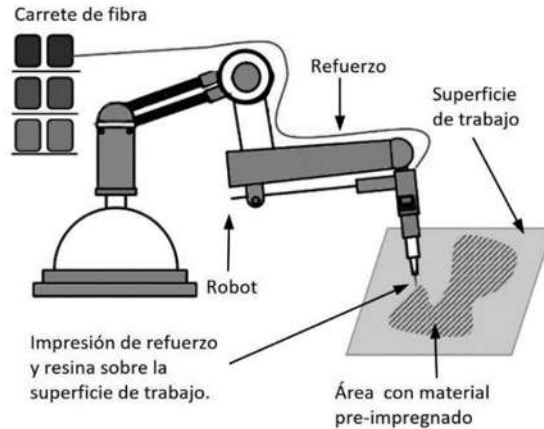


Figura 2.16 Proceso de impresión del material pre – impregnado (Teth Azrael Cortés Aguilar, 2020)

2.10.5.6 Enrollamiento de filamento

El proceso de enrollamiento de filamento continuo consiste en varios carretes de fibras que se desenrollan mediante separadores o peines para pasar por la impregnación de resina. Posteriormente, las fibras se tensan y se enrollan sobre un molde de revolución (Figura 2.17).

El proceso es principalmente utilizado en la fabricación de tuberías y de piezas aeroespaciales.

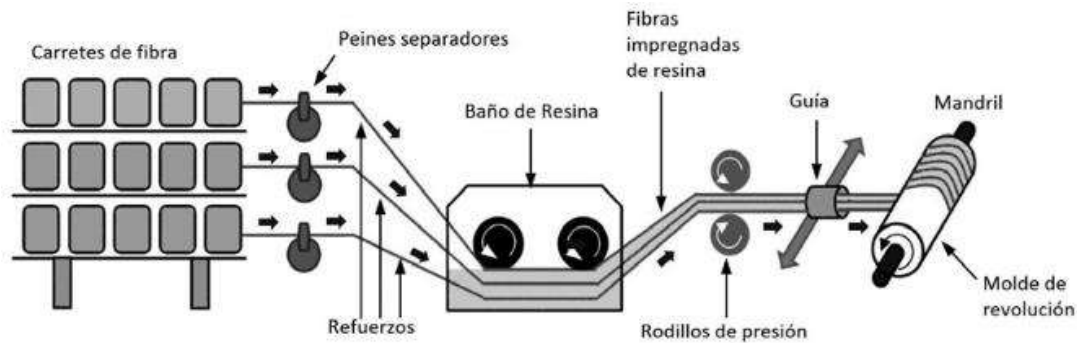


Figura 2.17 Procesos de conformado por enrollamiento de filamento (Teth Azrael Cortés Aguilar, 2020)

2.10.5.7 Láminas

Normalmente los laminados pueden ser conjunto de fibras sin ninguna dirección, aunque también las fibras se pueden encontrar en arreglos direccionales como unidireccionales, biaxiales o triaxiales. Las láminas unidireccionales usualmente están orientadas principalmente con respecto a la longitud de la fibra siendo esta paralela al eje “x” normalmente, también conocidas como dirección 1. Como se muestra en la (Figura 2.18).

Las fibras son el principal reforzamiento o soporte de cargas, siendo resistentes y rígidas. La función de la matriz siendo en este caso resina, es soportar, proteger y permitir la distribución de las cargas a través de las fibras (Jones, 1999).

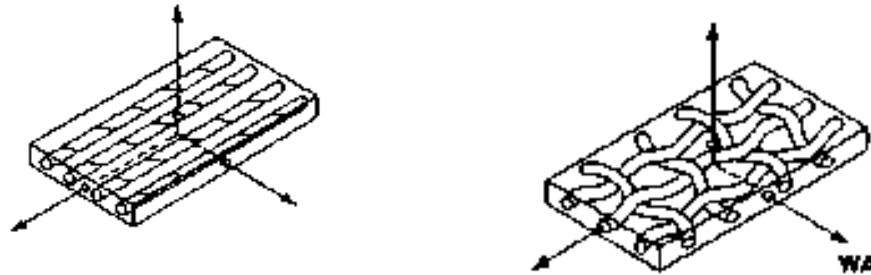


Figura 2.18 Lamina con fibras uniaxiales y lamina con fibras tejidas (Jones, 1999)

Las propiedades mecánicas de estos arreglos dependen principalmente de tres factores, uno es el tipo de material y de la matriz, otro es el tipo de acomodo que tengan las fibras en los laminados como el espesor por capa o por lámina y por último depende también de la dirección de las fuerzas externas actuando sobre los arreglos con respecto a la orientación de las fibras.

Los laminados son un conjunto de capas que pueden variar en el espesor, aunque usualmente es el mismo para cada capa, de las cuales pueden estar conformadas por diversos tipos de fibras o del mismo material, así como también pueden estar las fibras de cada capa orientadas en la misma dirección o tener una variación completa en su orientación como se muestra en la (Figura 2.19).

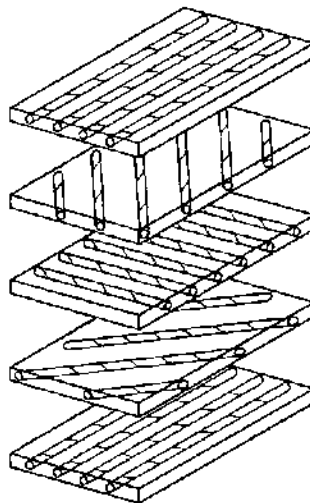


Figura 2.19 Construcción de laminado con materiales compuestos en diversas orientaciones (Jones, 1999)

2.10.6. Comportamiento mecánico de los materiales compuestos

Una lámina es una placa plana o curva, la cual tiene un arreglo unidireccional, biaxiales o triaxiales de sus fibras o tejidos (woven fibers) siendo soportadas por una matriz. Para poder comprender como trabajan las fibras, se basará en las fibras unidireccionales. El comportamiento de los materiales compuestos reforzados con fibras, varía desde la orientación de las fibras, el sentido de aplicación de algún esfuerzo, el tamaño y grosor de la fibra, entre otras propiedades como: homogeneidad, isotropía, anisotropía, entre otras (Figura 2.20).

Se puede considerar a un material como:

- Homogéneo cuando sus propiedades son las mismas en cualquier parte o en cualquier instancia de tiempo.
- Un material isotrópico es aquel que tiene todas sus propiedades mecánicas y térmicas iguales en todas las direcciones.
- Un material es ortotrópico si sus propiedades mecánicas o térmicas son únicas e independientes en dos o más direcciones perpendiculares entre sí.
- Un material anisotrópico es aquel que tiene todas sus propiedades distintas.

Los materiales compuestos se representan dentro de la categoría de materiales ortotrópicos, aunque también por condiciones de manufactura o laminación, se pueden comportar como isotrópicos (Jones, 1999).

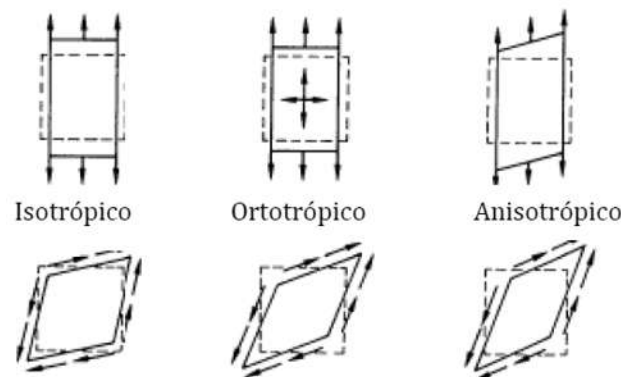


Figura 2.20 Comportamiento mecánico de diversos materiales (Jones, 1999)

Considerando previamente la ley de Hooke, describe que, para un material elástico, la relación entre la deformación y los esfuerzos se puede representar mediante una ecuación tensorial, tal como:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}\epsilon_{kl}$$

Donde (σ_{ij}) es el tensor de segundo orden, representa las componentes de esfuerzo en tres dimensiones “x, y, z”, tal como se observa en la (Figura 2.21). La componente (C_{ijkl}) representa la matriz de rigidez y la componente (ϵ_{kl}) representan las componentes de deformación.

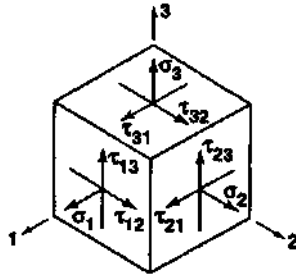


Figura 2.21 Esfuerzos principales y cortantes en un elemento (Jones, 1999)

La presencia de dos planos de simetría o más, hace que la matriz se pueda representar como:

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{12} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & C_{44} & 0 & 0 \\ & & & & C_{55} & 0 \\ & & & & & C_{66} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{pmatrix} \quad (2.35)$$

A diferencia de los materiales anisotrópicos, para el caso de los materiales ortotrópicos no hay interacción entre las deformaciones debido a cizalla y los esfuerzos normales, de igual manera no hay interacciones entre las deformaciones normales y los esfuerzos cortantes (Jones, 1999).

Representando la relación de deformación esfuerzo, de forma ingenieril para especificar las constantes ortotrópicas para un material compuesto se tiene:

$$\begin{bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{22} & S_{23} & 0 & 0 & 0 \\ S_{13} & S_{23} & S_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{12} \end{bmatrix} \quad (2.36)$$

2.10.7. Rigidez y constantes de ingeniería para materiales ortotrópicos

Las constantes de ingeniería son conocidas generalmente como Módulo de elasticidad o Módulo de Young, el coeficiente de Poisson y el Módulo de cizalladura o cortante. Estas constantes son caracterizadas en pruebas simples como ensayos uniaxiales a tensión o ensayos de cortante puro.

Las constantes de ingeniería son generalmente la pendiente de la curva de esfuerzo contra deformación unitaria ($E = \sigma / \varepsilon$) o puede ser la pendiente de la curva de deformación contra esfuerzo. La relación de Poisson para el caso de una fuerza axial, puede generar de igual manera una pendiente ($\nu = -\varepsilon_y / \varepsilon_x$ para $\sigma_x = \sigma$ y todos los otros esfuerzos son cero). Las componentes de (S_{ij}) , siendo una matriz que describe la propiedad del material de una deformación elástica o un cambio de volumen de la componente cuando se la aplica una carga, son determinadas más directamente que la matriz de rigidez (C_{ij}) . La matriz de acoplamiento (S_{ij}) , para un material ortotrópico en términos de constantes ingenieriles será entonces:

$$[S_{ij}] = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & -\frac{\nu_{31}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{32}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{13}}{E_1} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{31}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \quad (2.37)$$

Donde:

E_1, E_2, E_3 = Módulo de Young en las direcciones principales (1, 2, 3)

ν_{ij} = coeficiente de Poisson, el cual se define como la deformación transversal (con signo negativo) en la dirección “j” sobre la deformación en la dirección “i” cuando el esfuerzo es aplicado en la dirección “i”.

$$\nu_{ij} = -\frac{\varepsilon_j}{\varepsilon_i} \quad (2.38)$$

Los esfuerzos $\sigma_j = \sigma$ serán iguales a cero.

G_{23}, G_{31}, G_{12} = Módulo de cizalla en los planos 2-3, 3-1 y 1-2, respectivamente.

Únicamente, ν_{12}, ν_{13} y ν_{23} , necesitan ser considerados debido a que ν_{21}, ν_{31} y ν_{32} , pueden ser expresados en términos de del primer grupo de coeficiente de Poisson y del módulo de Young.

La diferencia entre ν_{12} y ν_{21} para un material ortotrópico, se puede observar en la (Figura 2.26) donde se visualización dos casos de esfuerzo uniaxial sobre un elemento. Para el primer elemento mostrado, un esfuerzo es aplicado en la dirección principal “1”. De la matriz de acoplamiento (S_{ij}) (2.37) y de la matriz de rigidez (C_{ij}) (2.36), se obtienen las deformaciones unitarias:

$$\varepsilon_1 = \frac{\sigma}{E_1} \quad \varepsilon_2 = -\frac{\nu_{12}}{E_1} \sigma \quad (2.39)$$

Las direcciones de las deformaciones unitarias y las deformaciones totales son sobrescritas como:

$$\Delta_1 = \frac{\sigma L}{E_1} \quad \Delta_2 = \frac{\nu_{12}}{E_1} \sigma L \quad (2.40)$$

Para el segundo caso, en la (Figura 2.22) del lado derecho, el mismo valor de esfuerzo es aplicado en la dirección principal “2”. Por ende, las deformaciones unitarias son:

$$\varepsilon_1 = -\frac{\nu_{21}}{E_2} \sigma \quad \varepsilon_2 = \frac{\sigma}{E_2} \quad (2.41)$$

Y las deformaciones serán:

$$\Delta_1 = \frac{\nu_{21}}{E_2} \sigma L \quad \Delta_2 = \frac{\sigma L}{E_2} \quad (2.42)$$

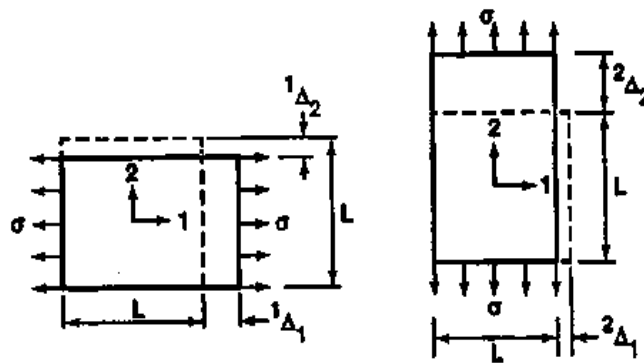


Figura 2.22 Diferencia entre ν_{12} y ν_{21} para el esfuerzo en la dirección 1 y 2, respectivamente. (Jones, 1999)

Si $E_1 > E_2$ como es el caso para una lámina reforzada con fibras orientadas hacia la dirección principal “1”, por ende $\Delta_1 > \Delta_2$ como se espera porque la lámina es más rígida en la dirección

principal “1” que en la dirección principal “2”. Sin embargo, debido a la relación recíproca que se observó en la imagen anterior y las relaciones de las ecuaciones, independientemente de los valores de los módulos de elasticidad E_1 y E_2 , por lo tanto:

$$\Delta_2 = \Delta_1$$

Donde “ Δ_2 ” es referido para el esfuerzo en la dirección 1 y “ Δ_1 ” es referido para el esfuerzo en la dirección 2. Esto es, la deformación transversal (y la deformación unitaria transversal) siendo la misma cuando el esfuerzo es aplicado en la dirección “2” como cuando es aplicado el mismo esfuerzo en la dirección “1”. Sin embargo, ν_{12} no es la misma que en ν_{21} . Debido a que la matriz de rigidez (C_{ij}) y el acoplamiento de la matriz (S_{ij}) es mutuamente inversa, siguiendo para la matriz algebraica sus componentes son escritas como es mostrado para materiales ortotrópicos:

$$\begin{aligned} C_{11} &= \frac{S_{22}S_{33} - S_{23}^2}{S} & C_{12} &= \frac{S_{13}S_{23} - S_{12}S_{33}}{S} & C_{13} &= \frac{S_{12}S_{23} - S_{13}S_{22}}{S} \\ C_{22} &= \frac{S_{33}S_{11} - S_{13}^2}{S} & C_{23} &= \frac{S_{12}S_{13} - S_{23}S_{11}}{S} & C_{33} &= \frac{S_{11}S_{22} - S_{12}^2}{S} \\ C_{44} &= \frac{1}{S_{44}} & C_{55} &= \frac{1}{S_{55}} & C_{66} &= \frac{1}{S_{66}} \end{aligned} \quad (2.43)$$

Donde:

$$S = S_{11}S_{22}S_{33} - S_{11}S_{23}^2 - S_{22}S_{13}^2 - S_{33}S_{12}^2 + 2S_{12}S_{23}S_{13} \quad (2.44)$$

La matriz de rigidez (C_{ij}) para un material ortotrópico en termino de constantes ingenieriles es obtenido por la matriz inversa de acoplamiento (S_{ij}), en la matriz (2.37) o por la sustitución de las ecuaciones (2.43) y (2.44). Por consiguiente, las componentes de rigidez distinta de cero de la matriz (2.35) serán:

$$\begin{aligned} C_{11} &= \frac{1 - \nu_{23}\nu_{32}}{E_2E_3\Delta} & C_{22} &= \frac{1 - \nu_{13}\nu_{31}}{E_1E_3\Delta} \\ C_{12} &= \frac{\nu_{21} + \nu_{31}\nu_{23}}{E_2E_3\Delta} = \frac{\nu_{12} + \nu_{32}\nu_{13}}{E_1E_3\Delta} & C_{23} &= \frac{\nu_{32} + \nu_{12}\nu_{31}}{E_1E_3\Delta} = \frac{\nu_{23} + \nu_{21}\nu_{13}}{E_1E_2\Delta} \\ C_{13} &= \frac{\nu_{31} + \nu_{21}\nu_{32}}{E_2E_3\Delta} = \frac{\nu_{13} + \nu_{12}\nu_{23}}{E_1E_2\Delta} & C_{33} &= \frac{1 - \nu_{12}\nu_{21}}{E_1E_2\Delta} \\ C_{44} &= G_{23} & C_{55} &= G_{31} & C_{66} &= G_{12} \end{aligned} \quad (2.45)$$

Donde la deformación total será:

$$\Delta = \frac{1 - \nu_{12}\nu_{21} - \nu_{23}\nu_{32} - \nu_{31}\nu_{13} - 2\nu_{21}\nu_{32}\nu_{13}}{E_1 E_2 E_3} \quad (2.46)$$

La ecuación anterior para la deformación “ Δ ” es idéntica a la ecuación (2.44) para el valor de “S”.

2.10.8. Materiales ortotrópicos

La relación entre constantes ingenieriles para materiales ortotrópicos son más complejos. Para el caso de estos tipos de materiales, estas condiciones matemáticas pueden ser remplazadas por los argumentos matemáticos siguientes. Si solamente es aplicado un esfuerzo normal, la deformación correspondiente es determinada por los elementos diagonales de la matriz de acoplamiento. Estos elementos deben ser positivos, por ende:

$$S_{11}, S_{22}, S_{33}, S_{44}, S_{55}, S_{66} > 0 \quad (2.47)$$

En términos de constantes de ingeniería será:

$$E_1, E_2, E_3, G_{23}, G_{31}, G_{12} > 0 \quad (2.48)$$

2.10.9. Relación de esfuerzo deformación para un plano de esfuerzo en un material ortotrópico

Para una lámina reforzada unidireccionalmente en el plano 1-2 como se muestra en la (Figura 2.23) o para una lámina con entrelazados como se mostró en la (Figura 2.22), el estado de esfuerzos planos se define como:

$$\sigma_3 = 0 \quad \tau_{23} = 0 \quad \tau_{31} = 0 \quad (2.49)$$

Por lo tanto:

$$\sigma_1 \neq 0 \quad \sigma_2 \neq 0 \quad \tau_{12} \neq 0 \quad (2.50)$$

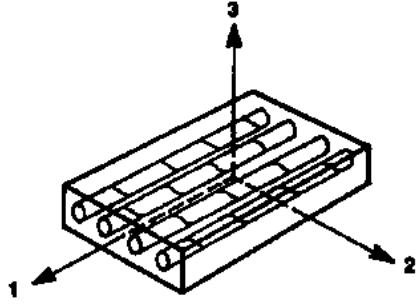


Figura 2.23 Lámina reforzada unidireccionalmente (Jones, 1999)

En los casos reales considerar el plano de esfuerzo en una lámina no es lo ideal, pero para el caso de practica es considerado por su facilidad. Después de todo, la lámina no puede resistir grandes esfuerzos en cualquier dirección, por ende, no se puede considerar que el esfuerzo en la dirección “3” o que la deformación en dicha dirección no existe o es igual a cero. Sin embargo, para mucho de los casos de caracterización de materiales, así como en los casos de proyectos o piezas de la vida real, la orientación de las fibras se encontrar en la dirección de aplicación de las fuerzas para asegurar una mayor resistencia. Muchos de los casos prácticos donde se utilizan cargas estructurales planas es para elementos como partes de carros, alabes aerodinámicos o las alas de aviones, fuselajes entre muchos más.

Para materiales ortotrópicos, imponiendo un estado de esfuerzos planos, las deformaciones resultantes implícitas fuera del plano son:

$$\varepsilon_3 = S_{13}\sigma_1 + S_{23}\sigma_2 \quad \gamma_{23} = 0 \quad \gamma_{31} = 0 \quad (2.51)$$

Donde los valores de la matriz de acoplamiento S_{13} y S_{23} , se obtienen de:

$$S_{13} = -\frac{\nu_{13}}{E_1} = -\frac{\nu_{31}}{E_3} \quad S_{23} = -\frac{\nu_{23}}{E_2} = -\frac{\nu_{32}}{E_3} \quad (2.52)$$

Por otro lado, la relación entre deformación y esfuerzo de la matriz (2.36) se reduce a:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & 0 \\ S_{12} & S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix} \quad (2.53)$$

Complementando con la ecuación (2.51), se obtiene:

$$S_{11} = \frac{1}{E_1} \quad S_{12} = -\frac{\nu_{12}}{E_1} = -\frac{\nu_{21}}{E_2} \quad S_{22} = \frac{1}{E_2} \quad S_{66} = \frac{1}{G_{12}} \quad (2.54)$$

Denotando que para poder determinar la deformación unitaria en la dirección 3 (ε_3) en la ecuación (2.51), los valores de ν_{13} y ν_{23} deberán conocerse de antemano.

La relación de deformación esfuerzo en la matriz (2.36) puede ser invertida para obtener la relación de esfuerzo deformación:

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} \quad (2.55)$$

Donde las componentes Q_{ij} son las conocidas rigidez reducida para un estado de esfuerzo plano en el plano 1-2, las cuales son determinadas ya sea como componentes de la matriz de acoplamiento invertida en la matriz (S) o directamente por la aplicación de la condición:

$$\sigma = 0$$

Para la relación deformación esfuerzo para obtener una expresión para ε_3 y simplificando los resultados para obtener:

$$Q_{ij} = C_{ij} - \frac{C_{i3}C_{j3}}{C_{33}} \quad i, j = 1, 2, 6 \quad (2.56)$$

El termino C_{63} es cero debido a que no existe el acoplamiento de extensión cortante para una lámina ortotrópica en las coordenadas principales del material. Para la lámina ortotrópica, las componentes Q_{ij} son:

$$\begin{aligned} Q_{11} &= \frac{S_{22}}{S_{11}S_{22}-S_{12}^2} & Q_{22} &= \frac{S_{11}}{S_{11}S_{22}-S_{12}^2} \\ Q_{12} &= \frac{S_{12}}{S_{11}S_{22}-S_{12}^2} & Q_{66} &= \frac{1}{S_{66}} \end{aligned} \quad (2.57)$$

Las ecuaciones anteriores en términos de las constantes ingenieriles son:

$$\begin{aligned} Q_{11} &= \frac{E_1}{1-\nu_{12}\nu_{21}} & Q_{22} &= \frac{E_2}{1-\nu_{12}\nu_{21}} \\ Q_{12} &= \frac{\nu_{12}E_2}{1-\nu_{12}\nu_{21}} = \frac{\nu_{21}E_1}{1-\nu_{12}\nu_{21}} & Q_{66} &= G_{12} \end{aligned} \quad (2.58)$$

Denotando que hay cuatro propiedades del material independientes, $E_1, E_2, \nu_{12}, G_{12}$, en las matrices (2.53) y (2.55) cuando las ecuaciones (2.54) y (2.57) son consideradas en adición a la relación recíproca:

$$\frac{\nu_{12}}{E_1} = \frac{\nu_{21}}{E_2} \quad (2.59)$$

Procediendo con las relaciones esfuerzo deformación y deformación esfuerzo, son las bases para los análisis de rigidez y esfuerzos de una lámina individual expuesta a cargas en su propio plano. Estas relaciones son indispensables en el análisis laminar. Para el plano de esfuerzos en materiales isotrópicos, las relaciones de deformaciones son:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & 0 \\ S_{12} & S_{11} & 0 \\ 0 & 0 & 2(S_{11} - S_{12}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix} \quad (2.60)$$

Donde:

$$S_{11} = \frac{1}{E} \quad S_{12} = \frac{-\nu}{E} \quad (2.61)$$

Y las relaciones de esfuerzo deformación son:

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{11} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} \quad (2.62)$$

Donde:

$$Q_{11} = \frac{E}{1-\nu^2} \quad Q_{12} = \frac{\nu E}{1-\nu^2} \quad Q_{66} = \frac{E}{2(1+\nu)} = G \quad (2.63)$$

Las relaciones isotrópicas pueden ser obtenidas desde las relaciones ortotrópicas mediante las equivalencias entre E_1 a E_2 y entre G_{12} a G o de manera igual como se obtuvieron las relaciones ortotrópicas.

Considerando un elemento cúbico de una lámina reforzada unidireccionalmente en las coordenadas principales del material, mostrado en la (Figura 2.24).

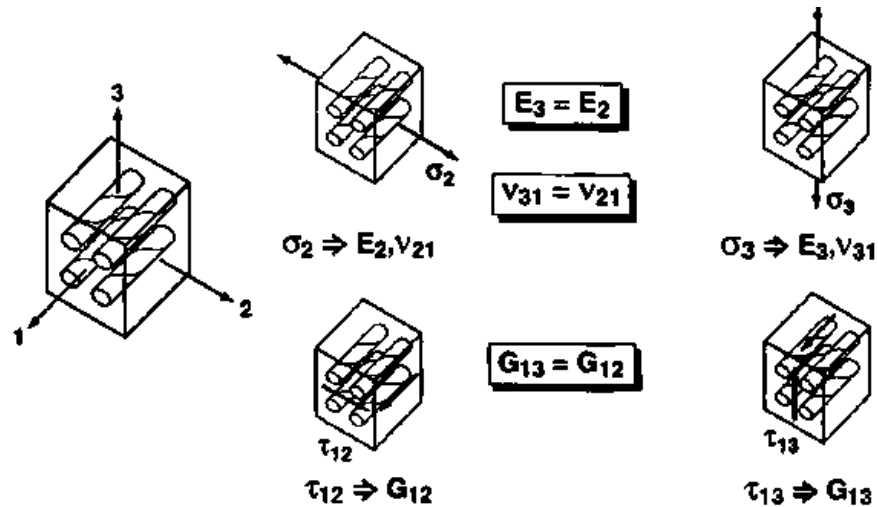


Figura 2.24 Simetría física de una lámina reforzada unidireccionalmente (Jones, 1999)

Inicialmente, se dictamina que $E_3 = E_2$ debido a que ambas rigideces son características transversales de las fibras de la misma manera. En otras palabras, la dirección “3” puede ser tratada o considerar como si fuera la dirección “2” para una lámina reforzada unidireccionalmente.

Siguiendo, se determina que $\nu_{31} = \nu_{21}$ de la misma manera $\nu_{13} = \nu_{12}$, debido a la misma consideración anterior.

Por último, independientemente ya sea el esfuerzo cortante τ_{13} o τ_{12} aplicado, la deformación resultada es idéntica debido a la simetría, las fibras tienen la misma orientación a la carga del esfuerzo cortante aplicado, entonces se tiene $G_{13} = G_{12}$.

Incluso si la orientación de las fibras en la sección cubica tomada de referencia en la (Figura 2.28) fuera aleatoria, se aplicaría la misma conclusión.

2.11. Resistencia de una lámina ortotrópica

Las características de la resistencia de una lámina ortotrópica son tan importantes como las características de la rigidez, sin embargo, es complicado obtener las características de resistencia de una lámina en todas las direcciones posibles. Por otro lado, es considerar por concepto, que las características de las direcciones principales se pueden definir por los esfuerzos principales y deformaciones unitarias, pero, considerando un material compuesto como isotrópico, la dirección de los esfuerzos principales y deformaciones unitarias no tienen mayor importancia ya que no definirán las propiedades mecánicas en las distintas orientaciones debido a que dependiendo de la orientación de las fibras, como la dirección de

la aplicación de las cargas, pueden obtenerse esfuerzos y deformaciones mayores o menor, para una u otra dirección.

El estudio de una lámina considerando propiedades iguales en tensión y compresión como ortotrópico, se debe de establecer de antemano un campo de esfuerzos o resistencias permisibles en las direcciones principales del material. La definición de las resistencias fundamentales para una lámina reforzada unidireccionalmente, se muestra en la (Figura 2.25), teniendo la resistencia longitudinal o axial en el eje “x”, la resistencia transversal en el eje “y”, y la resistencia cortante definida en la intersección de ambos ejes como “S”, siendo estos los esfuerzos permisibles $\sigma_1, \sigma_2, \tau_{12}$ respectivamente.

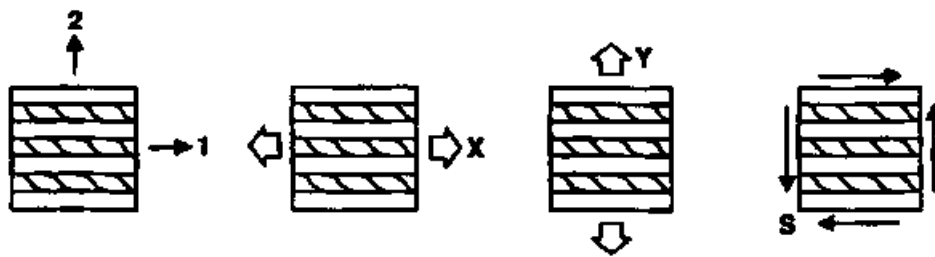


Figura 2.25 Esfuerzos fundamentales para una lámina reforzada unidireccionalmente (Jones, 1999)

Si el material posee propiedades desiguales en tensión y compresión, como es el caso de la mayoría de los materiales compuestos, se requiere determinar las resistencias de forma que se tendrá, la resistencia longitudinal o axial en tensión “Xt”, la resistencia longitudinal o axial en compresión “Xc”, la resistencia transversal en tensión “Yt”, la resistencia transversal en compresión “Yc” y la resistencia cortante “S”.

Para el caso de las láminas con fibras unidireccionales, la resistencia cortante en las direcciones principales del material es independiente de las diferencias entre tensión y compresión, por definición es un esfuerzo de cortante puro (Jones, 1999). En otras palabras, el esfuerzo cortante sea positivo o negativo, tendrá el mismo valor máximo para materiales compuestos unidireccionales y con comportamientos distintos de tensión y compresión (Figura 2.26).

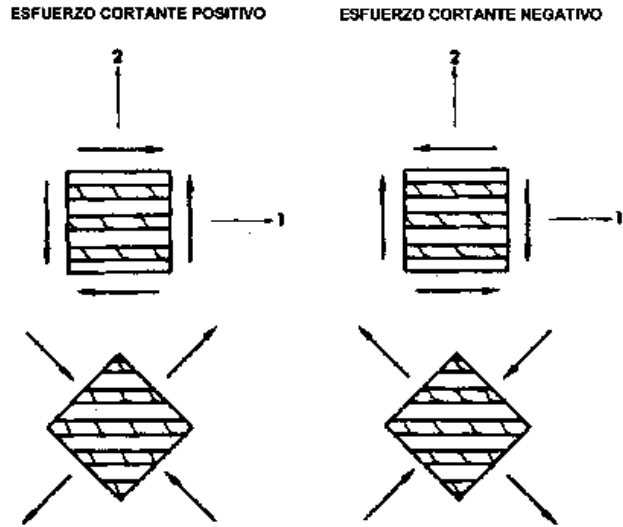


Figura 2.26 Esfuerzo cortante en las coordenadas principales del material (Jones, 1999)

Por otro lado, el valor del esfuerzo cortante máximo en otras direcciones principales del material, depende del signo del esfuerzo cortante. Para el caso de tener el análisis a 45° de los ejes principales, cuando el esfuerzo cortante es positivo, los esfuerzos a tensión resultan en la dirección de la fibra y los esfuerzos a compresión resultan perpendiculares a las fibras. Si el esfuerzo cortante es negativo, los esfuerzos de compresión existen en la dirección de las fibras y los esfuerzos de tensión resultan perpendiculares a las mismas. (Figura 2.27)

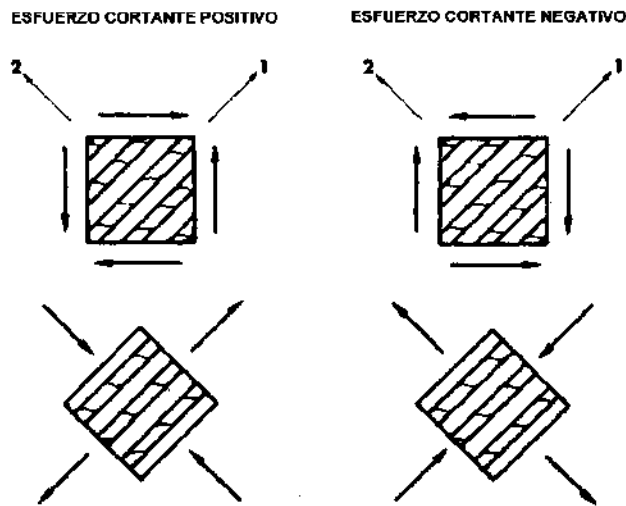


Figura 2.27 Esfuerzo cortante a 45° de las direcciones principales del material (Jones, 1999)

De esta forma se demuestra que las resistencias y rigidez del material depende tanto de la orientación de las fibras, como de la dirección de aplicación de las cargas.

2.12. Comportamiento micromecánico de una lámina

El estudio micromecánico de una lámina de material compuesto es de suma importancia debido a que los estudios previos ya sean teóricos o experimentales, únicamente conllevan a la relación de esfuerzos y deformación o viceversa, para el compuesto en general. Sin embargo, no se enfocan en que este tipo de elementos son la combinación de dos o más materiales los cuales trabajan en conjunto uno con el otro para mejorar las propiedades finales, pero, para tener un mejor entendimiento y una precisión mayor a la hora de determinar las propiedades mecánicas del elemento. Para ello se considera al elemento por separado, un estudio interno al compuesto y poder definir con mayor exactitud en qué dirección existen o se efectúan una mayor cantidad de esfuerzos con respecto a las direcciones de las cargas y orientación de las mismas fibras.

Micromecánica. – Es referido al estudio del comportamiento de materiales compuestos en donde el material constituido es examinado a detalle como parte de la definición del comportamiento del material compuesto heterogéneo.

Macromecánica. – Es referido al estudio del comportamiento del material compuesto en donde el material es asumido homogéneo y el efecto de los materiales constituidos son detectados solamente como un promedio aparente de las propiedades del material compuesto.

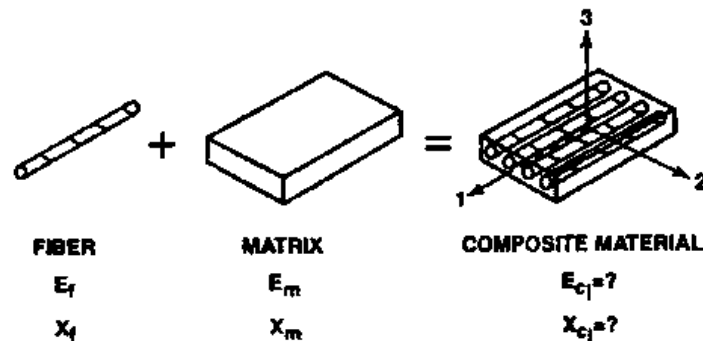


Figura 2.28 Cuestiones básicas de la micromecánica (Jones, 1999)

Las propiedades de una lámina pueden ser experimentalmente determinadas a través de ensayos o pueden ser estimadas matemáticamente las bases de las propiedades de los materiales constituidos. En otras palabras, se puede predecir las propiedades de la lámina mediante el proceso de la micromecánica, con ello, se puede caracterizar las propiedades de la lámina por mediciones físicas y posteriormente usar estas propiedades en el análisis estructural de la Macromecánica.

El objetivo de todos los enfoques micromecánicos es la determinación del módulo de elasticidad o la rigidez o el cumplimiento de un material compuesto en términos del módulo de elasticidad de cada material constituido en el compuesto. Para ello, se determina el módulo

de elasticidad de la fibra reforzada en términos de dichas propiedades para la fibra y de igual manera la matriz en dichas propiedades, con el uso de los volúmenes relativos tanto para la fibra como para la matriz.

$$C_{ij} = C_{ij}(E_f, \nu_f, V_f, E_m, \nu_m, V_m)$$

Donde

E_f = Módulo de Young para una fibra isotrópica

ν_f = Coeficiente de Poisson para una fibra isotrópica

$$V_f = \frac{\text{Volumen de las fibras}}{\text{Volumen total del material compuesto}}$$

De la misma manera los subíndices “m” son referidos a las mismas propiedades para la matriz.

La definición de la fracción volumétrica tanto para la fibra como para la matriz (V_f, V_m) respectivamente, es utilizada para obtener cálculos previos o aproximados a los reales, sin embargo, es necesario contar con ciertas constantes previas del material como la densidad de los mismos y las fracciones de masa de los mismos u otros datos.

$$V_f = \frac{V_{of}}{V_{oc}} \quad V_m = \frac{V_{om}}{V_{oc}} \quad (2.64)$$

Siendo el volumen de la fibra, volumen de la matriz y volumen del compuesto (V_{of}, V_{om}, V_{oc}) respectivamente.

Teniendo en consideración que la fracción volumétrica no es más que una fracción del compuesto para poder diferenciar los esfuerzos para cada caso, entonces se puede definir

$$V_f + V_m = 1 \quad (2.65)$$

Con esta consideración sustituyendo se tiene que el volumen del compuesto será igual a la suma de los materiales, por ende:

$$V_{of} + V_{om} = V_{oc} \quad (2.66)$$

Siendo el caso de que no se tengan los volúmenes, existen otros métodos como el proceso de calcinación, el cual determinar el contenido de fibra el cual es denominado como “fracción de masa”

$$M_f = \frac{w_f}{w_c} \quad M_m = \frac{w_m}{w_c} \quad (2.67)$$

Siendo la masa de las fibras, la masa de la matriz y la masa del compuesto (w_f, w_m, w_c) respectivamente. Sabiendo que de igual manera que con el volumen, la fracción de la masa representa una porción correspondiente al compuesto total, se tiene entonces

$$M_f + M_m = 1 \quad (2.68)$$

Teniendo la fracción de la masa de los materiales del material compuesto y sus respectivas densidades de su masa específica, se puede obtener la fracción volumétrica, de forma que

$$V_f = \frac{\frac{M_f}{\rho_f}}{\frac{M_f}{\rho_f} + \frac{M_m}{\rho_m}} \quad (2.69)$$

Siendo la densidad de la fibra y la matriz (ρ_f, ρ_m) respectivamente.

2.13. Determinación de E_1

El módulo a determinarse es referido a la dirección principal “1” del material compuesto, en otras palabras, en dirección paralela de las fibras. Como se observa en la (Figura 2.29)

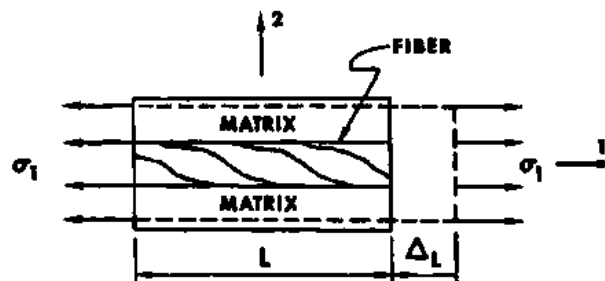


Figura 2.29 Representación de las cargas en la dirección principal 1 (Jones, 1999)

$$\varepsilon_1 = \frac{\Delta L}{L} \quad (2.70)$$

Donde ε_1 aplica tanto para las fibras como para la matriz. Por lo tanto, si ambos materiales constituidos se comportan elásticamente, la dirección del esfuerzo será:

$$\sigma_f = E_f \varepsilon_1 \quad \sigma_m = E_m \varepsilon_1 \quad (2.71)$$

El esfuerzo promedio σ_1 actúa sobre el área de sección transversal A del volumen del elemento representativo, σ_f actúa sobre el área de sección transversal de las fibras A_f y σ_m actúa sobre el área de la sección transversal de la matriz A_m . Por lo tanto, la fuerza resultante del volumen del elemento del material compuesto es:

$$F = \sigma_1 A = \sigma_f A_f + \sigma_m A_m \quad (2.72)$$

Sustituyendo la ecuación (2.71) en la ecuación (2.72) y recordando la ecuación para la Macromecánica;

$$\sigma_1 = E_1 \varepsilon_1 \quad (2.73)$$

Dando como resultado:

$$E_1 = E_f \frac{A_f}{A} + E_m \frac{A_m}{A} \quad (2.74)$$

Como la fracción volumétrica para las fibras y la matriz se pueden escribir como:

$$V_f = \frac{A_f}{A} \quad V_m = \frac{A_m}{A} \quad (2.75)$$

Entonces,

$$E_1 = E_f V_f + E_m V_m \quad (2.76)$$

2.14. Determinación de E_2

El módulo de Young E_2 , del material compuesto está referido a la dirección transversal de las fibras. En la aproximación de la mecánica de materiales, el esfuerzo transversal σ_2 , es asumido para ser aplicado tanto para las fibras como para la matriz, como se muestra en la (Figura 2.30). Sin embargo, las aproximaciones no pueden ser simplemente asumidas por las deformaciones en las fibras y en la matriz en la dirección “2”.

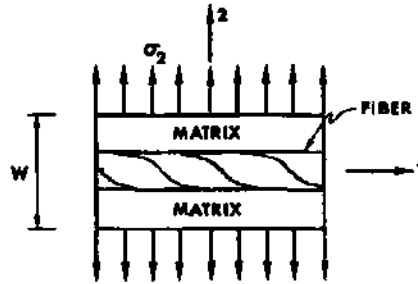


Figura 2.30 Representación de las cargas en la dirección principal 2 (Jones, 1999)

Por ende, las deformaciones en las fibras y en la matriz son obtenidas desde los esfuerzos:

$$\varepsilon_f = \frac{\sigma_2}{E_f} \quad \varepsilon_m = \frac{\sigma_2}{E_m} \quad (2.77)$$

La dimensión promedio transversal, ε_f , actúa aproximadamente sobre $V_f W$, al igual que ε_m , actúa aproximadamente sobre $V_m W$. Debido a esto, la deformación transversal total se puede escribir como:

$$\Delta W = \varepsilon_2 W = V_f W \varepsilon_f + V_m W \varepsilon_m \quad (2.78)$$

De otra manera;

$$\varepsilon_2 = V_f \varepsilon_f + V_m \varepsilon_m \quad (2.79)$$

Sustituyendo en la ecuación (2.79) la ecuación (2.77), da como resultado:

$$\varepsilon_2 = V_f \frac{\sigma_2}{E_f} + V_m \frac{\sigma_2}{E_m} \quad (2.80)$$

De la ecuación para la relación de esfuerzo deformación macroscópica;

$$\sigma_2 = E_2 \varepsilon_2 = E_2 \left[V_f \frac{\sigma_2}{E_f} + V_m \frac{\sigma_2}{E_m} \right] \quad (2.81)$$

Después de lo cual,

$$E_2 = \frac{E_f E_m}{V_m E_f + V_f E_m} \quad (2.82)$$

Los valores de los módulos de elasticidad E_f y E_m son obtenidos experimentalmente o de fichas técnicas del material dependiendo del proveedor. De la misma manera, los valores de los volúmenes para las fibras y la matriz serán obtenidos previamente.

2.15. Determinación de ν_{12}

El coeficiente de Poisson ν_{12} , es obtenido por una aproximación similar al análisis del módulo de elasticidad. El coeficiente de Poisson será el mayor para un estado de esfuerzo donde $\sigma_1 = \sigma$ y cuando todos los demás esfuerzos son nulos;

$$\nu_{12} = -\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} \quad (2.83)$$

Para este caso las deformaciones son representadas en el correspondiente volumen del elemento como se muestra en la (Figura 2.31).

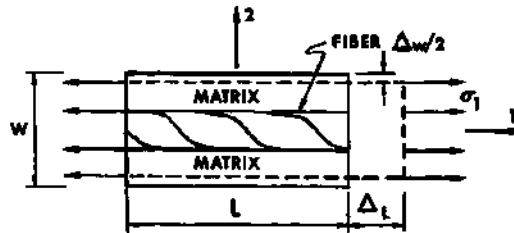


Figura 2.31 Representación de las cargas y deformaciones en la dirección principal 1 (Jones, 1999)

La deformación transversal total Δ_W es macroscópicamente:

$$\Delta_W = -W \varepsilon_2 = W \nu_{12} \varepsilon_1 \quad (2.84)$$

Pero microscópicamente es:

$$\Delta_W = \Delta_m W + \Delta_f W \quad (2.85)$$

De la misma manera que el análisis para el módulo de Young transversal, E_2 , las deformaciones transversales Δ_{mW} y Δ_{fW} son aproximadamente:

$$\Delta_{mW} = W V_m \nu_m \varepsilon_1 \quad \Delta_{fW} = W V_m \nu_m \varepsilon_1 \quad (2.86)$$

Combinando las ecuaciones (2.85) y (2.86) y dividiendo el resultado entre $\varepsilon_1 W$ se obtendrá:

$$v_{12} = v_m V_m + v_f V_f \quad (2.87)$$

2.16. Consideraciones del coeficiente de Poisson para materiales ortótropos

En materiales compuestos, las propiedades de los mismos por lo general se denominan ortotrópicas, esto es que la deformación unitaria longitudinal y la deformación unitaria transversal, dependen de la dirección de la carga con respecto a la dirección de las fibras para este caso de análisis.

Entre las constantes elásticas que define el comportamiento de un material elástico ortotrópico, sólo nueve de ellas son independiente, los módulos de elasticidad longitudinales, los módulos de elasticidad transversales y los coeficientes de Poisson, todos en las tres direcciones principales de pieza, para ello se deben de cumplir las restricciones entre los coeficientes de Poisson principales y los módulos de Young principales:

$$\begin{aligned} \frac{v_{yx}}{E_y} &= \frac{v_{xy}}{E_x} \\ \frac{v_{zx}}{E_z} &= \frac{v_{xz}}{E_x} \\ \frac{v_{yz}}{E_y} &= \frac{v_{zy}}{E_z} \end{aligned} \quad (2.88)$$

2.17. Determinación de G_{12}

El módulo de cizalla plana de una lámina, G_{12} , es determinado en la aproximación de la mecánica de materiales, donde los esfuerzos de cizalladura en las fibras y en la matriz son los mismos (para estas consideraciones, aunque en el uso real, no es así). Las cargas representadas en un elemento volumétrico, mostradas en la (Figura 2.32), representan a las deformaciones básicas como;

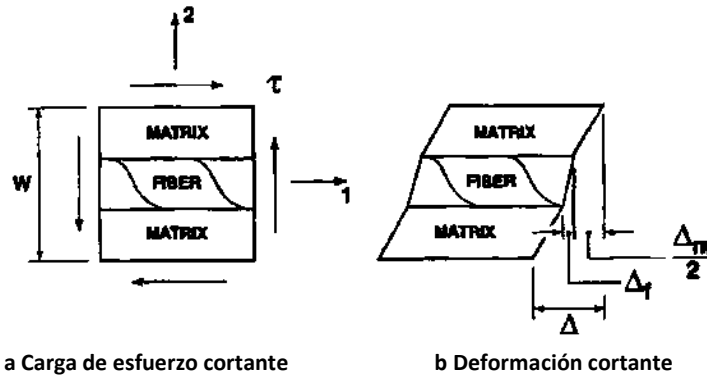


Figura 2.32 Representación de un elemento volumétrico cargado en cortante (Jones, 1999)

$$\gamma_m = \frac{\tau}{G_m} \quad \gamma_f = \frac{\tau}{G_f} \quad (2.89)$$

Los esfuerzos cortantes, deformaciones y cargas no lineales, se despreciaron para este comportamiento típico de fibras reforzadas, considerando el comportamiento como lineal. En escala microscópica, las deformaciones son mostrados en (Figura 2.32). Notando que la matriz se deforma más que la fibra en cortante, esto es porque la matriz tiene un menor módulo de cizalladura.

La deformación de cizalladura total es:

$$\Delta = \gamma W \quad (2.90)$$

y se compone aproximadamente de deformaciones microscópicas, como:

$$\Delta_m = V_m W \gamma_m \quad \Delta_f = V_f W \gamma_f \quad (2.91)$$

Entonces, como $\Delta = \Delta_m + \Delta_f$, dividiendo por W , queda la deformación unitaria por cortante:

$$\gamma = V_m \gamma_m + V_f \gamma_f \quad (2.92)$$

O sustituyendo en la ecuación (2.89) y en relación macroscópicamente:

$$\gamma = \frac{\tau}{G_{12}} \quad (2.93)$$

La ecuación (2.92) puede ser entonces escrita como:

$$\frac{\tau}{G_{12}} = V_m \frac{\tau}{G_m} + V_f \frac{\tau}{G_f} \quad (2.94)$$

Dando como resultado final se tiene:

$$G_{12} = \frac{G_m G_f}{V_m G_f + V_f G_m} \quad (2.95)$$

2.18. Criterios para la resistencia biaxial de una lámina ortotrópico

Muchas de las teorías de resistencias de los materiales se basan en estados de esfuerzos uniaxiales. Sin embargo, es necesario considerar los problemas como casos de esfuerzos biaxiales o incluso multiaxiales, respecto a las cargas existentes en las direcciones “x, y, z”. Para obtener las características de resistencias de una lámina se tendría que obtener los esfuerzos para cada dirección y para cada esfuerzo externo actuando sobre ella. Debido a que esto es muy complicado y laborioso en la práctica, se simplifica considerando la falla de la misma utilizando el concepto de elasticidad y la teoría de plasticidad. (Figura 2.33)



Figura 2.33 Falla por fractura y teoría de elasticidad (Jones, 1999)

Las principales teorías de resistencia para esfuerzos biaxiales son: la teoría de esfuerzo máximo, la teoría de la deformación unitaria máxima, la teoría de Tsai – Hill y la teoría de Tsai – Wu (Jones, 1999).

2.19. Teoría del esfuerzo máximo

La teoría de esfuerzo máximo es una teoría de falla en la cual el mayor esfuerzo normal principal σ_1 que se genera debe ser igual al esfuerzo equivalente σ_v , con la finalidad de determinar la carga máxima de un componente sujeto a esfuerzos multiaxiales. La falla del componente es cuando aparece una fractura por mínima que sea, siendo esta una deformación plástica, lo que da lugar a que el mayor esfuerzo normal que se produce es responsable de la ruptura. Por ende, la capacidad de carga máxima se puede determinar por los valores

obtenidos durante una prueba de tensión, valores como el límite elástico y resistencia a la tracción.

En la teoría del esfuerzo máximo, cada uno de los esfuerzos principales en las direcciones del material tienen que ser menores que la resistencia en dichos ejes, de lo contrario la falla ocurrirá. Por lo que se tiene para los esfuerzos de tensión:

$$\sigma_1 < X_t \quad \sigma_2 < Y_t \quad (2.96)$$

y para los esfuerzos de compresión:

$$\sigma_1 > X_c \quad \sigma_2 > Y_c \quad (2.97)$$

Para el esfuerzo cortante se tiene:

$$|\tau_{12}| < S \quad (2.98)$$

El esfuerzo cortante es independiente del signo, como se explicó en el tema “resistencia de una lámina ortotrópica”. Si alguna de las cuestiones anteriores no es satisfecha, por consiguiente, se asume que el material ha fallado por el mecanismo de falla asociado con X_t , X_c , Y_t , Y_c , S , respectivamente.

En aplicaciones del criterio del esfuerzo máximo, los esfuerzos del cuerpo considerados deben de transformarse a los esfuerzos en las direcciones principales del material.

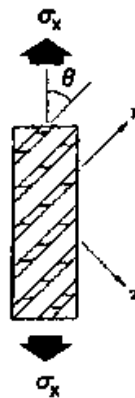


Figura 2.34 Transformación de esfuerzos debido a carga uniaxial, a esfuerzos en las direcciones principales de los ejes del material (Jones, 1999)

Considerando la (Figura 2.34), una lámina reforzada unidireccionalmente es sometida a una carga uniaxial a un ángulo θ con respecto a la dirección “1” o en la dirección de las fibras.

Por ende, los esfuerzos en las direcciones principales del material se obtienen de la siguiente forma:

$$\sigma_1 = \sigma_x \cos^2 \theta \quad (2.99)$$

$$\sigma_2 = \sigma_x \text{sen}^2 \theta \quad (2.100)$$

$$\tau_{12} = -\sigma_x \text{sen} \theta \cos \theta \quad (2.101)$$

Para determinar el esfuerzo máximo uniaxial σ_x , se despejan las ecuaciones (2.99, 2.100, 2.101) en las ecuaciones (2.96 y 2.98) respectivamente, recalcando que σ_x es el más pequeño.

$$\sigma_x < \frac{Xt}{\cos^2 \theta} \quad (2.102)$$

$$\sigma_x < \frac{Yt}{\text{sen}^2 \theta} \quad (2.103)$$

$$\sigma_x < \frac{S}{\text{sen} \theta \cos \theta} \quad (2.104)$$

2.20. Teoría de la deformación unitaria máxima

La teoría de la deformación unitaria máxima se relaciona con la teoría del esfuerzo máximo, pero en lugar de limitar los esfuerzos, se limitan las deformaciones unitarias. Si alguna de las siguientes desigualdades no es satisfecha, se dice que el material fallo.

$$\varepsilon_1 < X_{\varepsilon_t} \quad (2.105)$$

$$\varepsilon_2 < Y_{\varepsilon_t} \quad (2.106)$$

$$|\gamma_{12}| < S_{\varepsilon} \quad (2.107)$$

Incluyendo para los materiales con diferentes resistencias en tensión y a compresión.

$$\varepsilon_1 > X_{\varepsilon_c} \quad (2.108)$$

$$\varepsilon_2 > Y_{\varepsilon_c} \quad (2.109)$$

Donde:

(X_{ε_t}) y (X_{ε_c}) = son la deformación unitaria normal máxima a tensión y a compresión, respectivamente, en la dirección 1.

(Y_{ε_t}) y (Y_{ε_c}) = son la deformación unitaria normal máxima a tensión y a compresión, respectivamente, en la dirección 2.

S_{ε} = es la deformación unitaria cortante máxima en el plano 1-2.

La deformación unitaria máxima cortante no es afectada por el signo del esfuerzo cortante. Antes de poder aplicar el criterio, es necesario transformar las deformaciones unitarias en las direcciones principales del material $(\varepsilon_1, \varepsilon_2, \gamma_{12})$, para obtener las deformaciones en las coordenadas del cuerpo.

Teniendo una lámina de compuesto reforzado unidireccionalmente, expuesto a una carga uniaxial a un ángulo θ de las fibras (Figura 2.38) los esfuerzos permisibles pueden obtenerse de las deformaciones unitarias permisibles X_t, X_c, Y_t, Y_c, S .

Dado que la relación de esfuerzo – deformación unitaria para el caso de un estado de esfuerzo plano, donde σ_3 es igual a 0, el criterio de la deformación unitaria máxima es expresado como:

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{E_1} [\sigma_1 - \nu_{12} \sigma_2] \quad (2.110)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{1}{E_2} [\sigma_2 - \nu_{21} \sigma_1] \quad (2.111)$$

$$\gamma_{12} = \frac{\tau_{12}}{G_{12}} \quad (2.112)$$

Reescribiendo las ecuaciones de los esfuerzos principales del material (2.99, 2.100, 2.101) obtenidas de la teoría del esfuerzo máximo.

$$\sigma_1 = \sigma_x \cos^2 \theta$$

$$\sigma_2 = \sigma_x \sin^2 \theta$$

$$\tau_{12} = -\sigma_x \sin \theta \cos \theta$$

Sustituyendo las ecuaciones anteriores en las ecuaciones del criterio de la deformación unitaria máximo (2.110, 2.111, 2.112)

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{E_1} \sigma_x [\cos^2 \theta - \nu_{12} \text{sen}^2 \theta] \quad (2.113)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{1}{E_2} \sigma_x [\text{sen}^2 \theta - \nu_{21} \cos^2 \theta] \quad (2.114)$$

$$\gamma_{12} = -\frac{1}{G_{12}} \sigma_x \text{sen} \theta \cos \theta \quad (2.115)$$

Si la restricción usual al comportamiento lineal elástico a la falla se realiza,

$$X_{\varepsilon_t} = \frac{X_t}{E_1}$$

$$Y_{\varepsilon_t} = \frac{Y_t}{E_2} \quad (2.116)$$

$$S_{\varepsilon} = \frac{S}{G_{12}}$$

$$X_{\varepsilon_c} = \frac{X_c}{E_1}$$

$$Y_{\varepsilon_c} = \frac{Y_c}{E_2} \quad (2.117)$$

Llegando a estos valores a través de datos medidos mediante experimentación, el criterio de la deformación unitaria máxima, siendo el caso experimental, se puede expresar como:

$$\sigma_x < \frac{X}{\cos^2 \theta - \nu_{12} \text{sen}^2 \theta} \quad (2.118)$$

$$\sigma_x < \frac{Y}{\text{sen}^2 \theta - \nu_{12} \cos^2 \theta} \quad (2.119)$$

$$\sigma_x < \frac{S}{\text{sen} \theta \cos \theta} \quad (2.120)$$

Comparando las ecuaciones (2.102, 2.103, 2.104) de la teoría del esfuerzo máximo y las ecuaciones (2.118, 2.119, 2.120) de la teoría de la deformación unitaria máxima, se observa

que la única diferencia es la inclusión del término de la relación de Poisson en las ecuaciones de la deformación unitaria máxima.

2.21. Teoría de Tsai – Hill

Hill en su teoría matemática de plasticidad en el año 1950, propuso un criterio de cedencia para materiales anisotrópicos:

$$(G + H)\sigma_1^2 + (F + H)\sigma_2^2 + (F + G)\sigma_3^2 - 2H\sigma_1\sigma_2 - 2G\sigma_1\sigma_3 - 2F\sigma_2\sigma_3 + 2L\tau_{23}^2 + 2M\tau_{13}^2 + 2N\tau_{12}^2 = 1 \quad (2.121)$$

Este criterio de cedencia anisotrópico es utilizado como criterio de resistencia anisotrópica, siendo límite de comportamiento elástico lineal. Así las resistencias de cedencia de Hill F, G, H, L, M y N se consideran como resistencias de falla. La teoría de Hill es una extensión del criterio de cedencia isotrópica de von Mises.

Estos parámetros de resistencia de falla F, G, H, L, M y N, fueron relativos a las resistencias de falla X, Y, S, para una lámina. Teniendo únicamente al esfuerzo cortante τ_{12} actuando sobre un cuerpo, y el valor máximo es S, que se tendrá es:

$$2N = \frac{1}{S^2} \quad (2.122)$$

Considerando únicamente la resistencia en la dirección 1, el esfuerzo σ_1 actuando sobre el cuerpo, entonces se tendrá:

$$G + H = \frac{1}{X^2} \quad (2.123)$$

Si la resistencia en la dirección 2, el esfuerzo σ_2 es el único que actúa sobre el cuerpo, se tiene:

$$F + H = \frac{1}{Y^2} \quad (2.124)$$

Considerando la resistencia en la dirección 3, el esfuerzo σ_3 , denotado por Z, es el único actuando, se tendrá:

$$F + G = \frac{1}{Z^2} \quad (2.125)$$

La combinación de las ecuaciones (2.123, 2.124, 2.125) resulta en relaciones entre los parámetros de resistencia de falla F, G, H y la resistencia de falla de una lámina en sus orientaciones correspondientes X, Y, Z, obteniendo:

$$\begin{aligned} 2F &= \frac{1}{X^2} + \frac{1}{Y^2} - \frac{1}{Z^2} \\ 2G &= \frac{1}{X^2} + \frac{1}{Z^2} - \frac{1}{Y^2} \\ 2H &= \frac{1}{Y^2} + \frac{1}{Z^2} - \frac{1}{X^2} \end{aligned} \quad (2.126)$$

Considerando el esfuerzo plano, en el plano 1-2 de una lámina unidireccional, donde la orientación de las fibras es correspondiente al eje 1 o dirección 1, $\sigma_3 = \tau_{13} = \tau_{23} = 0$. Sin embargo, de la sección transversal de la lámina mostrada en la (Figura 2.39), donde $Y=Z$, de las consideraciones geométricas de simetría. Por lo tanto, la ecuación (2.122) lleva a:

$$\frac{\sigma_1^2}{X^2} - \frac{\sigma_1\sigma_2}{X^2} + \frac{\sigma_2^2}{Y^2} - \frac{\tau_{12}^2}{S^2} = 1 \quad (2.127)$$

Siendo el criterio de falla gobernante desde el punto de vista de las resistencias de la lámina X, Y, y S.

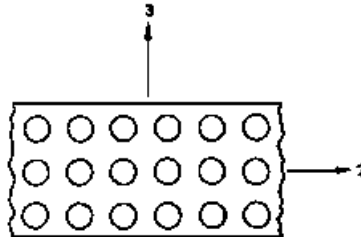


Figura 2.35 Sección transversal de una lámina uniaxial (Jones, 1999)

Para compuestos cargados en dirección alterna o fuera de los ejes principales, la ecuación del criterio de falla de Tsai – Hill (2.127) será sustituida, aplicando las ecuaciones de transformación de esfuerzos:

$$\sigma_1 = \sigma_x \cos^2 \theta$$

$$\sigma_2 = \sigma_x \sin^2 \theta$$

$$\tau_{12} = -\sigma_x \sin \theta \cos \theta$$

Obteniendo:

$$\frac{\cos^4 \theta}{X^2} + \left(\frac{1}{S^2} - \frac{1}{X^2} \right) \cos^2 \theta \operatorname{sen}^2 \theta + \frac{\operatorname{sen}^4 \theta}{Y^2} = \frac{1}{\sigma_x^2} \quad (2.128)$$

La teoría de falla de Tsai – Hill resulta ser más precisa para cuestiones de materiales compuestos para la predicción de falla para el módulo de elasticidad de la fibra de vidrio reforzada con resina epoxi que la teoría del esfuerzo máximo o el criterio de la deformación unitaria máxima.

Una de las ventajas que tiene esta teoría de falla es que la resistencia continuamente disminuye con el aumento del ángulo θ desde 0° .

2.22. Teoría del Tensor Tsai - Wu

Las teorías de resistencia biaxial anteriores sufren de varias insuficiencias en la descripción de datos experimentales. Para mejorar la relación entre la teoría y lo experimental se aumenta el número de términos en la ecuación. Este aumento en la curva adapta la capacidad más el aspecto agregado de representar las diversas resistencias en forma tensorial.

Tsai y Wu postuló que una superficie de falla en el espacio de esfuerzo existe en la forma:

$$F_i \sigma_i + F_{ij} \sigma_i \sigma_j = 1 \quad i, j = 1, \dots, 6 \quad (2.129)$$

Donde F_i y F_{ij} son los tensores de resistencia del segundo y cuarto rango, respectivamente. La notación usual de esfuerzo contraído que se usa es:

$$\sigma_4 = \tau_{23}, \quad \sigma_5 = \tau_{31}, \quad \sigma_6 = \tau_{12}$$

Debido a la complejidad de la ecuación (2.129) se restringirá para una lámina ortotrópica bajo condiciones de esfuerzo plano:

$$F_1 \sigma_1 + F_2 \sigma_2 + F_6 \sigma_6 + F_{11} \sigma_1^2 + F_{22} \sigma_2^2 + F_{66} \sigma_6^2 + F_{12} \sigma_1 \sigma_2 = 1 \quad (2.130)$$

Los términos que son lineales en los esfuerzos son útiles para representar las diversas resistencias en tensión y a compresión. En cambio, los términos cuadráticos representan un

elipsoide en el espacio de esfuerzo. Sin embargo, el término F_{12} se usa en la representación de las interacciones entre los esfuerzos normales en las direcciones (1 y 2), de forma distinta a la resistencia cortante.

Algunos componentes de los tensores de resistencia se consideran de forma más sencilla para su desglosamiento, considerando una carga uniaxial sobre un material en la dirección 1. Expuesto a una carga de tensión, la resistencia es X_t y considerando lo expuesto a una carga compresiva X_c . Por lo tanto, expuesto a carga de tensión:

$$F_1 X_t + F_{11} X_t^2 = 1 \quad (2.131)$$

Expuesto a carga de compresión:

$$F_1 X_c + F_{11} X_c^2 = 1 \quad (2.132)$$

Solucionando ambas ecuaciones (2.131 y 2.132), resulta en:

$$F_1 = \frac{1}{X_t} + \frac{1}{X_c} \quad (2.133)$$

$$F_{11} = -\frac{1}{X_t X_c} \quad (2.134)$$

De igual forma:

$$F_2 = \frac{1}{Y_t} + \frac{1}{Y_c} \quad (2.135)$$

$$F_{22} = -\frac{1}{Y_t Y_c} \quad (2.136)$$

La resistencia cortante en las direcciones principales del material es independiente del signo del esfuerzo cortante:

$$F_6 = 0 \quad (2.137)$$

$$F_{66} = \frac{1}{S^2} \quad (2.138)$$

La determinación del resto de la expresión del tensor de cuarto rango F_{12} , no puede llevarse a cabo desde una prueba uniaxial en las direcciones principales del material. Debido a esto es necesario considerar una prueba biaxial, esto se debe a que F_{12} es el coeficiente de S_1 y S_2 en el criterio de falla. Imponiendo un estado de esfuerzo biaxial descrito por $S_1 = S_2 = S$, y los demás esfuerzos iguales a cero, la ecuación (2.130) queda de la siguiente manera:

$$\sigma(F_1 + F_2) + \sigma^2(F_{11} + F_{22} + 2F_{12}) = 1 \quad (2.139)$$

Sustituyendo las definiciones por derivación para $F_1, F_2, F_{11},$ y F_{22} , se resuelve para F_{12} , siendo entonces:

$$F_{12} = \frac{1}{2\sigma^2} \left[1 - \sigma \left(\frac{1}{X_t} + \frac{1}{X_c} + \frac{1}{Y_t} + \frac{1}{Y_c} \right) + \sigma^2 \left(\frac{1}{X_t X_c} + \frac{1}{Y_t Y_c} \right) \right] \quad (2.140)$$

El valor de F_{12} depende de las diversas resistencias más el esfuerzo de tensión biaxial de falla.

Los criterios sobre las teorías de falla presentan ventajas y desventajas, para la teoría del esfuerzo máximo, evalúa los esfuerzos en las direcciones principales del material contra sus resistencias en las mismas direcciones, pero no hay interacción entre los modos de falla.

En la teoría de la deformación unitaria máxima, se comparan las deformaciones unitarias del material contra las deformaciones unitarias máximas obtenidas de las resistencias del material, sin haber interacción entre los modos de falla.

La teoría de Tsai-Hill es un criterio de cedencia anisotrópico, donde se involucra los parámetros de resistencia relativos a las resistencias usadas en las teorías anteriores, una ventaja es que este criterio es más susceptible de la variación de la resistencia conforme al ángulo de orientación.

La teoría de Tsai-Wu utiliza más términos en la ecuación de predicción, con los mismos se agregan varias resistencias en forma tensorial, mejorando y facilitando la relación entre los datos teóricos y los experimentales. Sin embargo, una desventaja es la complejidad y la extensa que es, para evaluar cada una de sus resistencias específicas.

2.3. Principios del elemento finito

El método de elemento finito (FEA, por sus siglas en inglés) es un proceso matemático que usa ecuaciones diferenciales ordinarias, parciales, funcionales, entre otras. A estas

ecuaciones se les conoce como ecuaciones gobernantes las cuales tienen condiciones de frontera y condiciones iniciales. Este método puede ser utilizado para obtener soluciones a una gran variedad de problemas ingenieriles en las áreas de análisis de esfuerzos, transferencia de calor, electromagnetismo, flujo de fluidos, entre otros (Moaveni, 2015).

La facilidad y al mismo tiempo complejidad del método de elemento finito consiste en que dependiendo de la dificultad del problema a resolver, el método consiste en indicar cuáles son las condiciones iniciales y de frontera del elemento a analizar, para posteriormente subdividir el problema en una cantidad finita de nodos, los cuales seguirán cierto patrón de interés para el análisis, la complejidad del método está en que mientras más preciso se quieran los datos obtenidos, se requerirá un mayor número de nodos para su análisis. Estos elementos posteriormente se verán como un conjunto global y se resolverán a través de matrices, por ende, su complejidad numérica aumenta mientras mayor sea la matriz. (Moaveni, 2015) Sin embargo, actualmente ya existen programas computacionales que facilitan las soluciones de estos.

Si el lector quiere saber más respecto al proceso de elemento finito, se deberá redirigir a la referencia de la compañera de posgrado (Arian Hosseini, 2019) la cual enfatizó en el concepto más a fondo de elemento finito ya que utilizó el programa de elemento finito de ANSYS para determinar la fatiga de su elemento conformado por otro tipo de material compuesto reforzados con fibras de vidrio, pero siguiendo el mismo concepto de ANSYS.

Capítulo 3

Preparación de las probetas

3.1. Procedimientos

Para la determinación de las propiedades mecánicas a tensión para el material compuesto reforzado con fibra de vidrio uniaxial, primeramente, se obtuvieron los materiales por separados, siendo la fibra de vidrio (U-E), con una densidad por área de 1182 g/m^2 -1270mm, la cual se muestra en el Anexo 1, siendo la ficha técnica del material compuesto proporcionado por el proveedor SAERTEX. La resina epoxi (EPIKOTE™ Resin MGS™ RIMR135) se muestra en el Anexo 2, siendo la ficha técnica del proveedor HEXION.

Se utilizarán las normas ISO 527-1 y 527-5, en las cuales se mencionarán ciertos puntos como características de uso para las probetas, la cantidad recomendada para cada tipo de análisis, así como también las dimensiones de las probetas y sus tolerancias. De igual manera se describen las ecuaciones para poder realizar de manera correcta los ensayos mecánicos.

El proceso de fabricación de las probetas, inicio en el estudio documental de los materiales y en realizar pruebas previas para poder definir los tiempos de operación para el correcto curado de la resina con el catalizador. De igual manera se realizarán diversas pruebas para poder medir la cantidad de resina que es necesaria en la fabricación de las placas con fibra de vidrio uniaxial y calcular el desperdicio requerido que queda durante el proceso de infusión, definido en el capítulo 2, pagina 47, el cual, será desglosado paso a paso en los temas siguientes.

El proceso de infusión fue llevado a cabo con la participación y ayuda de varios colegas en las instalaciones de CIATEQ sede Querétaro.

Una vez calculados los requerimientos para la fabricación de las probetas como están marcadas en las normas ISO 527-1 e ISO 527-5, se prosiguió con la fabricación de las mismas. Al mismo tiempo, se realizaron pruebas para poder hacer uso del teorema de fracción volumétrica, descrita en el capítulo 2. Para poder calcular las propiedades mecánicas teóricas del material compuesto y posteriormente poder estimar las propiedades mecánicas reales mediante el programa computacional de ANSYS, el cual también permite visualizar las deformaciones totales y unitarias, esfuerzos normales.

Los ensayos mecánicos se realizaron a través de pruebas de tensión en la máquina universal en las instalaciones de la universidad Michoacana, en el instituto de metalurgia.

Tomando como base los resultados finales de los ensayos mecánicos y siendo el caso positivo de obtener los datos iguales o muy cercanos, con un diferencial de error chico, a los resultados reales, se comprobará la efectividad del programa computacional para futuros análisis ya sean estructurales, por ejemplo, donde se utilice el material compuesto analizado en este trabajo.

3.2. Plan de trabajo para fabricación de probetas

En la fabricación de las probetas se realizaron varios pre análisis en cuestión del material compuesto a utilizar, tanto la orientación de las fibras como también se calculó el porcentaje estimado de uso neto y del desperdicio de la resina para el proceso de infusión. Se realizaron planos de trabajo, consideraciones de consumibles y diseños de corte para poder tener las dimensiones correspondientes que indican las normas ISO 527-1 e ISO 527-5, las cuales tal y como se mencionan en dichas normas, son adecuadas para los materiales compuestos termoplásticos rígidos y semi rígidos, encontrados como laminas o filamentos.

Por cuestiones de seguridad de igual manera se planearon la fabricación de probetas extra por si en el proceso de infusión se percibían burbujas o imperfecciones en los denominados platos, los cuales eran las placas de fibra de vidrio infundadas con la resina.

Para ello, se planean elaborar varias probetas de fibra de vidrio como de fibra de carbono, siguiendo las recomendaciones y pautas de las normas siguientes.

3.2.1 Norma ISO 527-1

El principio de este ensayo consiste en alargar la probeta hasta sus valores máximos de longitud, a lo largo de su eje longitudinal, a una velocidad constante hasta alcanzar la fractura de la probeta o hasta alcanzar valores predeterminados de esfuerzos de carga o de deformaciones longitudinales. Durante este proceso, las cargas aplicadas sobre las probetas y las elongaciones obtenidas en cada una de ellas, son medidas y registradas.

Para poder aplicar las condiciones de la norma de una forma correcta, es necesario la utilización de galgas extensiométricas, las cuales deberán ser capaces de determinar los cambios de la longitud durante los ensayos en las probetas.

Las dimensiones de las probetas y las condiciones de las pruebas se especificarán en las secciones posteriores a la ISO 527 (-2, -3, -4 o -5), para el caso específico de las dimensiones usadas para las probetas, para los cálculos de las propiedades de las pruebas a tensión y considerando las únicamente a temperatura ambiente.

Para la obtención de los datos, el método A registra el desplazamiento entre las mordazas de la máquina desde el inicio de la prueba. A través del cálculo nominal de la **deformación unitaria** como:

$$\varepsilon_t = \frac{L_t}{L} \quad (3.1)$$

Donde

ε_t es la deformación unitaria nominal, expresada en porcentaje.

L es la distancia entre las mordazas, expresada en milímetros

L_t es el incremento de la distancia que ocurrió desde el inicio de la prueba entre las mordazas, expresada en milímetros.

El **módulo de Tensión** es determinado a través de la siguiente ecuación:

$$E_t = \frac{\sigma_2 - \sigma_1}{\varepsilon_2 - \varepsilon_1} \quad (3.2)$$

Donde

E_t es el módulo de tensión, expresado en mega pascales.

σ_1 es el esfuerzo, expresado en mega pascales, medido para cuando el valor de la deformación unitaria es $\varepsilon_1 = 0.0005$ (0.05 %)

σ_2 es el esfuerzo, expresado en mega pascales, medido para cuando el valor de la deformación unitaria es $\varepsilon_2 = 0.0025$ (0.25 %)

Para la determinación de la gráfica de esfuerzo deformación se llevará a cabo a través de cualquier programa computacional donde se lleve el registro de los diversos puntos con respecto a los esfuerzos y las deformaciones hasta el final de la prueba.

Continuando con el **coeficiente de Poisson** es determinado de la siguiente ecuación:

$$\mu = \frac{-\Delta\varepsilon_n}{\Delta\varepsilon_l} = -\frac{L_0}{n_0} \frac{\Delta n}{\Delta L_0} \quad (3.3)$$

Donde

μ es el coeficiente de Poisson

$\Delta\varepsilon_n$ es la deformación unitaria en la dirección transversal, expresado en porcentaje.

$\Delta\varepsilon_l$ es la deformación unitaria en la dirección longitudinal, expresado en porcentaje.

L_0, n_0 son la longitud inicial de las galgas extensiométricas en las direcciones longitudinales y transversales, respectivamente. Expresado en milímetros.

Δn es el decremento de la longitud de la galga extensiométrica en la dirección transversal, donde $n = b$ (ancho) o $n = h$ (espesor), expresado en milímetros.

ΔL_0 es el incremento correspondiente de la longitud de la galga extensiométrica en la dirección longitudinal, expresada en milímetros.

El coeficiente de Poisson es indicado como μ_b (dirección del ancho) o μ_h (dirección del espesor) de acuerdo al eje relevante.

3.2.2 Norma ISO 527-4

La norma ISO 527-4:1997, referida a la determinación de las propiedades a tensión de plásticos, especifica las condiciones isotrópicas y ortotrópicas de los compuestos plásticos, reforzados con fibras. Basados en los principios generales de la parte 1 de la norma ISO 527.

Esta norma es adecuada para materiales plásticos combinados con reforzamientos multidireccionales. Estos reforzamientos de fibras son válidos para fibras de vidrio, fibra de carbono, fibras de aramida y otras fibras similares.

La dirección 1 es usualmente definida como dirección longitudinal y la dirección 2 es conocido como dirección perpendicular a las fibras. La dirección 1 es referida al ángulo 0° y la dirección 2 es referida al ángulo 90° o perpendicular a la dirección 1. Tal como se muestra en la (Figura 3.1).

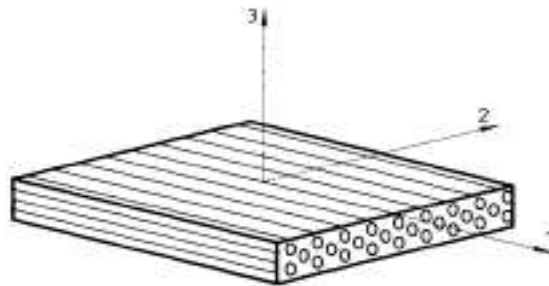


Figura 3 1 Ejes de simetría del material compuesto (ISO 527-4)

Correspondiente a las definiciones, el esfuerzo es determinado como se indica en la norma ISO 527 -1, acentuando que σ para la dirección “1” de la probeta es definido como σ_1 y para la dirección “2” de la probeta es definido como σ_2 . La dirección 1 es correspondiente al esfuerzo longitudinal y para el caso de la dirección es el esfuerzo perpendicular, ambos referidos a la dirección de la carga.

La resistencia a la tensión es indicada en la norma ISO 527 – 1, acentuando que σ_M para la dirección “1” de la probeta es definida como σ_{M1} y para la dirección “2” de la probeta es definida como σ_{M2} .

La resistencia a la deformación es correspondiente al valor de la resistencia a la tensión.

El módulo de elasticidad o módulo de Young, se indica en la norma ISO 527 -1, acentuando que E para la dirección “1” de la probeta se define como E_1 y para la dirección “2” de la probeta se define como E_2 . Los valores de las deformaciones utilizados son dados en la ISO 527 – 1 donde $\epsilon' = 0.0005$ y $\epsilon'' = 0.0025$, a menos que el proveedor indique otros valores para estos análisis. (Figura 3.2)

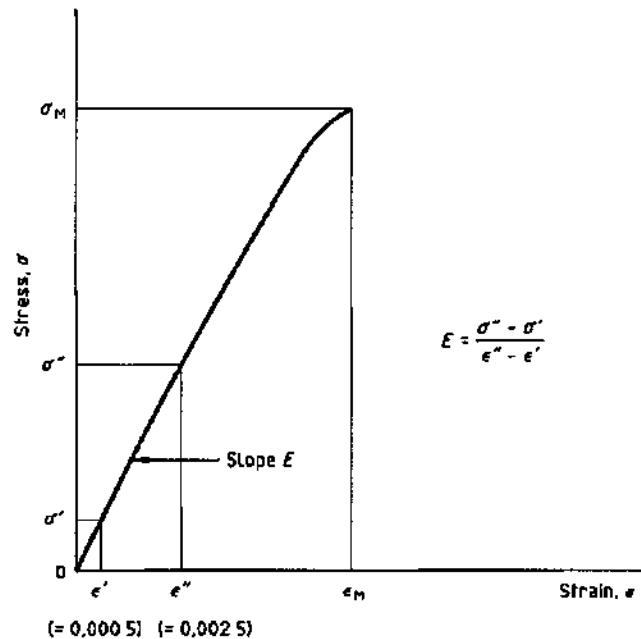


Figura 3 2 Curva de esfuerzo deformación (ISO 527-4)

El coeficiente de Poisson μ es indicado en la ISO 527 -1, acentuando que para la dirección “1” de la probeta μ_b es definido como μ_{12} y μ_h como μ_{13} , utilizando las coordenadas en la (Figura 3.5) para la dirección “2” de la probeta, μ_b es definido como μ_{21} y μ_h como μ_{23} .

La norma indica que hay tres tipos de arreglos para este tipo de pruebas, las probetas tipo 1 es para pruebas de termoplásticos reforzados con fibras, este tipo de arreglo no es utilizado para acomodos multidireccionales y para materiales reforzados con fibras continuas.

Las probetas tipo 2 son probetas rectangulares sin lengüetas y las probetas tipo 3 son probetas rectangulares con lengüetas ambos tipos de pruebas son para materiales termo endurecibles y termoplásticos reforzados con fibras. (Figura 3.3)

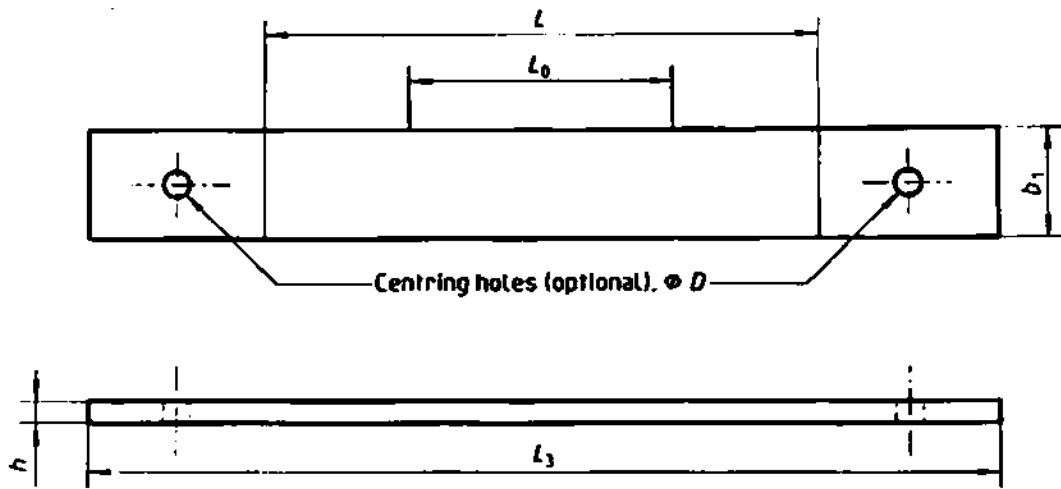


Figura 3 3 Probeta tipo 2 (ISO 527-4)

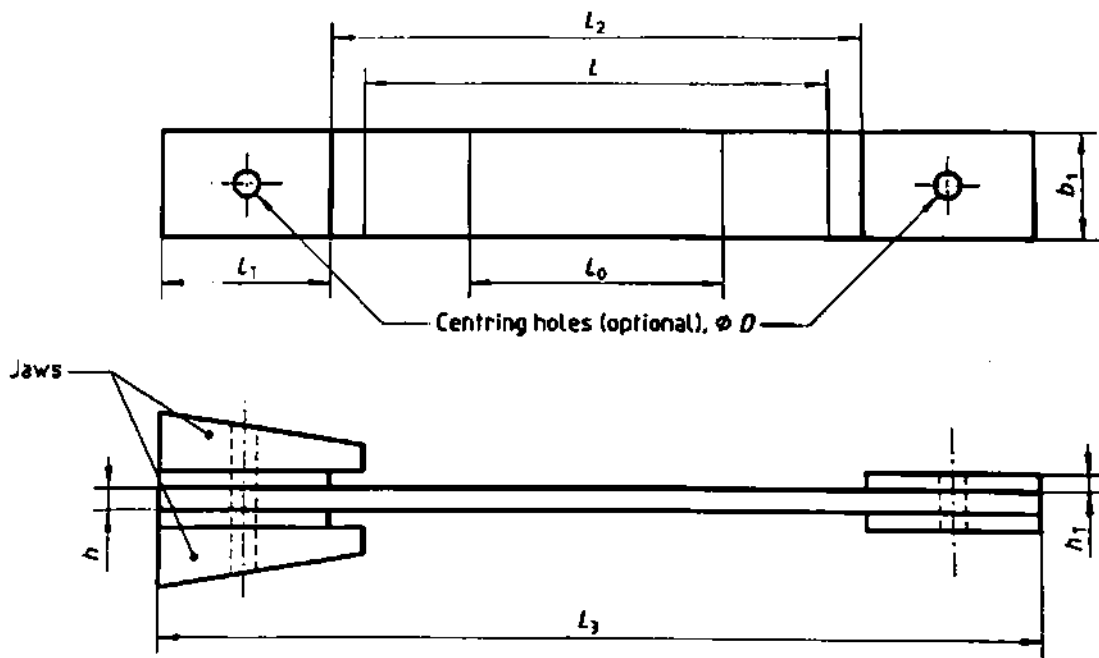


Figura 3 4 Probeta tipo 3 (ISO 527-4)

Tabla 3.1 Dimensiones de las probetas según el tipo de espécimen, tipo 2 y tipo 3 (ISO 527-4)

| | | Tipo 2 | Tipo 3 |
|-------|------------------------------------------------------|--------------------------------------|--------------------------------------|
| L_3 | Longitud total | ≥ 250 mm | ≥ 250 mm |
| L_2 | Distancia entre lengüetas | - | 150 ± 1 mm |
| b_1 | Ancho | 25 ± 0.5 mm o 50 ± 0.5 mm | 25 ± 0.5 mm o 50 ± 0.5 mm |
| h | Espesor | 2 a 10 mm | 2 a 10 mm |
| L_0 | Longitud de calibre (recomendado para extensómetros) | 50 ± 1 mm | 50 ± 1 mm |
| L | Longitud entre los grips (mordazas) | 150 ± 1 mm | 136 mm (nominal) |
| L_T | Longitud de la lengüeta | - | ≥ 50 mm |
| h_T | Espesor de la lengüeta | - | 1 a 3 mm |
| D | Diámetro de los agujeros centrales | 3 ± 0.25 mm | 3 ± 0.25 mm |

El ancho preferente para la probeta tipo 2 y tipo 3 es de 25 mm pero el ancho de 50 mm o mayor puede ser usado si la resistencia a la tensión es menor debido al tipo particular de reforzamiento utilizado.

Para las probetas tipo 3, en los extremos de la misma deberá estar reforzada con lengüetas fabricadas con láminas de fibra de vidrio a $\pm 45^\circ$ respecto al eje de la probeta. El espesor de la lengüeta deberá ser entre 1 mm y 3 mm.

La velocidad de los ensayos mecánicos, varía dependiendo el tipo de probeta, para las probetas tipo 2 y tipo 3, 10 mm/ min para rutinas de control de calidad o 2 mm / min para pruebas aceptables donde se desea dimensional la elongación máxima, y cuando sea desea determinar el módulo de elasticidad por tensión.

3.2.3 Norma ISO 527-5

La norma ISO 527-5:2009 segunda edición, adquirida por CIATEQ Querétaro y autorizada para la utilización; referida a la determinación de las propiedades de tensión a plásticos.

Esta norma especifica las condiciones de los ensayos para determinar las propiedades a tensión, acentuando que el método de la prueba es adecuado para todos los sistemas de matrices poliméricas reforzadas con fibras unidireccionales. Pueden determinarse las propiedades como deformaciones por tensión, resistencia a la tensión, módulo de elasticidad o módulo de Young. Esta norma cubre el uso de fibras de carbono, fibras de vidrio, fibras de aramida y otras fibras similares. Este método no es normalmente utilizado para materiales compuestos con diversos ángulos en las direcciones de las fibras para distintas capas.

Correspondiente a las definiciones, los esfuerzos de tensión, la forma de la obtención se define en la norma ISO 527-1, donde se especifica que para el tipo de probeta A, σ se representa como σ_1 y para el tipo de probeta B, σ se representa como σ_2 .

De la misma forma, para las deformaciones unitarias de tensión se determinan como se indica en la norma ISO 527-1, para el tipo de probeta A y B, ε se representará como ε_1 y ε_2 , respectivamente.

Para el módulo de elasticidad a tensión, se determina como se especifica en la norma ISO 527-1, donde para las probetas tipo A y tipo B, se representa a E como E_1 y E_2 , respectivamente.

El coeficiente de Poisson se determina como se indica en la norma ISO 527-1, excepto que para la probeta tipo A, μ_b es definido como μ_{12} y μ_h es definido como μ_{13} , usando las coordenadas de los ejes principales de la probeta, para la probeta tipo B se define a μ_b como μ_{21} y para μ_h se define como μ_{23} .

Los ejes coordenados del material a ensayar, se muestran en la (Figura 3.9), donde el eje paralelo al de la orientación de las fibras está definido por la dirección 1, y la dirección perpendicular a la orientación de las fibras, en el mismo plano de las fibras, está definido por la dirección 2. Denotando que la dirección 1 está referido como ángulo a 0° o dirección longitudinal y la dirección 2 como ángulo a 90° o dirección transversal.

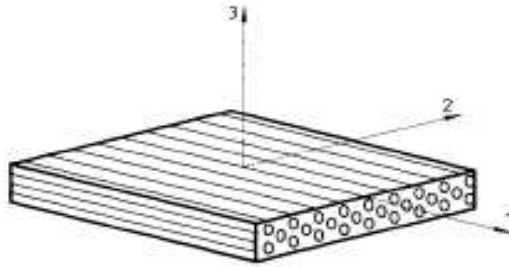


Figura 3 5 Ejes de simetría para el material compuesto (ISO 527-5)

Hay dos tipos de especímenes para poder realizar los ensayos mecánicos, dependiendo de la dirección de la prueba se tendrá las direcciones de las fibras orientadas como se indica en la norma, ver (Figura 3.6).

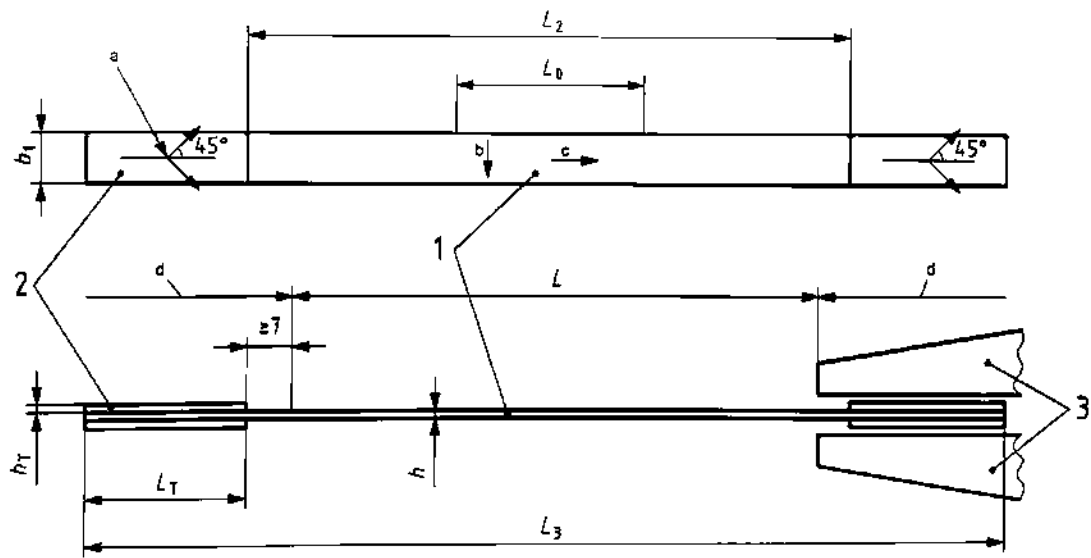


Figura 3 6 Dimensiones de los tipos de especímenes (ISO 527-5)

Donde:

1 – Especimen

2 – Lengüeta

3 – Mandíbulas

a – Orientación de las fibras en la lengüeta

b – Dirección de las fibras para el espécimen tipo B

c – Dirección de las fibras para el espécimen tipo A

d – Zona cubierta por mandíbulas

Tabla 3.2 Dimensiones de probetas según el tipo de espécimen (ISO 527-5)

| | | Tipo A | Tipo B |
|-------|------------------------------------------------------|-----------------|-----------------|
| L_3 | Longitud total | 250 mm | 250 mm |
| L_2 | Distancia entre lengüetas | 150 ± 1 mm | 150 ± 1 mm |
| b_1 | Ancho | 15 ± 0.5 mm | 25 ± 0.5 mm |
| h | Espesor | 1 ± 0.2 mm | 2 ± 0.2 mm |
| L_0 | Longitud de calibre (recomendado para extensómetros) | 50 ± 1 mm | 50 ± 1 mm |
| L | Longitud entre los grips (mordazas) | 136 mm | 136 mm |
| L_T | Longitud de la lengüeta | >50 mm | >50 mm |
| h_T | Espesor de la lengüeta | 0.5 a 2 mm | 0.5 a 2 mm |

Las probetas tipo A tienen un ancho de 15 ± 0.5 mm, una longitud total de 250 mm y un espesor de 1 ± 0.2 mm. Para las probetas tipo B, tienen un ancho de 25 ± 0.5 mm, una longitud total de 250 mm y un espesor de 2 ± 0.2 mm.

Para las definiciones de ambos métodos se tiene que el esfuerzo de tensión obtenido del método A (para las probetas donde la dirección de las fibras es paralela a la dirección de la carga) es definido como σ_1 , mientras que para el método B (donde la dirección de las fibras es perpendicular a la dirección de la carga) el esfuerzo de tensión se define como σ_2 , para el mismo material, pero con condiciones de las probetas distintas.

Para los resultados de la resistencia a la tensión, para el método A se define como σ_{M1} , mientras que para el método B se define como σ_{M2} .

Para el caso de la deformación unitaria, para las probetas del método A se define como ε_1 , mientras que para el método B se define como ε_2 .

Para el caso del módulo de elasticidad o módulo de Young, de las probetas aplicando el método se define como E_1 , mientras que para las probetas aplicando el método B se define

como E_2 . La ecuación es dada en la sub clausula 4.6 de la norma ISO 527-1 donde los valores de la deformación usados son $\varepsilon' = 0.0005$ y $\varepsilon'' = 0.0025$. Una de las ecuaciones de alternativa está dada en la siguiente (Figura 3.7), sin embargo, para ciertos casos el proveedor dará dichos valores.

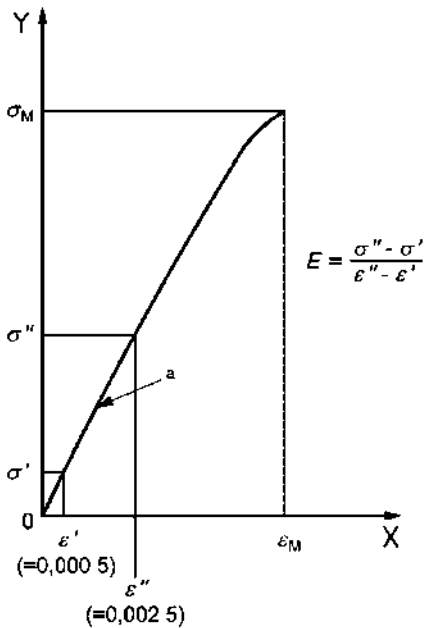


Figura 3.7 Curva de esfuerzo deformación (ISO 527-5)

Considerando ahora el coeficiente de Poisson donde la ecuación es dada en la sub clausula 4.6 de la norma ISO 527-1, para las probetas aplicando el método A se define a μ_b como μ_{12} y a μ_h como μ_{13} . Para las probetas utilizando el método B, se define a μ_b como μ_{21} y a μ_h como μ_{23} .

Los especímenes serán reforzados con lengüetas, tal como se mostró en la (Ilustración 45), las cuales serán fabricadas con láminas de fibra de vidrio reforzadas con resina, la orientación de las fibras será de 0° , pero estará posicionada a $\pm 45^\circ$ con respecto al eje 1 o dirección longitudinal de la probeta. El espesor de las capas de la lengüeta debe ser entre 0.5 mm a 2 mm. Una vez teniendo las lengüetas, estas se adhieren a las láminas de la fibra a analizar, a través de un adhesivo industrial especial, llevando al curado del adhesivo según sea el caso del tipo de adhesivo. (Figura 3.8)

La velocidad para la realización de las pruebas será de 2mm / min para el caso de las probetas tipo A y de 1mm / min para el caso de las probetas tipo B.

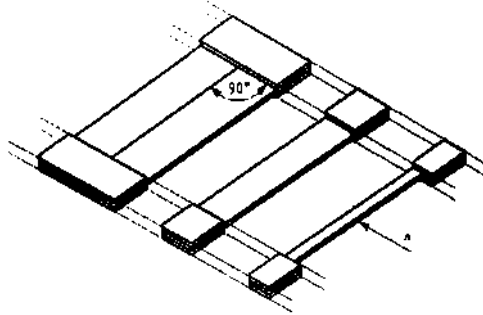


Figura 3 8 Colocación de lengüetas en las probetas (ISO 527-5)

Para poder realizar el correcto ensayo mecánico, así como los valores precisos de las mismas pruebas, es necesario la correcta aplicación de las galgas extensiométricas, las cuales darán la lectura exacta durante todo el momento de la prueba. Siendo un total de tres galgas extensiométricas, dos en una de las caras, orientados correctamente con respecto a la dirección de las fibras y la tercera galga de la misma manera, pero en la cara posterior de la probeta. (Figura 3.9)

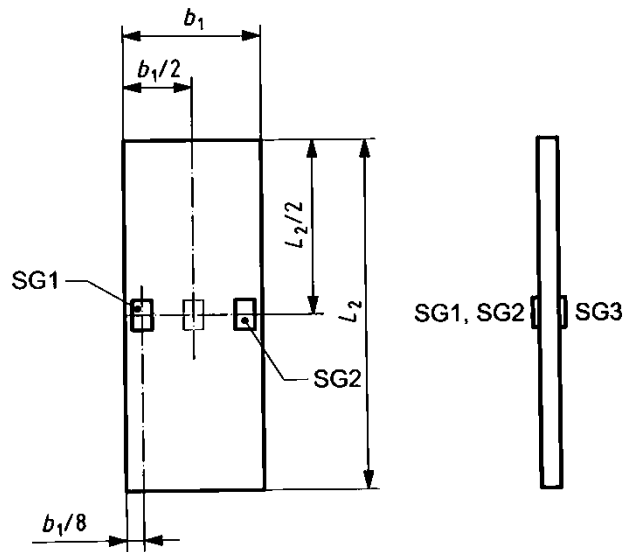


Figura 3 9 Colocación de galgas extensiométricas (ISO 527-5)

3.3. Determinación de la fracción volumétrica

Para el proceso de determinación de la fracción volumétrica se hicieron distintos cupones, los cuales no era más que laminas compuestas de distintos acomodos de la fibra de vidrio, tanto unidireccional, biaxial, triaxial y unidireccional de fibra de carbono, con el propósito medir la cantidad de resina y catalizar es necesario para cada cierta cantidad de fibra, midiéndolo en gramos.

Primeramente, para este proceso y para todos los procesos se debe limpiar y prepara la zona de trabajo como el lugar donde se llevará a cabo la infusión de la fibra con la resina epoxi, por ende, se comienza limpiando y aplicando de una a más capas de cera desmoldante, dependiendo de las condiciones del molde a utilizar. (Figura 3.10)



Figura 3.10 Aplicación de capas de cera desmoldante sobre el molde

Una vez aplicada la o las capas de cera desmoldante, se delimita la zona a utilizar y se aplica una cama de película desmoldante, (Figura 3.12) estas capas de cera y película desmoldante tienen la función de evitar que la fibra quede adherida al molde después del proceso de infusión.

Mientras la capa de película seca de forma natural, se prosigue a cortar las capas de fibra de vidrio que serán utilizadas, las cuales serán pesadas en gramos para poder hacer uso del teorema de fracción volumétrica. (Figura 3.12) El proceso de acomodo de los consumibles con lleva en poner una tira de cinta taky tape, la cual va en el exterior de la zona prepara del molde y tiene como función adherir el molde a una bolsa de vacío, la cual debe de evitar la fuga de resina durante el proceso de infusión. Continuando se posicionarán las fibras de vidrio sobre el molde y se pondrá por encima tela desmoldante, la cual permite que la resina pase, pero evita que los consumibles por encima de ella y las fibras de vidrio por debajo, queden adheridos entre sí. Lo siguiente es decidir la forma en que se encontraran tan la manguera de espiral, por donde entrara la resina, y la manguera de membrana que tiene la

función de extraer el aire y jalar la resina de modo que se distribuya por todo nuestro molde delimitado. Una vez colocadas estas se prosigue en recortar y posicionar una malla de flujo la cual ira por encima de la tela desmoldante y proporciona tanto un flujo más uniforme de la resina como también permite que cualquier burbuja de aire dentro de las mismas fibras, quede atrapada en esta malla. Para finalizar es colocada la bolsa de vacío, la cual ira pegada con la cinta taky tape. (Figura 3.13)



Figura 3 11 Delimitación de zona de infusión y aplicación de película desmoldante



Figura 3 12 Corte y posicionamiento de las fibras sobre el molde

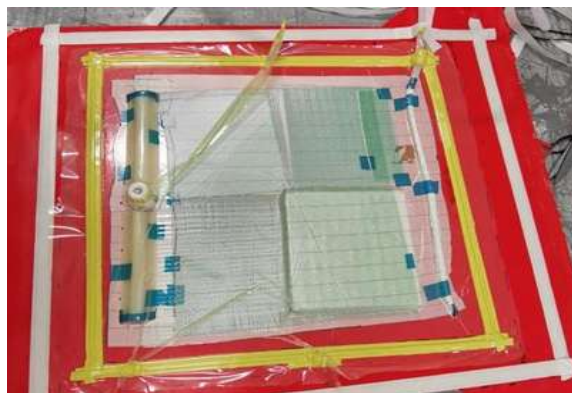


Figura 3 13 Posicionamiento de los consumibles para el proceso de infusión

Una vez realizados los preparativos previos, se prosigue con la prueba de vaciado, donde se tiene que tener mucho cuidado ya que este proceso es donde se encuentran todas las fisuras o fugas de aire que pudieran existir. Una vez se hayan corregido o selladas las fugas, se detiene la bomba que genera el vacío y se observa el manómetro durante 15 minutos, si en este tiempo la presión de vaciado no disminuye o únicamente hay una diferencia menor al 10% de la medida inicial, se proseguirá con la preparación para realizar el proceso de infusión. (Figura 3.14)



Figura 3 14 Control del manómetro

Se continúa haciendo el cálculo de la relación que existe de la resina con el catalizador, siendo esta de 70% y 30% respectivamente, para este caso por consideración del proveedor. (Figura 3.15) Con el propósito de tener todas las variables controladas y poder pesar el material matriz y llevar el análisis de fracción volumétrica.



Figura 3 15 Preparación de mezcla entre resina y catalizador

Terminados los preparativos, se prosiguió a realizar el proceso de infusión, de los cuales se obtuvieron las placas mostradas. (Figura 3.16) Como indica el método de fracción volumétrica, se pesaron los materiales en seco o por separado y se pesaron las placas obtenidas para poder aplicar las ecuaciones (2.64 a 2.69) marcadas en el capítulo 2, subtema comportamiento micromecánica de una lámina.

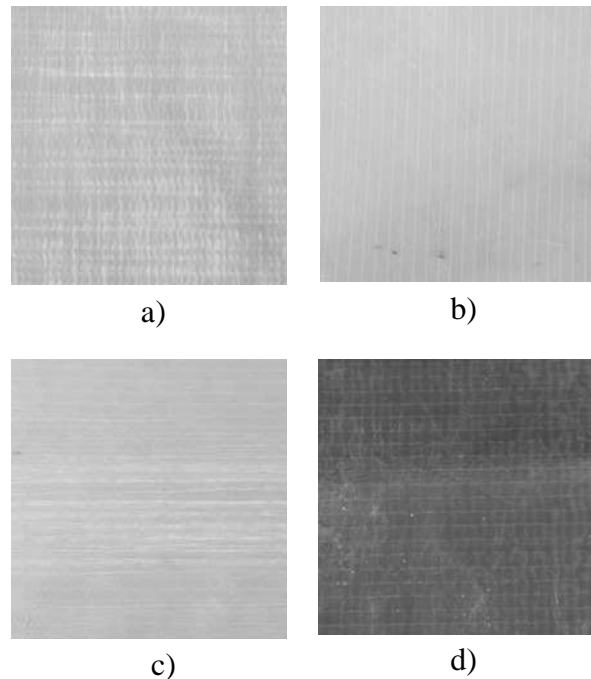


Figura 3 16 Placas resultantes del proceso de infusión, a) Fibra uniaxial, b) Fibra biaxial, c) Fibra triaxial, d) Fibra de carbono uniaxial

3.4. Utilización de programa computacional ANSYS para analizar el comportamiento de las láminas

Para poder analizar el comportamiento de cualquier estructura mecánica y en este caso las láminas y las probetas fabricadas para los ensayos mecánicos, se deben de establecer las propiedades mecánicas previas necesarias para cada tipo de análisis, para el cual se utilizaron datos teóricos obtenidos mediante el uso de la fracción volumétrica y del comportamiento micromecánico, sin embargo para poder completar otras propiedades faltantes, se utilizó los datos de un artículo (SushilB. Chopade, 2015), donde la densidad de la fibra de vidrio era similar a la utilizada para este trabajo.

Comenzando se creó un análisis estructural estático, ya que de esta manera se comportarían las probetas en la maquina universal para los ensayos mecánicos. (Figura 3.17)

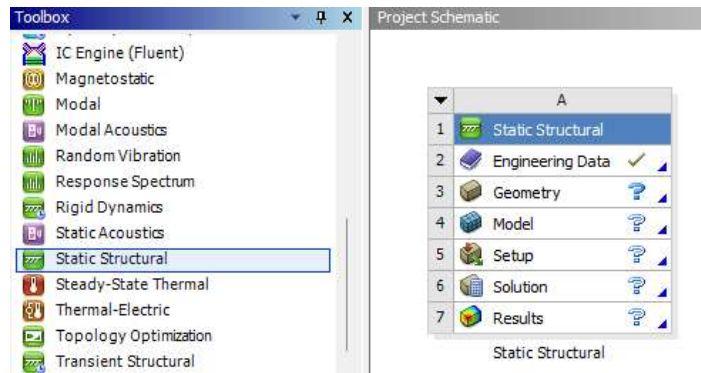


Figura 3 17 Creación de análisis estructural estático

Una vez creado el análisis estructural estático, se prosigue a insertar las propiedades mecánicas (Engineering Data) necesarias para poder analizar el comportamiento de las láminas. Posteriormente, se prosigue a crear la geometría de la figura a analizar, siendo esta las probetas con las medidas marcadas por la norma ISO 527-5. (Figura 3.18)

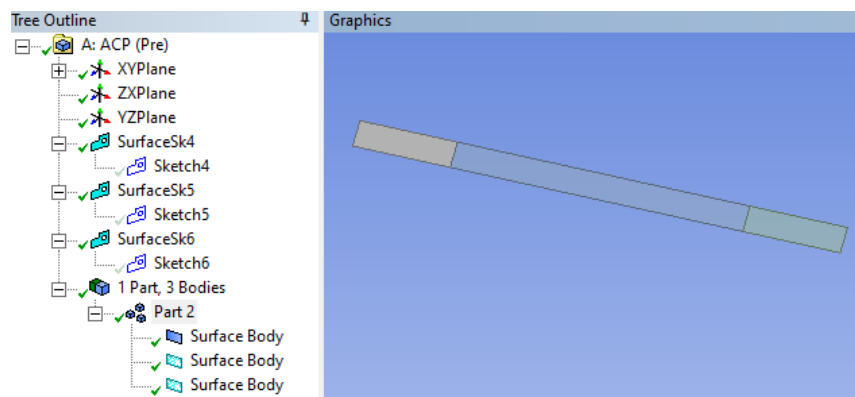


Figura 3 18 Creación de la geometría a analizar

Una vez creada la geometría se prosigue a definir las coordenadas de referencia, el espesor o cantidad de capas y la orientación de las fibras, esta definición puede variar de capa en capa y también el tipo de material del cual estarán compuesta cada capa de la probeta, el cual, sus propiedades mecánicas fueron predefinidas desde el inicio del análisis estructural estático. (Figura 3.19)

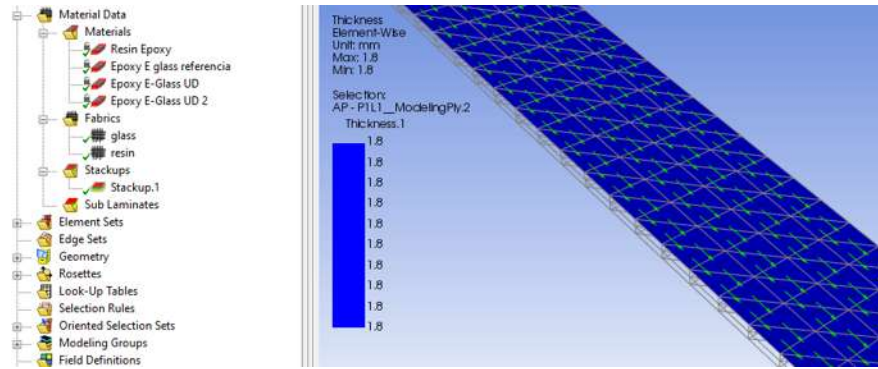


Figura 3 19 Creación de capas y orientación de las fibras, uniaxial

Se prosigue con la creación y definición de las condiciones de frontera denominadas así en elemento finito las cuales abarcan los soportes y las fuerzas aplicadas las cuales serán en la superficie superior y posterior de la probeta, simulando las mordazas de la maquina universal. (Figura 3.20)

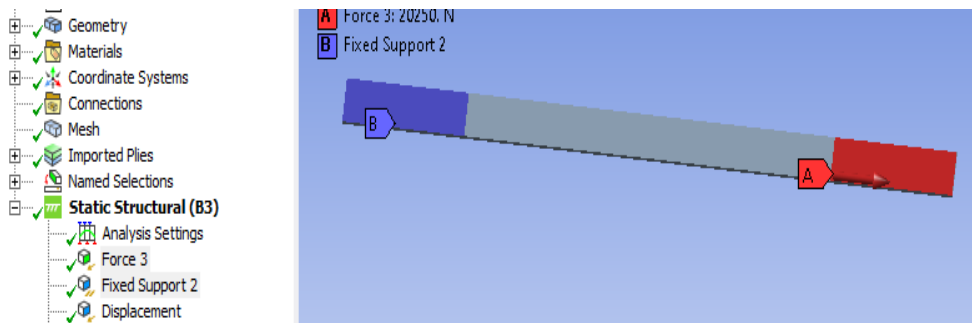


Figura 3 20 Definición de las condiciones de frontera

Para poder analizar los resultados correctamente, se ejecuta la solución de componente denominado ACP, el cual consta de dos partes, pre y post, el cual se utiliza únicamente para problemas donde el material a utilizar es un material compuesto. Quedando el análisis completo como se muestra (Figura 3.21), para posteriormente poder analizar las propiedades mecánicas con referencias a la carga aplicada.

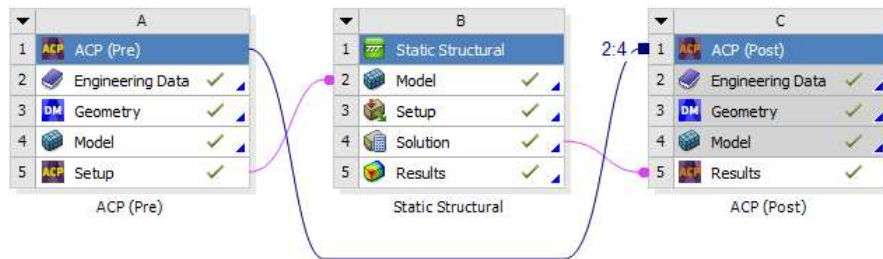


Figura 3 21 Desarrollo del análisis computacional

3.5. Fabricación de probetas

Previo a la fabricación de las probetas para realizar los ensayos mecánicos de tensión, se realizó una estimación de la cantidad de consumibles necesarios, como la cantidad de fibra y resina, medida en peso, se iba a requerir.

Tabla 3.4 Cantidad de consumibles para la fabricación de las láminas para las probetas

| Consumibles y medidas a utilizar | | | | | | | | |
|----------------------------------|-----------|--------------------------|--------------------------------|----------------|--------------------|------------------------|--------------------------------|--|
| Tipo de prueba | Norma | Tipo de fibra | Longitud, probeta | Ancho, probeta | Espesor, probeta | Cantidad | Capas, fibra | |
| Pruebas a tensión | ISO 527-5 | Fibra de vidrio uniaxial | 250 mm | 15 ± 0.5 mm | 2 a 10 mm | 16 | 2 a 8 | |
| | | | 250 mm | 20 ± 0.5 mm | 2 a 10 mm | 12 | 2 a 8 | |
| | | | Longitud lamina | Ancho lamina | Espesor lamina | Cantidad | Capas | |
| | | | 600 mm | 400 mm | 2 a 10 mm | 1 | 2 a 8 | |
| | | | 600 mm | 400 mm | 2 a 10 mm | 1 | 2 a 8 | |
| | | | Fibra | Malla de flujo | Tela desmoldante | Bolsa de vacío | Manguera de membrana y espiral | |
| | | | (80 x 120 cm) a (200 x 120 cm) | 60 x 40 cm | 66 x 46 cm | 75 x 55 cm | 37 y 37 cm | |
| | | | Cinta taky tape | Manguera | Cinta azul | Cera desmoldante | Película desmoldante | |
| | | | 220 cm | 100 a 200 cm | variado | variado | Variado | |
| | | | Capas | Ancho, probeta | Peso fibra en seco | Volumen | Peso matriz | |
| | | | 1 | Referencia | 0.049 kg | 0.00004 m ³ | 0.027 kg | |
| | | | 2 | 25 mm | 0.882 kg | 0.0007 m ³ | 0.558 kg | |
| | | | 2 | 50 mm | 0.882 kg | 0.0007 m ³ | 0.558 kg | |

De igual manera se hizo un diagrama de flujo con respecto al acomodo de los consumibles y orden de estos para poder realizar el proceso de infusión de la manera más óptima y de menor costo. Como se muestra en la vista superior (Figura 3.22) y de igual manera en la vista frontal (Figura 3.23). El cual consiste en primero aplicar las capas de cera desmoldante necesarias para obtener una superficie lisa y sin imperfecciones, posteriormente se delimita el área de trabajo para poder pegar la cinta taky tape al molde, continuando con la aplicación de la capa de película desmoldante. Se prosigue en la colocación de las fibras con la orientación deseada para luego posicionar por encima la tela desmoldante, continuando con la colocación de la malla de flujo y la colocación de las mangueras de espiral y de membrana, una vez que estén

colocadas en su lugar se fijan con una cinta azul térmica y por último se coloca la bolsa de vacío para ser sujeta con la cinta taky tape.

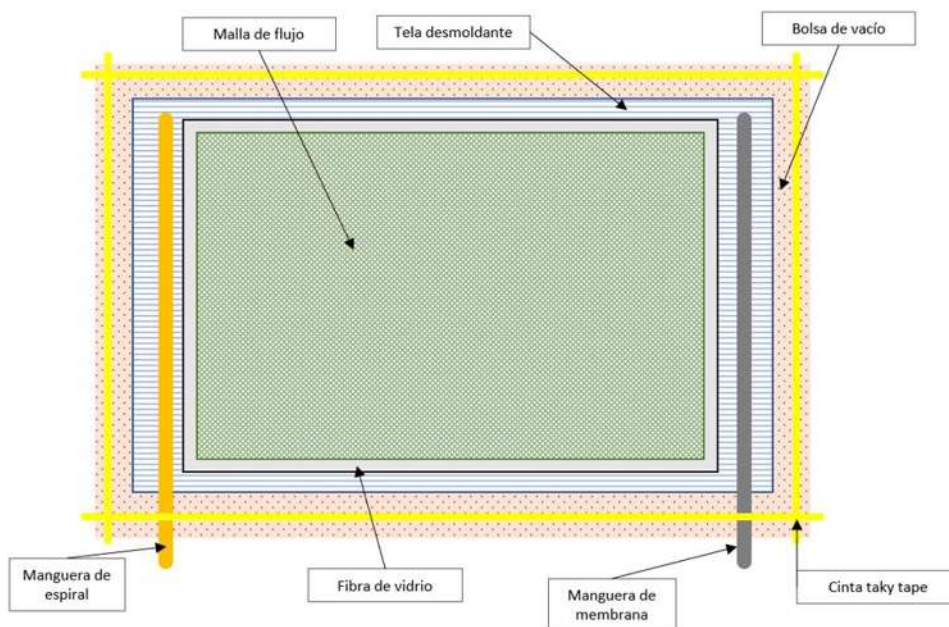


Figura 3 22 Diagrama de flujo para las láminas, vista superior

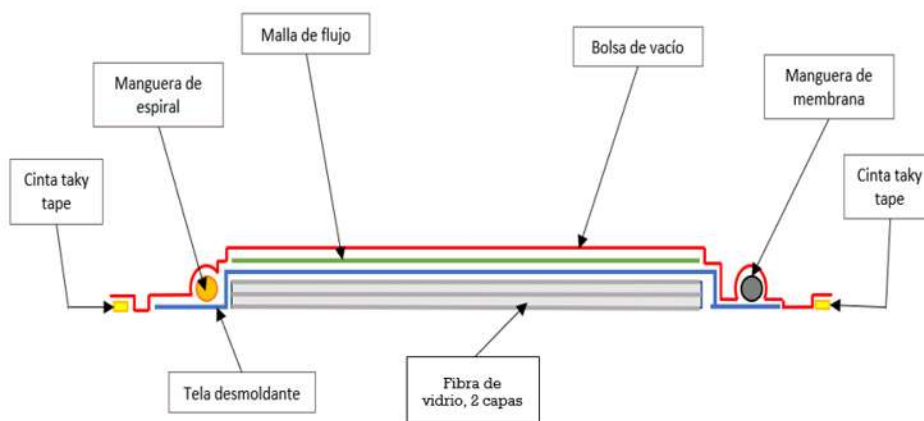


Figura 3 23 Diagrama de flujo para las láminas, vista frontal

Una vez aprobado el diagrama y el plan de trabajo por los compañeros de CIATEQ, se prosiguió con la preparación del molde, donde se repite el procedimiento realizado con las láminas para la determinación de la fracción volumétrica. Se limpia primero el molde donde se realizará la infusión, posteriormente se le aplicaron dos capas de cera desmoldante, se

delimito el área para trabajar y se pegó la cinta taky tape para después aplicar la capa de película desmoldante sobre la zona donde irán las fibras. (Figura 3.24)

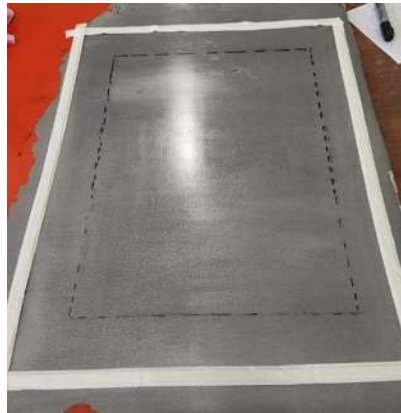


Figura 3.24 Pegado de cinta taky tape y aplicación de película desmoldante

Mientras se secaba la película desmoldante de forma natural a temperatura ambiente, se prosiguió a cortar la fibra de vidrio a utilizar, este proceso debe de ser entre estos tiempos y no con anticipación debido a que los hilos de las fibras se pueden dañar o deformar en su acomodo, pudiendo ocasionar resultados no deseados en los ensayos mecánicos. (Figura 3.25)

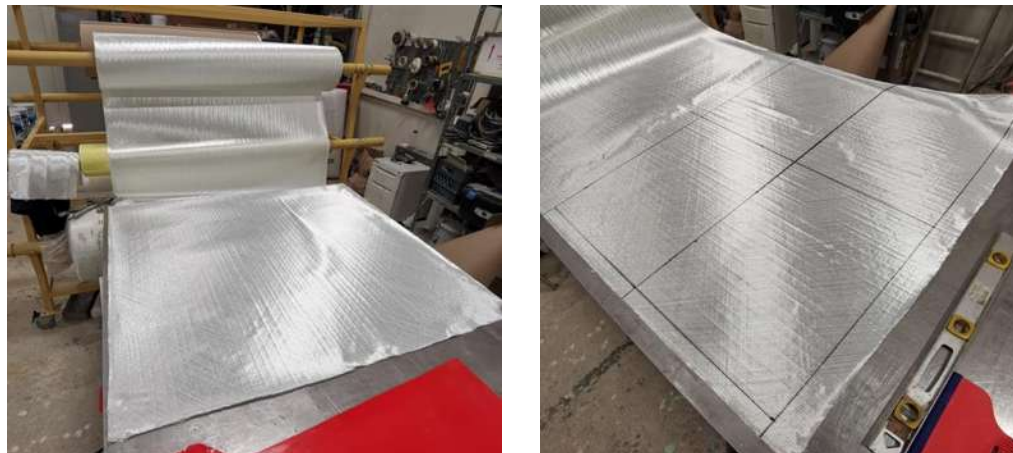


Figura 3.25 Marcado y corte de las capas de fibra de vidrio para el laminado

Una vez seca la capa de película desmoldante y se continuo con el corte de las fibras de vidrio, el cual se hacía con unas tijeras eléctricas para evitar cualquier mordida o deformación que pudieran causar las tijeras manuales. Teniendo las capas de fibra, se prosiguió a alinear las capas para evitar un desfase de las mismas y evitar malos acomodos durante el proceso de infusión (Figura 3.26). De igual manera se prosiguió a posicionar todos los consumibles, como se muestra (Figura 3.23).



Figura 3 26 Orientando las fibras y colocación de consumibles

Una vez colocados todos los consumibles, se prosiguió a realizar la prueba de vacío la cual consiste en bloquear la manguera de espiral por donde entrara la resina y conectar la manguera de membrana a la bomba, retirando todo el aire. Se sellaron las fugas de aire que se encontraron ya sea por una hendidura entre la cinta taky tape y el molde o entre la cinta taky tape y la bolsa de vacío, usualmente encontrados en las curvas generadas por las mangueras. (Figura 3.27)

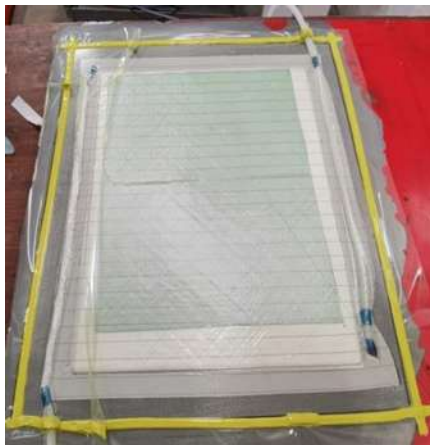


Figura 3 27 Prueba de vacío y búsqueda de fugas de aire

Al finalizar la prueba de vacío, se continua con la preparación de la mezcla entre la resina y el catalizador para poder realizar el proceso de infusión e inicia el mismo, asegurándose que el flujo sea lo más uniforme posible. (Figura 3.28)

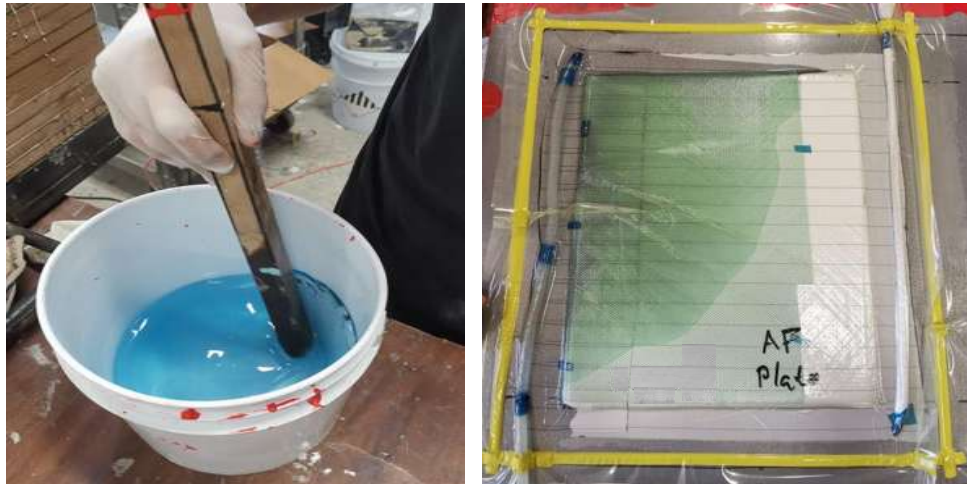


Figura 3 28 Preparación de la matriz e inicio del proceso de infusión

Una vez asegurado que el flujo de la resina cubrió toda la superficie de la fibra y asegurándose que no existan fugas, se prosigue a instalar un horno con un soplador, para mantener una temperatura promedio de 70 grados Celsius, los cuales se estarán monitoreando para obtener las mejores propiedades durante todo el proceso de curado. Este proceso a temperatura ambiental favorable se lleva en 10 horas, sin embargo, si el clima externo es muy fresco y húmedo puede variar el tiempo de curado (Figura 3.28). Finalizando el curado de la fibra con la resina, se prosigue a retirar el horno y se deja enfriar a temperatura ambiente para poder desmoldar sin riesgo a que se pandee por el cambio de temperatura (Figura 3.29).



Figura 3 29 Control de la temperatura durante el proceso de infusión para mantener un curado uniforme

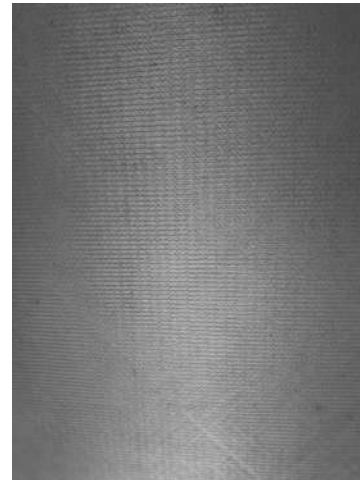
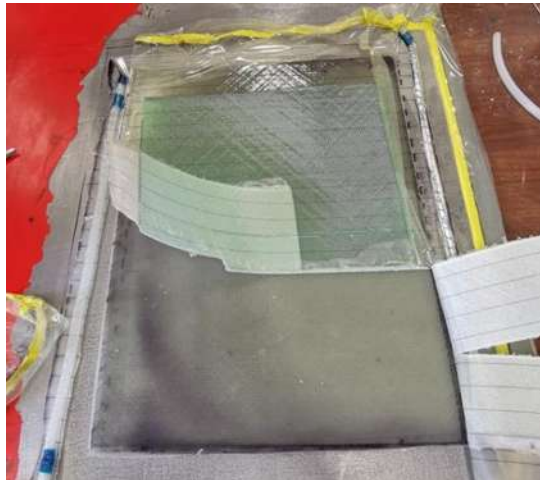


Figura 3 30 Desmoldeo de la lámina de fibra de vidrio reforzadas con resina epoxi

Para la fabricación de las probetas, se realizó el plano utilizando un programa computacional de diseño debido a que se iban a mandar a cortar con chorro de agua, esto para evitar cualquier imperfección o que hubiera una traslape entre las capas de fibra que se pudiera generar por el aumento de temperatura que ocasionaría el disco de corte de diamante, si se escogiera el proceso manual, aunque este último método es más económico, se requiere el corte por chorro de agua para poder caracterizar el material compuesto. Por ende, se optó que el primer corte fuera con disco de diamante para remover las secciones defectuosas que usualmente deja el proceso de infusión. (Figura 3.31)

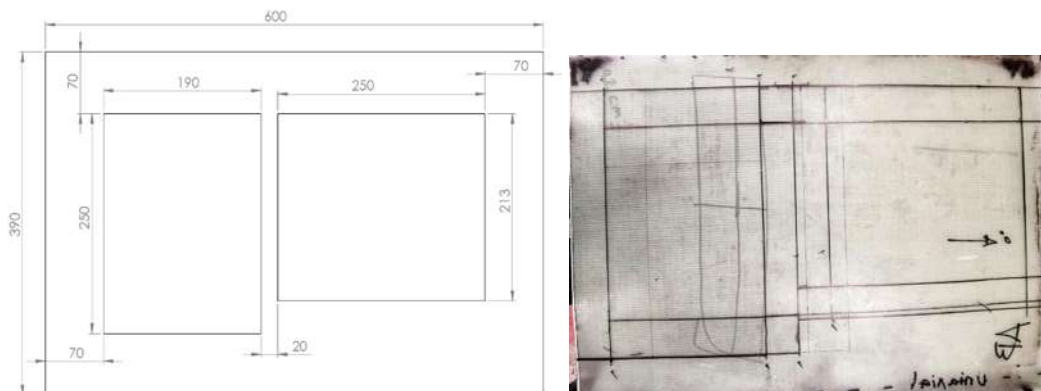


Figura 3 31 Plano del primer corte con disco de diamante y marcado de la lamina

Para poder realizar el corte con chorro de agua, se fabricaron previamente las llamadas “end taps”, que no son más que una lámina de fibra de vidrio compuesta por dos capas biaxiales, las cuales se pegan con adhesivo epoxi en los extremos de las láminas, simulando la ubicación de las mordazas en ellas. Estas “end taps” evitan que la fractura a la hora de realizar los ensayos mecánicos, se genere en la sección de sujeción o de las mordazas. Continuando,

para poder realizar el corte con chorro de agua se hizo el plano del diseño de las probetas. (Figura 3.32)

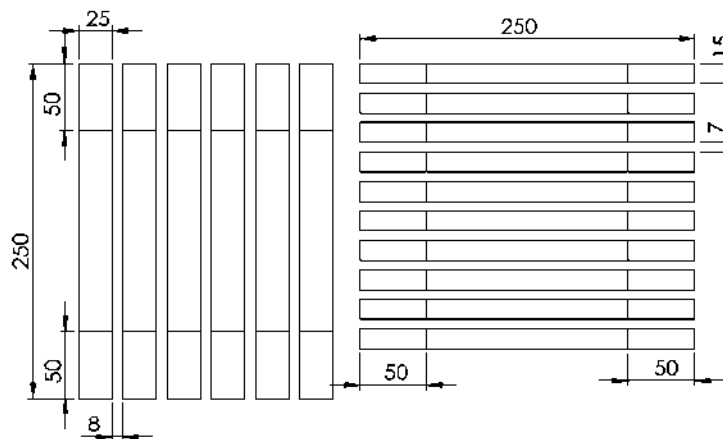


Figura 3 32 Plano del segundo corte con chorro de agua, para obtener las probetas

Por último, se checkaron las dimensiones de las probetas obtenidas con el propósito de asegurar que las medidas estuvieran en el rango de las tolerancias establecidas por la norma ISO 527-5. (Figura 3.33)



Figura 3 33 Revisión de las dimensiones de las probetas después del corte con chorro de agua

3.6. Pegado de galgas extensiométricas

Una vez que se revisó y aseguro las dimensiones de todas las probetas a ensayar, se preparó la superficie central de cada una de las mismas ya que para realizar el pegado de las galgas extensiométricas, las cuales nos sirven para medir las micro deformaciones que se irán generando durante el ensayo mecánico, es necesario que se puedan adherir de la forma correcta para poder evitar lecturas falsas o ruidos electromagnéticos. Para ello, se debe de lijar la zona de pegado de la galga con el máximo cuidado para evitar dañar las fibras. (Figura 3.34)

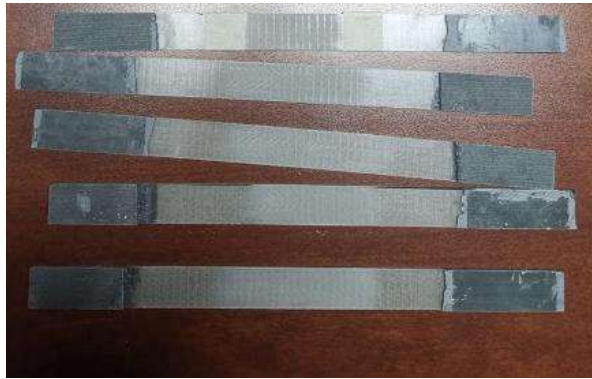


Figura 3 34 Lijado superficial en la zona central de la probeta

Después del lijado se debe de limpiar la superficie de la probeta para remover cualquier residuo minúsculo provocado por la lijada y también para evitar cualquier partícula de polvo. Remarcando que la zona donde se prepararon las probetas fue en las instalaciones de la universidad michoacana en un salón cerrado para evitar corrientes de aire que pudieran contaminar la zona. Posteriormente se marcará con un lápiz de grafito la zona central entre el ancho y largo de la probeta para poder centrarla. Y se proseguirá limpiando el exceso de grafito, una vez limpia la superficie se prosigue en limpiar de impurezas del herramental a usar y se coloca la galga, de forma que este centrada y se agrega un adhesivo que permita la correcta adherencia. (Figura 3.35)



Figura 3 35 Colocado y pegado de la galga extensiométrica sobre las probetas

Se dejo pasar alrededor de un día para asegurarse que se secura bien el adhesivo, para posteriormente seguir con el proceso de soldado entre las galgas extensiométricas con respecto a los cables que serán el medio para después medir las micro deformaciones. (Figura 3.36)

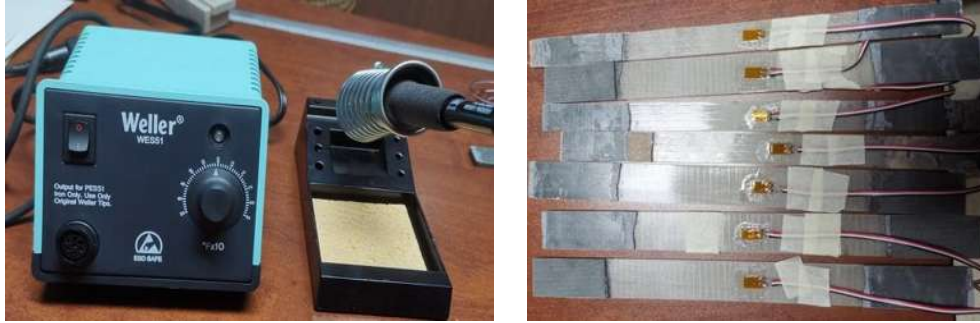


Figura 3 36 Proceso de soldado entre cables y las galgas extensiométricas

Se continuo con la verificación de cada una de las probetas por medio de un multímetro, para asegurar de que no se haya quemado la galga, utilizando de referencia la ficha técnica de las galgas extensiométricas, que algún cable haya quedado mal soldado o incluso que la misma galga se haya desprendido. (Figura 3.37)

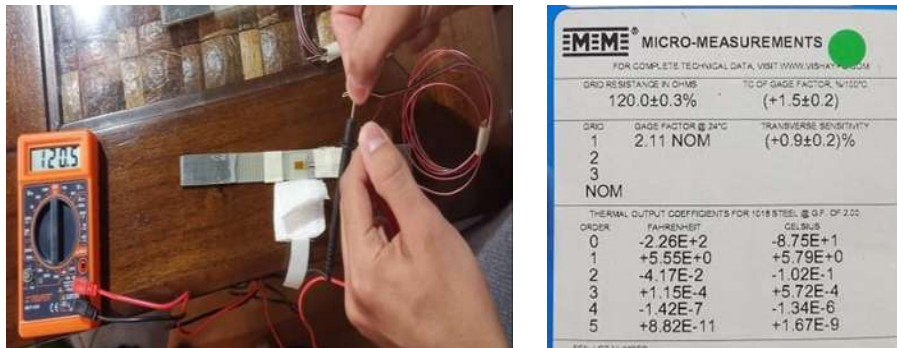


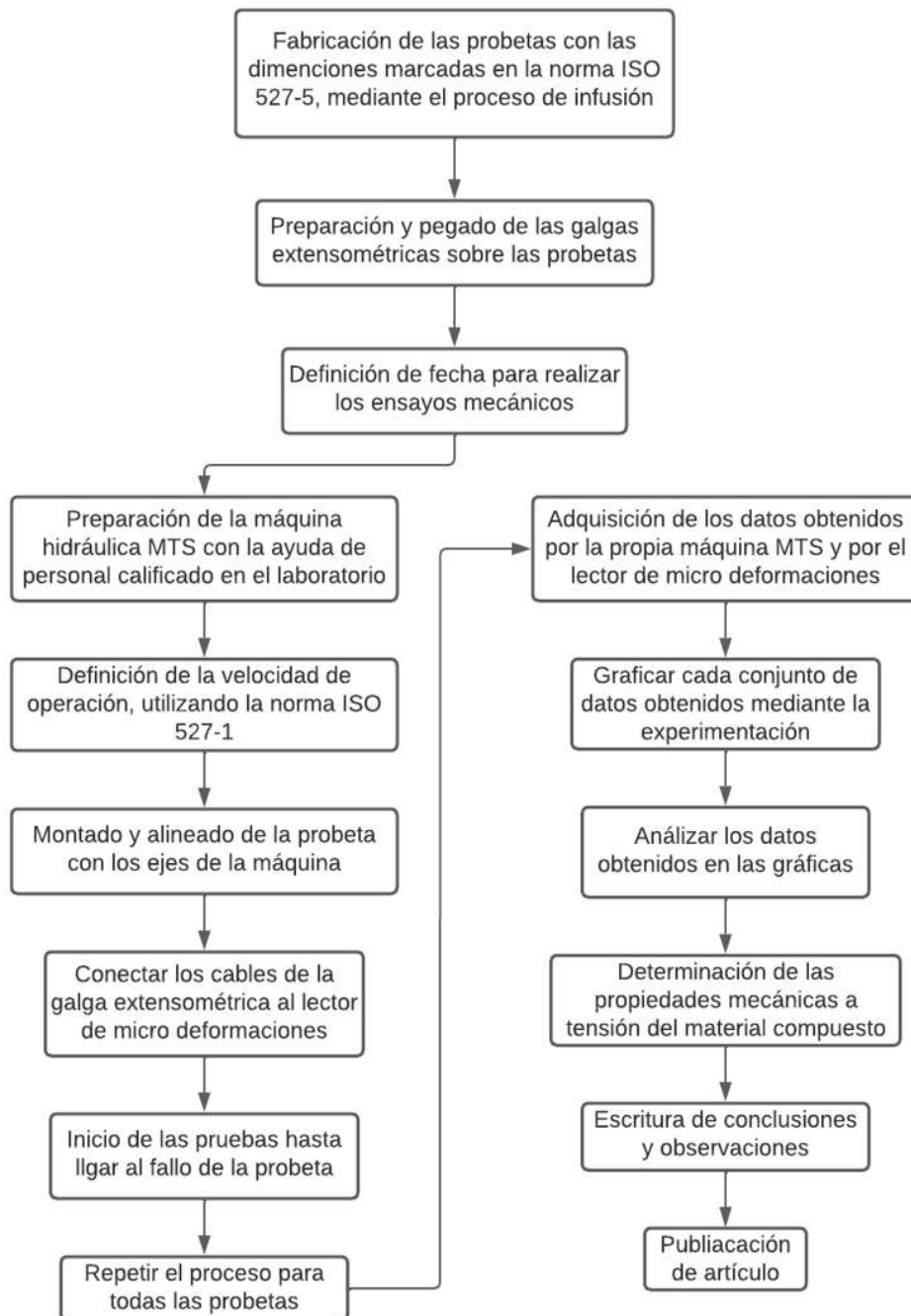
Figura 3 37 Revisión de la conductividad en las galgas extensiométricas para cada probeta

Para finalizar se utilizó el lector “micro measurements” modelo MM01-120 (Figura 3.38) el cual nos facilitó el centro de investigación CIATEQ, para poder conectar los cables provenientes de las galgas y así poder medir las micro deformaciones. Haciendo pruebas del programa para asegurar que todo estuviera en orden antes de realizar los ensayos mecánicos. Mostrado en el anexo 4.



Figura 3 38 Micro measurements, para medir las micro deformaciones

Una vez que se tuvieron todos los preparativos, se programó una fecha para realizar los ensayos mecánicos a tensión mostrados en el capítulo 4, donde se incluyeron las gráficas de esfuerzo contra deformación obtenida de la experimentación, así como se agregaron los resultados utilizando las ecuaciones de las normas ISO 527, como se muestra en el siguiente diagrama.



Capítulo 4

Resultados de los ensayos mecánicos

4.1. Cálculo teórico

El cálculo de la fracción volumétrica se resolvió mediante la ecuación (2.69), sin embargo, la ficha técnica del material compuesto ya proporcionaba dichos datos y únicamente se obtuvieron las variables restantes para la matriz con la ecuación (2.68) y la ecuación (2.65).

Tabla 4 1 Resultados de los pesos del material compuesto

| Material | Tipo | Fibra (g) m_f | Matriz (g) m_m | Lámina infundada (g) m_c |
|-----------------|----------------|-----------------|------------------|----------------------------|
| Fibra de vidrio | Unidireccional | 37 | 18 | 55 |
| Fibra de vidrio | Biaxial | 34 | 17.085 | 51.085 |
| Fibra de vidrio | Triaxial | 49 | 20 | 69 |

Con la determinación de los pesos del material compuesto mostrados en la Tabla 4, se prosiguió con la determinación del porcentaje masico utilizando la ecuación (67) para el caso de la fibra y la ecuación (68) para la determinación porcentual de la matriz.

$$M_f = \frac{m_f}{m_c}$$

$$M_f = \frac{37}{55} = 0.67 = 67.27\% \rightarrow \text{Fibra de vidrio unidireccional}$$

$$M_f = \frac{34}{51.08} = 0.66 = 66.55\% \rightarrow \text{Fibra de vidrio biaxial}$$

$$M_f = \frac{49}{69} = 0.71 = 71.01\% \rightarrow \text{Fibra de vidrio triaxial}$$

$$M_m = 1 - M_f$$

$$M_m = 1 - 0.67 = 0.327 = 32.7\%$$

$$M_m = 1 - 0.66 = 0.334 = 33.4\%$$

$$M_m = 1 - 0.7101 = 0.289 = 28.9\%$$

Utilizando una densidad para la fibra de 2.6 g/cm^3 la cual fue proporcionada por el proveedor SAERTEX y una densidad de 1.15 g/cm^3 la cual fue proporcionada por proveedor HEXION, se prosiguió a determinar la fracción volumétrica usando la ecuación (2.69).

$$V_f = \frac{\frac{M_f}{\rho_f}}{\frac{M_f}{\rho_f} + \frac{M_m}{\rho_m}}$$

$$V_f = \frac{\frac{0.67}{2.6}}{\frac{0.67}{2.6} + \frac{0.327}{1.15}} = 0.476 = 47.6\%$$

$$V_f = \frac{\frac{0.66}{2.6}}{\frac{0.66}{2.6} + \frac{0.334}{1.15}} = 0.468 = 46.8\%$$

$$V_f = \frac{\frac{0.71}{2.6}}{\frac{0.71}{2.6} + \frac{0.289}{1.15}} = 0.52 = 52\%$$

En la tabla 4.1 se muestran los resultados de las pruebas para la determinación de la fracción volumétrica, pero de igual manera el proveedor SAERTEX nos proporcionó los datos de la fracción volumétrica, donde se compararon y se observa que el valor máximo de diferencia es del 2.4% para la fracción volumétrica de la matriz, la cual fue calculada mediante la sustitución de la ecuación (2.65).

Tabla 4 2 Resultados experimentales y datos del proveedor para la fracción volumétrica

| Datos | M_f (%) | M_m (%) | V_f (%) | V_m (%) |
|----------------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| Experimentales | 71.3 | 28.7 | 52.3 | 47.7 |
| Proveedor | 70.6 | 29.4 | 51.1 | 48.9 |

Con estos resultados se prosiguió a determinar de manera teórica los módulos de elasticidad, los esfuerzos máximos esperados fueron obtenidos a través de la ecuación (2.73) y la ecuación (2.81) tomando de referencia las deformaciones obtenidas por pruebas experimentales de colegas del centro de investigación CIATEQ los cuales no se agregaran más que el resultado final por cuestiones de confidencialidad pero de ser requerido por el lector se deja la referencia (María Jazmín Morales Peña, 2019). Agregando también la deformación unitaria por falla, de la teoría de la deformación unitaria máxima, esperada utilizando la ecuación (2.110) y la ecuación (2.111). Los resultados teóricos se muestran en la Tabla 4.1.

Tabla 4 3 Resultados teóricos del módulo de elasticidad, el esfuerzo máximo y la deformación unitaria

| Material | E_t (GPa) | ϵ | σ (MPa) | ϵ (falla) |
|--------------|-------------|------------|----------------|--------------------|
| Uniaxial 0° | 42.44 | 0.018 | 750 | 0.017 |
| Uniaxial 90° | 6.28 | 0.009 | 56 | - |

4.2. Simulación de probetas

Se diseñó las probetas que iban a ser ensayadas mecánicamente siguiendo las consideraciones de las normas ISO 527-1 e ISO 527-5, donde se utilizaron los datos obtenidos teóricamente y se complementaron con los datos obtenidos de los colegas de CIATEQ, los cuales pueden ser apreciados por cuestiones de confidencialidad en la referencia (María Jazmín Morales Peña, 2019) como también se utilizaron datos faltantes de una fibra de vidrio con una densidad por área similar pero con características distintas obtenidas de la referencia (SushilB. Chopade, 2015) para poder simular las probetas fabricadas con fibra de vidrio unidireccional orientadas a 0° y a 90° con respecto al eje de fuerza denominado “x”. Las cuales se muestran en las Figuras 4.1 y 4.2.

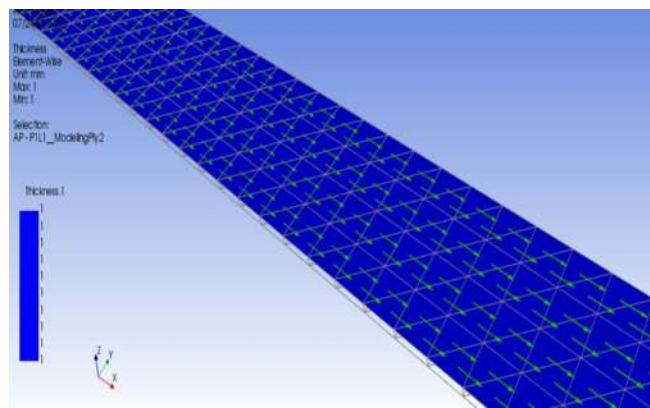


Figura 4 1 Orientación de las fibras de vidrio a 0° para la simulación

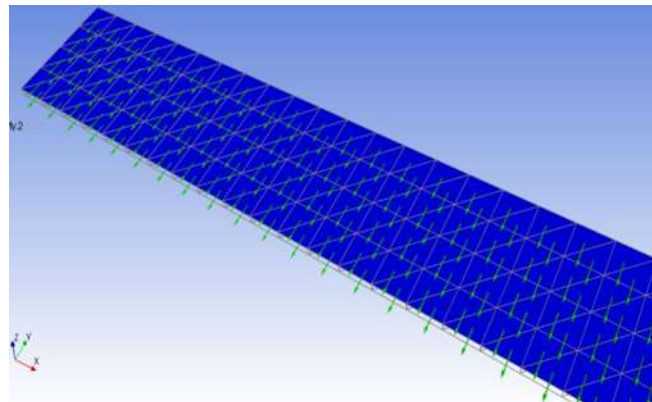


Figura 4 2 Orientación de las fibras de vidrio a 90° para la simulación

Donde los ejes coordenados denominados como 1, 2, 3, respectivamente para la simulación siendo los ejes x, y, z, tal como se muestran en la Figura 3.5. Representando las mismas condiciones y orientaciones que se tendrán en las probetas para los ensayos mecánicos.

En las simulaciones se fueron escalando los valores del esfuerzo axial máximo obtenido como referencia los datos teóricos y los datos obtenidos de CIATEQ, hasta llegar al máximo valor teórico teniendo en cuenta el teorema de deformación unitaria máxima en el cual nos indican las ecuaciones (2.105, 2.106 y 2.107) y por recomendación del Dr. Isaac Hernández Arriaga, líder de especialidad gerencia de turbo maquinaria en CIATEQ, que si las deformaciones unitarias son menores que los esfuerzos axiales en dichas orientaciones, se considera por el teorema de deformación unitaria máxima que para el caso del material compuesto, soportaran las cargas. En las figuras (4.3 y 4.4) se observa los valores de los esfuerzos indicando por la escala de colores que el programa de elemento finito proporciona para poder determinar las posibles fallas o donde se encuentran la mayor concentración de esfuerzos.

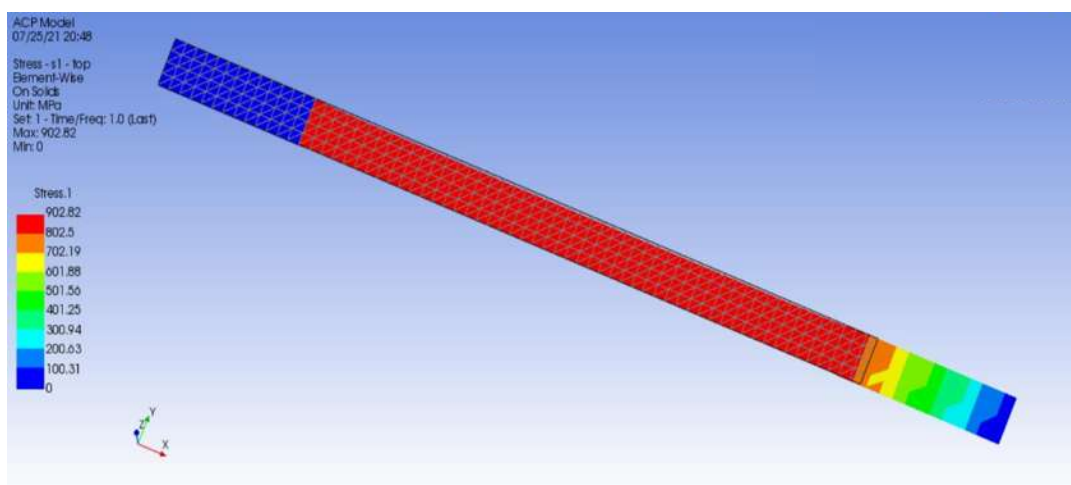


Figura 4 3 Esfuerzo máximo en la dirección x, para los datos teóricos en relación del teorema de fracción volumétrica

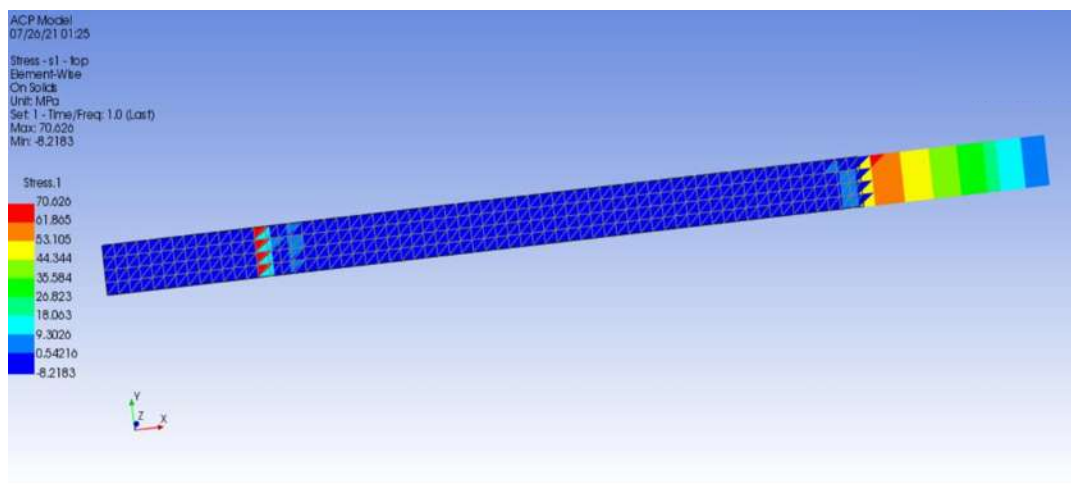


Figura 4 4 Esfuerzo máximo en la dirección y, para los datos teóricos en relación del teorema de fracción volumétrica

En la tabla 4.4, se anexan los resultados donde se tiene que para los valores en la probeta con las fibras orientadas a 0° (Figura 4.3), se tiene una carga máxima teórica de 13200 N, para el esfuerzo máximo teórico x se tiene 902.82 MPa y para el esfuerzo máximo teórico y se tiene 56.638 MPa. Para los resultados de las fibras de vidrio orientadas a 90° (Figura 4.4), la carga máxima teórica es de 3200 N, para el esfuerzo máximo teórico x se tiene 70.625 MPa y para el esfuerzo máximo teórico y se tiene 223 MPa.

Tabla 4 4 Esfuerzos para las probetas de simulación teórica

| | Fibras a 0° | Fibras a 90° |
|--------------|-------------|--------------|
| Carga máxima | 13200 N | 3200 N |
| Esfuerzo X | 902.82 MPa | 70.625 MPa |
| Esfuerzo Y | 56.638 MPa | 223 MPa |

Considerando la norma ISO 527-5, los datos esperados reales serán 902.82 MPa para el esfuerzo X y el valor de 70.625 MPa para el esfuerzo Y, aunque en la tabla se indique que este último valor es para las fibras orientadas a 90°, es debido a las consideraciones que toma la norma, ya que para las fibras orientadas a 90°, la carga se encontrara en la misma dirección X que para las fibras orientadas a 0°.

4.3. Ensayos mecánicos de tensión

Las pruebas realizadas fueron llevadas a cabo para dos tipos de probetas, el tipo A y el tipo B, como indica la norma ISO 527-5 para poder obtener los esfuerzos máximos en las direcciones de las cargas, como los desplazamientos y los módulos de elasticidad. Los ensayos mecánicos de tensión fueron realizados en el Instituto de Metalurgia dentro de las instalaciones de la universidad michoacana, donde se utilizó el sistema servo hidráulico de pruebas Landmark (MTS) con una capacidad de carga de 100 kN, apoyado por el Dr. Alberto Ruiz Marines y los compañeros de doctorado del laboratorio. (Figura 4.5)



Figura 4 5 Sistema servohidráulico de pruebas Landmark (MTS)

En la Figura 4.6 se muestra el posicionamiento de la probeta tipo A, antes de realizar el ensayo mecánico, una vez rectificado que la probeta estuviera debidamente alineada y de igual manera se posiciono el extensómetro axial proporcionado por el mismo laboratorio del Instituto de metalurgia.



Figura 4 6 Alineación de la probeta y posicionamiento del extensómetro axial.

Posteriormente se aseguró que los cables provenientes de la galga extensiométrica estuvieran debidamente conectados al lector “micro measurements” modelo MM01-120 (Figura 4.4) para poder conectarlos al dispositivo computacional y poder adquirir las medidas de las micro deformaciones. (Figura 4.7)

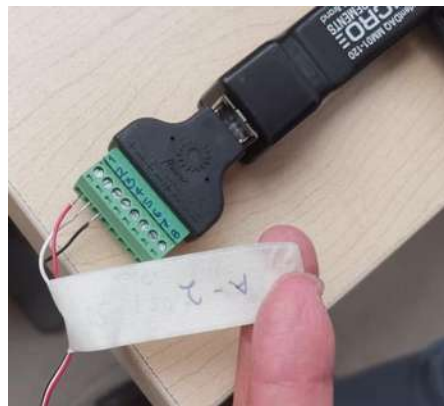


Figura 4 7 Conexión de los cables de la galga extensiométrica en el lector “micro measurements” modelo MM01-120

Se continuó con la realización de la prueba hasta lograr la falla. En la Figura 4.8, se observa el desprendimiento de las fibras de vidrio unidireccionales orientadas a 0° al finalizar el ensayo mecánico, este proceso se repitió para las 5 probetas del tipo A.

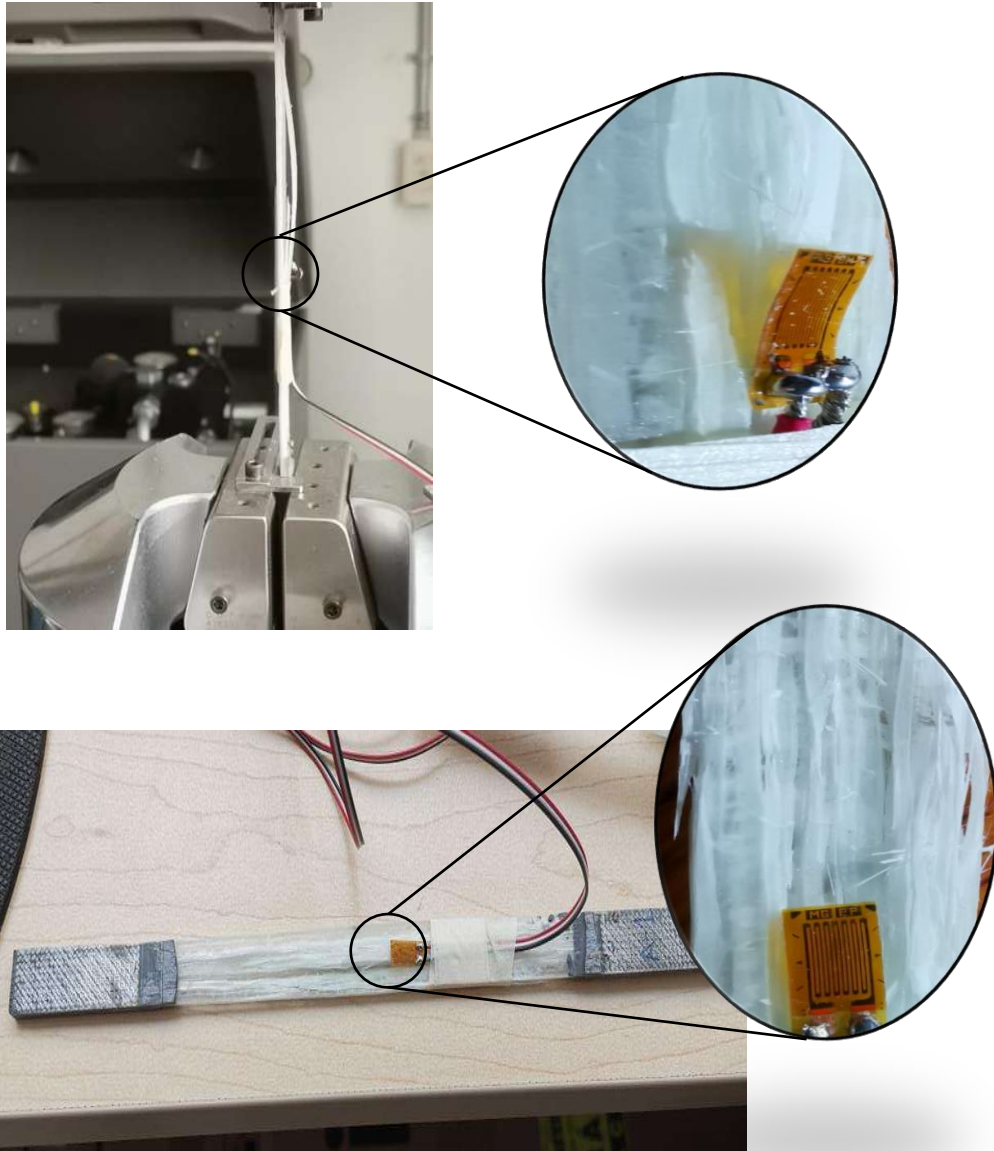


Figura 4 8 Fractura longitudinal al eje de la carga para las probetas tipo A

En la Figura 4.9 se puede observar las diferentes curvas obtenidas de las 5 pruebas realizadas para las probetas tipo A para fibra de vidrio uniaxial con las fibras orientadas a 0° con respecto al eje de la carga, siendo esta la gráfica de esfuerzo contra deformación unitaria.

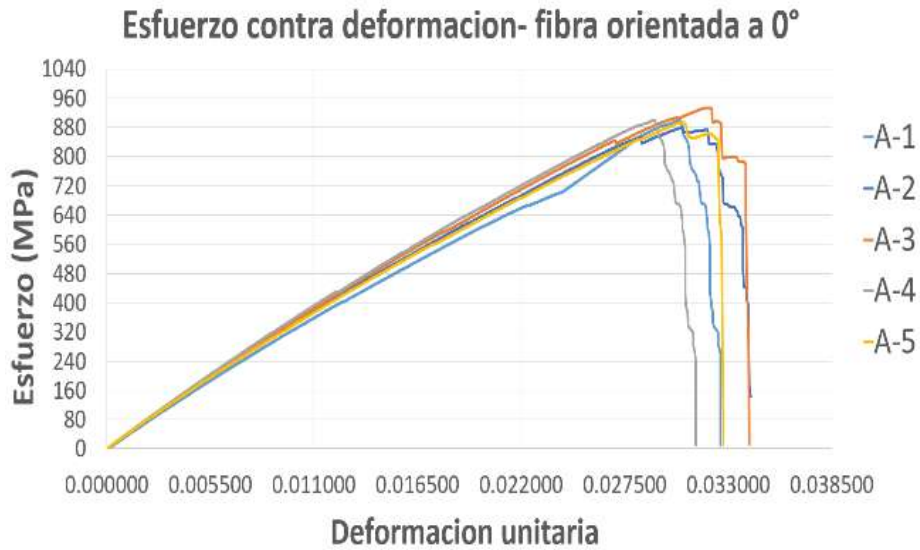


Figura 4 9 Curvas de esfuerzo contra deformación para las probetas tipo A

Para las probetas tipo B se realizó el mismo proceso de alineación y de preparación antes de realizar las pruebas. Una vez finalizado y checado, se prosiguió a realizar los ensayos mecánicos para las 5 probetas, de las cuales se puede observar (Figura 4.10 y 4.11) que la fractura es parcialmente lineal con respecto al eje Y o perpendicular al eje de carga del sistema servo hidráulico Landmark (MTS).

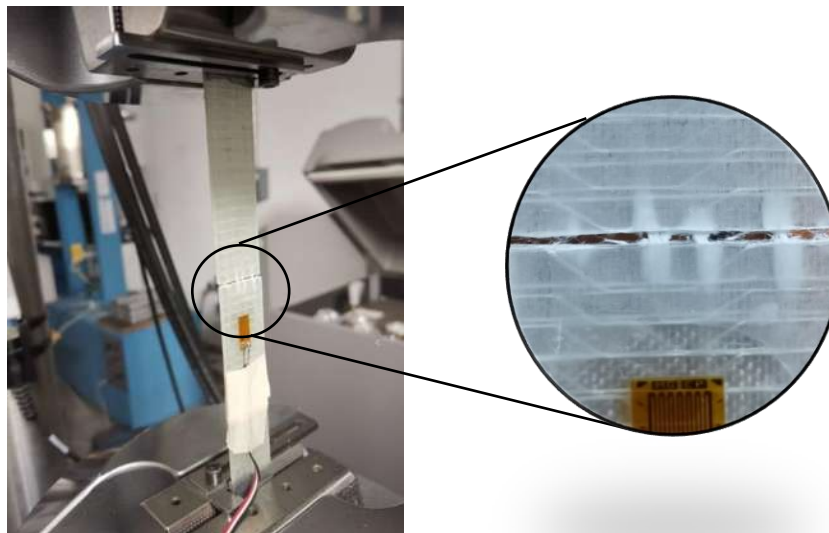


Figura 4 10 Fallas perpendiculares al eje de la carga para las probetas tipo B

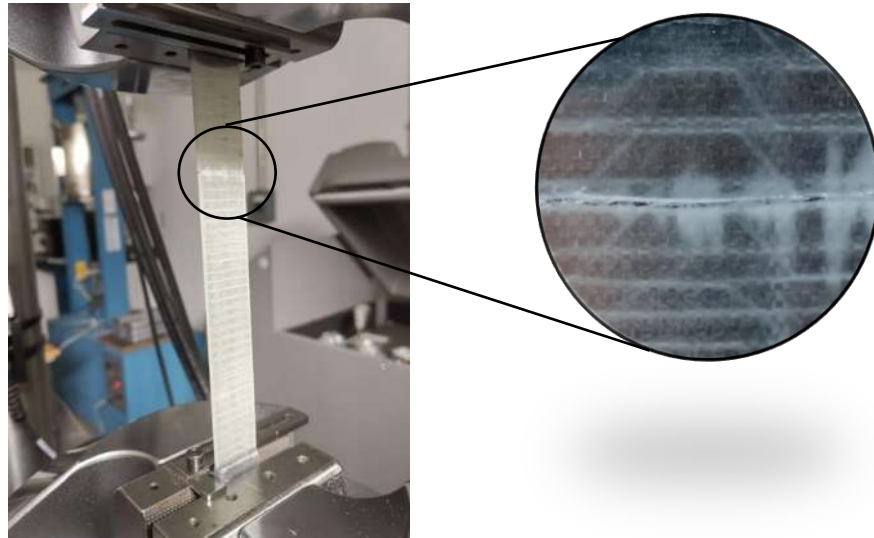


Figura 4 11 Fallas perpendiculares al eje de la carga para las probetas tipo B

En la Figura 4.12 se pueden observar las diferentes curvas obtenidas de las 5 pruebas realizadas para las probetas tipo B para fibra de vidrio uniaxial con las fibras orientadas a 90° con respecto al eje de la carga, siendo esta la gráfica de esfuerzo contra deformación unitaria.

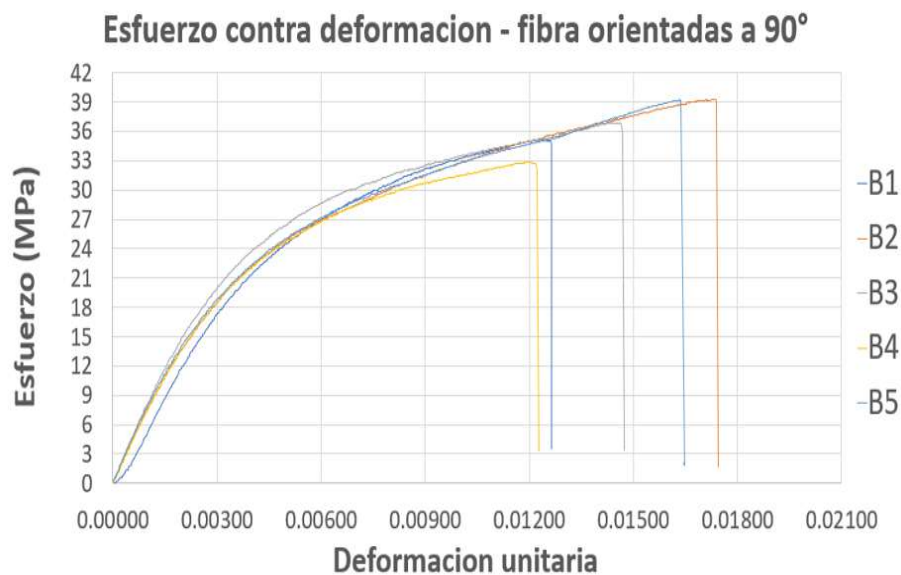


Figura 4 12 Curvas de esfuerzo contra deformación para las probetas tipo B

En la figura 4.9 se muestra el conjunto de datos obtenidos por el sistema servo hidráulico Landmark (MTS), los cuales representan las curvas de esfuerzo contra deformación de las probetas tipo A. Los valores obtenidos de la máquina (MTS) son la carga aplicada en (N), el tiempo de la prueba en (s) y el desplazamiento entre las mordazas que hacen referencia al alargamiento de la probeta en (mm).

Con el conjunto de datos obtenidos de la máquina (MTS) y siguiendo las indicaciones mencionadas en la norma ISO 527-1, especificada en el capítulo 3, se obtuvo la deformación unitaria utilizando la ecuación (3.1), el módulo de elasticidad de tensión se determinó utilizando la ecuación (3.2), el cual es la relación que existe entre los incrementos de tensión aplicados ($d\sigma$) durante los ensayos mecánicos y los incrementos de deformación longitudinal unitaria ($d\varepsilon$), en la zona de comportamiento elástico de este material compuesto, como lo indica la norma ISO 527-1, entre las deformaciones unitarias $\varepsilon_1 = 0.0005$ (0.05%) y $\varepsilon_2 = 0.0025$ (0.25%). Para el caso del coeficiente de Poisson, únicamente se pudo determinar ν_{12} utilizando la ecuación (3.3), debido a que los datos obtenidos por las galgas extensiométricas no pueden utilizarse como referencia ya que durante los ensayos mecánicos la fractura de los hilos de las fibras despegaba la galga ocasionando que los datos obtenidos no pudieran ser finalizados. El desglose de estos resultados será mostrado en el tema consecuente.

Observando que en las curvas de esfuerzo contra deformación de la figura 4.9, existe una zona elástica aparente hasta una deformación unitaria aproximada a $\varepsilon = 0.008$ (0.8%). De igual manera se observa que el material apenas se deforma plásticamente antes de su fractura, considerando la tensión de límite elástico igual a la rotura, por ende, se puede considerar como un material frágil.

En la figura 4.12, se muestran el conjunto de datos obtenidos por el sistema servo hidráulico Landmark (MTS), los cuales representa las curvas de esfuerzo contra deformación unitaria para las probetas tipo B. De la misma manera que para las probetas tipo A, el proceso de obtención para la deformación unitaria y los módulos de elasticidad, se desglosan en el tema consecuente.

Se observa que a diferencia de los datos de las curvas para las probetas tipo A, en las curvas de esfuerzo contra deformación para las probetas tipo B es casi inapreciable la zona de comportamiento elástico, sin embargo, la norma ISO 527-1 nos indica que para las deformaciones unitarias entre $\varepsilon_1 = 0.0005$ (0.05%) y $\varepsilon_2 = 0.0025$ (0.25%), la zona elástica existe, pero es más corta. También se observa que la curva es más notable y el esfuerzo máximo es mucho menor, esto era de esperarse ya que la orientación de las fibras para las probetas tipo B, se encuentran perpendicularmente al eje de la carga, por lo que la matriz llega antes a la fractura, sin deformar realmente las fibras, obteniendo un corte casi limpio horizontalmente como se muestra en la figura 4.11.

4.4. Resultados

Durante los ensayos mecánicos se realizó un monitoreo de la temperatura, así como de la humedad existente en las probetas para evitar que estas variables se vieran afectadas en las pruebas.

En la mayor parte de los casos, la mejor estimación disponible de la esperanza matemática de una magnitud “q” que varía al azar, de la que se han obtenido n observaciones independientes “ q_k ” en las mismas condiciones de medida, es la “media aritmética” \bar{q} de las n observaciones. (Metrología, 2008) En otras palabras, para un conjunto de datos denominados variables, los cuales, a pesar de estar expuestos a las mismas condiciones durante alguna prueba, se observan variaciones aleatorias. Para lo cual es necesario definir un proceso para obtener un resultado en específico que defina a las n pruebas, al cual se le denomina media aritmética.

$$\bar{q} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n q_k \quad (4.1)$$

Resolviendo, para determinar el esfuerzo medio, el módulo de elasticidad con la ecuación (3.2), la deformación unitaria con base a la ecuación (2.110) referida a la teoría de deformación unitaria máxima y la deformación unitaria en la falla experimental utilizando la ecuación (3.1), respecto a los datos mostrados en la Tabla 4.4, recopilados de la Figura 4.9 para las probetas tipo A.

Tabla 4 5 Datos experimentales obtenidos de la Figura 4.9

| Probeta tipo A | | | |
|-------------------------|-----------------------------|-----------------------------|----------------------------------|
| Esfuerzo máximo X (MPa) | Módulo de elasticidad (GPa) | ϵ (ecuación 2.110) | ϵ (falla real, ec. 3.1) |
| 905.08 | 35.011 | 0.0258 | 0.0309 |
| 878.19 | 36.535 | 0.0240 | 0.0324 |
| 932.67 | 37.496 | 0.0248 | 0.0326 |
| 898.67 | 37.539 | 0.0239 | 0.0295 |
| 889.97 | 36.159 | 0.0246 | 0.0324 |

Determinando el esfuerzo medio utilizando la ecuación (4.1), para los valores de la tabla 4.5 referido a las probetas tipo A.

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n \sigma_k$$

$$\bar{\sigma} = \left(\frac{1}{5}\right) \times (905.08 + 878.19 + 932.67 + 898.67 + 889.97) = 900.91 MP_a$$

Determinando el módulo de elasticidad utilizando la ecuación (4.1), para los valores de la tabla 4.5 referido a las probetas tipo A.

$$\bar{E} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n E_k$$

$$\bar{E} = \left(\frac{1}{5}\right) \times (35.01 + 36.53 + 37.49 + 37.54 + 36.16) = 36.55 \text{ GPa}$$

Determinando ϵ (ecuación 2.110) utilizando la ecuación (4.1), para los valores de la tabla 4.5 referido a las probetas tipo A.

$$\bar{\epsilon} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n \epsilon_k$$

$$\bar{\epsilon} = \left(\frac{1}{5}\right) \times (0.025 + 0.024 + 0.025 + 0.024 + 0.024) = 0.0246$$

Determinando ϵ (falla real, ec. 3.1) utilizando la ecuación (4.1), para los valores de la tabla 4.5 referido a las probetas tipo A.

$$\bar{\epsilon} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n \epsilon_k$$

$$\bar{\epsilon} = \left(\frac{1}{5}\right) \times (0.030 + 0.032 + 0.032 + 0.029 + 0.032) = 0.0316$$

Resolviendo, para determinar el esfuerzo medio, el módulo de elasticidad con la ecuación (3.2), la deformación unitaria con base a la ecuación (2.110) referida a la teoría de deformación unitaria máxima y la deformación unitaria en la falla experimental utilizando la ecuación (3.1), respecto a los datos mostrados en la Tabla 4.5, recopilados de la Figura 4.12 para las probetas tipo B.

Tabla 4 6 Datos experimentales obtenidos de la Figura 4.12

| Probeta tipo B | | | |
|-------------------------|-----------------------------|-----------------------------|----------------------------------|
| Esfuerzo máximo Y (MPa) | Módulo de elasticidad (GPa) | ϵ (ecuación 2.110) | ϵ (falla real, ec. 3.1) |
| 35.11 | 6.43 | 0.0054 | 0.0126 |
| 39.23 | 6.12 | 0.0064 | 0.0174 |
| 36.87 | 6.57 | 0.0056 | 0.0147 |
| 32.84 | 6.2 | 0.0052 | 0.0122 |
| 39.21 | 6.14 | 0.0063 | 0.0164 |

Determinando el esfuerzo medio utilizando la ecuación (4.1), para los valores de la tabla 4.6 referido a las probetas tipo B.

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n \sigma_k$$

$$\bar{\sigma} = \left(\frac{1}{5}\right) \times (35.11 + 39.23 + 36.87 + 32.84 + 39.21) = 36.65 MP_a$$

Determinando el módulo de elasticidad utilizando la ecuación (4.1), para los valores de la tabla 4.6 referido a las probetas tipo B.

$$\bar{E} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n E_k$$

$$\bar{E} = \left(\frac{1}{5}\right) \times (6.43 + 6.12 + 6.57 + 6.2 + 6.14) = 6.29 GP_a$$

Determinando ε (ecuación 2.110) utilizando la ecuación (4.1), para los valores de la tabla 4.6 referido a las probetas tipo B.

$$\bar{\varepsilon} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n \varepsilon_k$$

$$\bar{\varepsilon} = \left(\frac{1}{5}\right) \times (0.005 + 0.006 + 0.005 + 0.005 + 0.006) = 0.0058$$

Determinando ε (falla real, ec. 3.1) utilizando la ecuación (4.1), para los valores de la tabla 4.6 referido a las probetas tipo B.

$$\bar{\varepsilon} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n \varepsilon_k$$

$$\bar{\varepsilon} = \left(\frac{1}{5}\right) \times (0.012 + 0.017 + 0.014 + 0.012 + 0.016) = 0.0147$$

En la Tabla 4.6 se muestran los resultados de las gráficas, analizados mediante la media de los resultados, equivalente a la incertidumbre típica (Metrología, 2008).

Tabla 4 7 Resultados experimentales analizados con el factor de incertidumbre típica, equivalente a la media

| Pruebas | Et [GPa] | ϵ (ecuación 2.110) | σ [MPa] | ϵ (falla real. ec. 3.1) |
|--------------|----------|-----------------------------|----------------|----------------------------------|
| Uniaxial 0° | 36.548 | 0.024 | 900.96 | 0.031 |
| Uniaxial 90° | 6.29 | 0.0058 | 36.65 | 0.0147 |

Los valores de las observaciones individuales q_k difieren en razón de las variaciones aleatorias de las magnitudes de influencia o de efectos aleatorios. (Metrología, 2008) Esta varianza experimental de las observaciones, viene dada por

$$s^2(q_k) = \frac{1}{n-1} \sum_{j=1}^n (q_j - \bar{q})^2 \quad (4.2)$$

Esta estimación de la varianza y su raíz cuadrada positiva $s(q_k)$, es denominada “desviación típica experimental”, la cual representa la variabilidad de los valores observados q_k , o más específicamente, su dispersión alrededor de su media \bar{q} .

Determinando la desviación típica experimental, para las variables mecánicas de las probetas tipo A, utilizando la ecuación (4.2), se tiene

Para el esfuerzo,

$$\left[(\sigma_j)_{j=1} - \bar{\sigma} \right]^2 = (905.08 - 900.916)^2 = 17.33$$

$$\left[(\sigma_j)_{j=2} - \bar{\sigma} \right]^2 = (878.19 - 900.916)^2 = 516.47$$

$$\left[(\sigma_j)_{j=3} - \bar{\sigma} \right]^2 = (932.67 - 900.916)^2 = 1008.31$$

$$\left[(\sigma_j)_{j=4} - \bar{\sigma} \right]^2 = (898.67 - 900.916)^2 = 5.044$$

$$\left[(\sigma_j)_{j=5} - \bar{\sigma} \right]^2 = (889.97 - 900.916)^2 = 119.81$$

$$s(\sigma_k) = \sqrt{\left(\frac{1}{5-1}\right) \times (17.33 + 516.47 + 1008.31 + 5.044 + 119.81)} = 20.41 \text{ MPa}$$

Para el módulo de elasticidad,

$$\left[(E_j)_{j=1} - \bar{E} \right]^2 = (35.01 - 36.54)^2 = 2.36$$

$$\left[(E_j)_{j=2} - \bar{E} \right]^2 = (35.53 - 36.54)^2 = 0.0001$$

$$\left[(E_j)_{j=3} - \bar{E} \right]^2 = (37.49 - 36.54)^2 = 0.89$$

$$\left[(E_j)_{j=4} - \bar{E} \right]^2 = (37.53 - 36.54)^2 = 0.98$$

$$\left[(E_j)_{j=5} - \bar{E} \right]^2 = (36.15 - 36.54)^2 = 0.15$$

$$s(E_k) = \sqrt{\left(\frac{1}{5-1}\right) \times (2.36 + 0.0001 + 0.89 + 0.98 + 0.15)} = 1.048 \text{ GPa}$$

Para ε (ecuación 2.110),

$$\left[(\varepsilon_j)_{j=1} - \bar{\varepsilon} \right]^2 = (0.0258 - 0.0246)^2 = 1.41 \times 10^{-6}$$

$$\left[(\varepsilon_j)_{j=2} - \bar{\varepsilon} \right]^2 = (0.0240 - 0.0246)^2 = 3.91 \times 10^{-7}$$

$$\left[(\varepsilon_j)_{j=3} - \bar{\varepsilon} \right]^2 = (0.0248 - 0.0246)^2 = 4.45 \times 10^{-8}$$

$$\left[(\varepsilon_j)_{j=4} - \bar{\varepsilon} \right]^2 = (0.0239 - 0.0246)^2 = 5.23 \times 10^{-7}$$

$$\left[(\varepsilon_j)_{j=5} - \bar{\varepsilon} \right]^2 = (0.02461 - 0.02466)^2 = 2.52 \times 10^{-9}$$

$$s(\varepsilon_k) = \sqrt{\left(\frac{1}{5-1}\right) \times (1.41 \times 10^{-6} + 3.91 \times 10^{-7} + 4.45 \times 10^{-8} + 5.23 \times 10^{-7} + 2.52 \times 10^{-9})} = 0.0007$$

Para ε (falla real, ec. 3.1),

$$\left[(\varepsilon_j)_{j=1} - \bar{\varepsilon} \right]^2 = (0.0309 - 0.0316)^2 = 5.09 \times 10^{-7}$$

$$\left[(\varepsilon_j)_{j=2} - \bar{\varepsilon} \right]^2 = (0.0324 - 0.0316)^2 = 7.15 \times 10^{-7}$$

$$\left[(\varepsilon_j)_{j=3} - \bar{\varepsilon} \right]^2 = (0.0326 - 0.0316)^2 = 1.07 \times 10^{-6}$$

$$\left[(\varepsilon_j)_{j=4} - \bar{\varepsilon} \right]^2 = (0.0295 - 0.0316)^2 = 4.13 \times 10^{-6}$$

$$\left[(\varepsilon_j)_{j=5} - \bar{\varepsilon} \right]^2 = (0.0324 - 0.0316)^2 = 7.49 \times 10^{-7}$$

$$\begin{aligned} s(\varepsilon_k) &= \sqrt{\left(\frac{1}{5-1} \right) \times (5.09 \times 10^{-7} + 7.15 \times 10^{-7} + 1.07 \times 10^{-6} + 4.13 \times 10^{-6} + 7.49 \times 10^{-7})} \\ &= 0.0013 \end{aligned}$$

Se repitió el mismo procedimiento para obtener la desviación típica experimental, para las variables mecánicas de las probetas tipo B. Mostrando los resultados anteriores en la Tabla 4.7.

Tabla 4 8 Desviación típica experimental para las variables mecánicas

| Desviación típica experimental | | | | |
|--------------------------------|----------------|-----------|--------------------------------|-------------------------------------|
| Probetas | $\sigma(MP_a)$ | $E(GP_a)$ | ε (ecuación 2.110) | ε (falla real. ec. 3.1) |
| Tipo A | 20.414 | 1.048 | 0.0007 | 0.0013 |
| Tipo B | 2.745 | 0.198 | 0.0005 | 0.0022 |

Sin embargo, debido a que no evaluaba el coeficiente de variación, se optó por utilizar el parámetro de incertidumbre R_k para las propiedades a tensión. (GLRenewables, 2010)

Este parámetro es especificado en la norma GL2010, donde se define a:

$$R_k = \bar{x} \left[1 - \nu \left[1.645 + \frac{1.645}{\sqrt{n}} \right] \right] \quad (4.3)$$

Donde:

\bar{x} = Es la media de la variable.

ν = Coeficiente de variación de las variables con respecto a la cantidad de pruebas.

n = Cantidad de pruebas.

$$v = \frac{\text{desviación típica experimental}}{\text{media}} = \frac{s(q_k)}{\bar{q}} \quad (4.4)$$

Resolviendo para obtener el coeficiente de variación para el esfuerzo X de la probeta tipo A, utilizando la ecuación (4.4), se tiene

$$v = \frac{20.44MPa}{900.916MPa} = 0.0226 = 2.26\%$$

Se repitió el mismo proceso para obtener los coeficientes de variación de las variables mecánicas faltantes, los resultados obtenidos para las pruebas tipo A y tipo B, se muestran en la Tabla 4.8.

Tabla 4 9 Coeficientes de variación para ambos tipos de probetas

| Tipo A | | Tipo B | |
|-----------------------|----------------------------|-----------------------|----------------------------|
| Variabes | Coeficiente de variación % | Variabes | Coeficiente de variación % |
| σ_x | 2.26 | σ_x | 7.49 |
| E | 2.86 | E | 3.15 |
| ε | 3.12 | ε | 9.04 |
| ε (falla) | 4.23 | ε (falla) | 15.3 |

Resolviendo para obtener el parámetro de incertidumbre R_k para el esfuerzo X de la probeta tipo A, utilizando la ecuación (4.3), se tiene

$$R_k = 900.916MPa \left[1 - (0.0226) \left[1.645 + \frac{1.645}{\sqrt{5}} \right] \right] = 852.44 MPa$$

Los resultados obtenidos mediante el parámetro de incertidumbre R_k , para las fibras orientadas a 0° y a 90° con respecto a la carga, siendo para las pruebas tipo A y tipo B, respectivamente, se muestran en la Tabla 4.9.

Tabla 4 10 Análisis de los resultados mediante parámetro de incertidumbre R_k

| Resultados mediante el parámetro de incertidumbre R_k | | | | |
|---------------------------------------------------------|----------------|-----------|------------------------------------|----------------------------------------|
| Probetas | σ (MPa) | E (GPa) | ε (ecuación 2.110) (%) | ε (falla real ec. 3.1) (%) |
| Tipo A | 852.4 | 34.06 | 2.5 | 2.84 |
| Tipo B | 30.1 | 5.8 | 0.51 | 0.93 |

4.5. Análisis de los resultados

Los valores de fracción volumétrica fueron adquiridos a través de la ficha técnica de la fibra de vidrio, en Saertex ((s.f.), s.f.). Sin embargo, por cuestión de interés de estudio se fabricaron pequeños cupones del material compuesto para determinar experimentalmente el porcentaje de resina que se quedaba en el plato de fibra, donde los resultados obtenidos a través del peso del material y del porcentaje del volumen, utilizando la ecuación (2.69), coincidieron con los datos de la ficha técnica, por lo cual se prosiguió con los mismos datos de referencia. Siendo para la fracción volumétrica de la fibra igual al 51.1% y del 70.6% para la fracción másica de la fibra. Mostrados en la tabla 4.1.

Las deformaciones utilizadas como referencia fueron del artículo de (María Jazmín Morales Peña, 2019), las cuales son de una fibra con una densidad del 17% menor que la densidad de la fibra en el análisis de esta investigación.

Para el caso de los módulos de elasticidad, se observa que en la dirección principal 1 para los resultados de las fibras orientadas a 0° , hay una diferencia negativa del 13.9% de los resultados experimentales con respecto a los teóricos. Sin embargo, la deformación unitaria respecto a la teoría de la deformación unitaria máxima, ecuación (2.110), es un 25% mejor en los resultados experimentales que en los teóricos, sin considerar que los resultados de la deformación longitudinal unitaria bajo la ecuación (3.1) de la norma ISO 527-1 dan el estimado de la deformación en la fractura y para este caso los resultados experimentales indican un 45.2% de mejoría, lo que da a suponer que esto es debido a que existe una mayor cantidad de filamentos de fibra de vidrio y se podría estimar que son más finos debido al diferencial de densidad que existe entre los datos de referencia y los experimentales. Observando también que hay un 17.6% de diferencia positiva en los resultados experimentales referidos al esfuerzo máximo a tensión.

Para el caso de los módulos de elasticidad en la dirección secundaria 2 para los resultados de las fibras orientadas a 90° , hay una diferencia positiva del 0.2% en los resultados experimentales. Para los resultados de la deformación unitaria respecto a la teoría de la deformación unitaria máxima (ecuación 2.110), se observa que hay una diferencia del 35.6% negativa con respecto a los resultados experimentales.

Los datos para ambos tipos de pruebas, fueron obtenidos a la misma velocidad constante de 0.004 mm/seg, como lo permite la norma ISO 527-1 en el apartado 5.1.2, si el lector desea consultar las velocidades de operación permitidas se recomienda dirigirse a dicha referencia. Se mantuvieron también las mismas condiciones ambientales y se realizaron las pruebas mediante el uso de una maquina universal MTS, con una capacidad máxima de carga igual a 100 KN.

Al analizar los resultados mediante el parámetro de incertidumbre R_k , se obtienen los valores de referencia para futuras investigaciones con respecto a las pruebas de tensión de esta fibra de vidrio. (GLRenewables, 2010)

Para el caso del esfuerzo a tensión en la dirección principal 1, se tiene $\bar{\sigma} = 900.9$ MPa, pero aplicando el parámetro de incertidumbre R_k , se obtiene que $\sigma_1 = 852.4$ MPa, obteniendo una diferencia del 5.3%. Para el caso del Módulo de elasticidad $E_t = 36.54$ GPa y aplicando el parámetro de incertidumbre $E_{t-1} = 34.06$ GPa, siendo una diferencia del 6.8%. En el caso de la deformación unitaria de la falla (ecuación 3.1), se tiene $\varepsilon = 0.031$ y aplicando el parámetro de incertidumbre $\varepsilon_1 = 0.0284$, teniendo una diferencia del 8.3%. Para la deformación unitaria respecto a la teoría de la deformación unitaria máxima (ecuación 2.110) se tiene $\varepsilon = 0.024$ y aplicando el parámetro de incertidumbre $\varepsilon_1 = 0.025$, teniendo una diferencia del 4%.

Para el caso del esfuerzo a tensión en la dirección principal 2, se tiene $\bar{\sigma} = 36.6$ MPa, aplicando el parámetro de incertidumbre $\sigma_2 = 30.1$ MPa, teniendo una diferencia del 17.7%. Para el Módulo de elasticidad $E_t = 6.29$ GPa, aplicando el parámetro de incertidumbre se tiene $E_{t-2} = 5.8$ GPa, teniendo una diferencia del 7.8%. Analizando la deformación unitaria de la falla (ecuación 3.1), se tiene que $\varepsilon = 0.0147$, aplicando el parámetro de incertidumbre se tiene $\varepsilon_2 = 0.0093$, teniendo una diferencia del 36.7%. Para la deformación unitaria respecto a la teoría de la deformación unitaria máxima (ecuación 2.110) se tiene $\varepsilon = 0.0058$ y aplicando el parámetro de incertidumbre $\varepsilon_1 = 0.0051$, teniendo una diferencia del 12%.

En el siguiente capítulo se presentarán las conclusiones y las recomendaciones.

Capítulo 5

Conclusiones y recomendaciones

5.1. Conclusiones

Se determinaron las propiedades mecánicas a tensión mediante los ensayos mecánicos utilizando el sistema servo hidráulico Landmark (MTS) para el material compuesto reforzado con fibra de vidrio uniaxial utilizado en los álabes de las turbinas eólicas de manufactura nacional fabricando dos tipos de probetas, la denominada tipo A y el tipo B, donde la orientación de las fibras es de 0° y de 90° , respectivamente, con respecto al eje de la carga. Ambos tipos de probetas son de sección rectangular uniforme como lo marca las normas ISO 527-1 e ISO 527-5.

Donde las propiedades mecánicas obtenidas de los ensayos experimentales resultaron mejor de las esperadas por las estimaciones obtenidas de la determinación de las propiedades mecánicas teóricas mediante el teorema de fracción volumétrica con la ayuda de datos adquiridos en el centro de investigación CIATEQ, sede Querétaro, y con la ayuda del programa computacional especializado ANSYS, mediante la simulación. Observando que la estimación de las propiedades mecánicas mediante el proceso de fracción volumétrica y de la simulación computacional da resultados aproximados, reduciendo costos de fabricación y reduciendo tiempos de manufactura como de ensayos experimentales, pero de igual manera son necesarios para su comprobación.

Existente una diferencia entre los resultados teóricos y experimentales para la prueba tipo A o con las fibras orientadas a 0° del eje de la carga, analizándolos con el parámetro de incertidumbre R_k . Obteniendo una diferencia positiva del 12% para el esfuerzo σ_1 , una diferencia negativa del 19.7% para el Módulo de elasticidad E_1 y una diferencia positiva del 40.1% para la deformación unitaria en la falla ε_1 . Para las pruebas tipo B o con las fibras orientadas 90° del eje de la carga, analizándolos con el parámetro de incertidumbre R_k , se tiene una diferencia negativa del 46.25% para el esfuerzo σ_2 , una diferencia negativa del 7.6% para el Módulo de elasticidad E_2 y una diferencia positiva del 3.2% para la deformación unitaria en la falla ε_2 .

Se utilizaron los datos obtenidos por el parámetro de incertidumbre R_k , en lugar de la utilización del teorema de deformación unitaria máxima, ya que el trabajo realizado fue en conjunto con el interés del centro de investigación CIATEQ sede Querétaro, donde es requerido el seguimiento de las normas para este caso (GLRenewables, 2010). Sin embargo, cabe recalcar que los datos obtenidos por el factor de incertidumbre están por debajo de la media típica experimental para las diferentes curvas obtenidas de las pruebas experimentales, lo que asegura el correcto funcionamiento para las turbinas eólicas sin considerar que la norma IEC 61400-1 la cual rige todos los factores de diseño para las turbinas eólicas, no permite llegar al máximo valor de esfuerzo obtenido por el parámetro de incertidumbre R_k .

Otro dato de observación es que la adquisición de datos fue a través del extensómetro de la misma maquina y respetando las condiciones de la norma ISO 527-1 e ISO 527-5, debido a

que las galgas extensiométricas utilizados para los dos tipos de probetas y para todas las pruebas, estas se despegaron debido a que las primeras fracturas de los hilos de las fibras de vidrio fueron en la superficie de la probeta ocasionando que dejaran de adquirir datos.

5.2. Recomendaciones

Los ensayos mecánicos fueron realizados en un ambiente controlado donde se estuvo monitoreando que no existieran cambios considerables con respecto a la temperatura y la humedad del lugar, para que estos factores no se vieran interpretados en las pruebas. La diferencia principal que se observa en las curvas para los dos tipos de prueba, se estima que es debido al proceso de manufactura, ya que a pesar de tener un control durante todo el proceso de las pruebas y de la misma manufactura, existen factores que no pueden ser controlados, debido a que el proceso de fabricación de las probetas está influido por el manejo humano, así como no hay un medio para determinar que el flujo de la resina se comporte de la misma manera durante el proceso de infusión y a que las probetas fueron fabricadas por dos capas de fibras, esto puede ocasionar que exista un desvío por mínimo que sea y no se pueda detectar durante su fabricación. Por ende, para futuras investigaciones es recomendable analizar las diferencias que pudieran existir en diferentes puntos de entrada de la resina durante el proceso de infusión y comprobar si esto repercute directamente en las propiedades mecánicas del material compuesto.

Cabe resaltar que a pesar de existir muchos medios de análisis de las curvas de esfuerzo contra deformación, es recomendable hacerlo mediante el parámetro de incertidumbre R_k , no sólo porque este trabajo fue en conjunto con otro centro de investigación, sino porque está basado en la norma (GLRenewables, 2010), la cual no supera los esfuerzos máximos que es de gran importancia para el área eólica a nivel nacional porque es regido por la norma IEC 61400-1, la cual tiene factores de seguridad muy altos.

Otro punto a recalcar es que estos resultados son considerables como para poder hacer el uso únicamente de las teóricas y con ellas poder utilizar los datos en el programa de elemento finito, sin embargo, dan una estimación de las propiedades. Para poder hacer uso del programa computacional elemento finito y simular esfuerzos estructurales se deberán de hacer más pruebas experimentales y obtener los esfuerzos, deformaciones y módulos de elasticidad faltantes, para disminuir el error y con ello, poder simular en piezas estructurales o de mayor magnitud para el caso de interés, siendo las turbinas eólicas.

Otro dato a tener en consideración para futuras investigaciones sería bueno la utilización de galgas extensiométricas biaxiales y con un proceso de pegado más riguroso en las probetas tipo A, y poder comparar los resultados obtenidos para la dirección 2, con los obtenidos en pruebas del tipo B, de esta investigación.

Referencias

- (s.f.), S. (s.f.). *SAERTEX*. Obtenido de <https://www.saertex.com/en>
- A. Hamdan, F. M. (2014). A review on the micro energy harvester in Structural Health Monitoring (SHM) of biocomposite material for Vertical Axis Wind Turbine (VAWT) system: A Malaysia perspective. *Elsevier*.
- A. Vergaerde, T. D. (2019). Design, manufacturing and validation of a vertical axis wind turbine setup for wind tunnel tests. *ELSEVIER*.
- AENOR. (1999). Norma Española UNE-EN ISO 14125:1998. *UNE-EN ISO 14125*. Madrid, España: AENOR 1999.
- AENOR. (Enero de 1999). Norma española UNE-EN ISO 14129:1997. *ISO 14129*. Madrid, España: AENOR.
- Arian Hosseini, N. G. (2019). Design and CFD study of a hybrid vertical axis wind turbine by employing a combined Bach-type and H-Darrieus rotor systems. *ELSEVIER*, 49-59.
- Arianna Basto Martínez, D. J. (2020). *Estudio de resistencia a la fatiga de una matriz polimérica con refuerzos de fibra de vidrio empleado en álabes de pequeños aerogeneradores*. Morelia, Michoacan: Universidad Michoacana de San Nicolas de Hidalgo.
- Barbero, E. J. (2017). *Introduction to composite materials design, Third edition*. New York: CRC Press.
- Brian Hand, G. K. (2020). Structural analysis of an offshore vertical axis wind turbine composite blade experiencing an extreme wind load. *Elsevier*.
- Celigüeta, D. J. (2011). *Método de los elementos finitos para análisis estructural*. San Sebastián, España.
- Chaianant Sranpat, S. U. (2017). CFD-based Performance analysis on design factors of vertical axis wind turbines at low wind speeds. *ELSEVIER*, 500-505.
- Energy, U. D. (2015). Obtenido de ENERGY.GOV: <https://www.energy.gov/>
- GLRenewables, G. I. (2010). *Guideline for the certification of wind turbines*.
- H. Belmili, R. C. (2017). Study, design and manufacturing of hybrid vertical axis Savonius wind turbine for urban architecture. *ELSERVIER*, 330-335.

- Haitian Zhu, W. H. (2020). Effect of flow deflecting gap blade on aerodynamic characteristic of vertical axis wind turbines. *ELSEVIER*, 370-387.
- Hau, E. (2006). *Wind Turbines, Fundamentals, Technologies, Application, Economics*.
- Hull, D. (2003). *Materiales compuestos*. Reverte, S. A.
- I.P. Okokpujie, U. O. (2019). Implementation of multi criteria decision method for selection of suitable material for development of horizontal wind turbine blade for sustainable energy generation. *Elsevier*.
- ISO/TC, C. T. (2001). Materiales compuestos reforzados con fibras, determinación de propiedades de compresión en dirección del plano. *INTERNATIONAL STANDARD ISO*, 25.
- J.F. MANWELL, J. M. (2009). *Wind Energy Explained - Theory, design and application*. WILEY, 677.
- Jones, R. M. (1999). *Mechanics of composite materials. Second Edition*. Virginia : Brunner - Routledge.
- Keyhan Qasemi, L. N. (2020). Optimization of the power output of a vertical axis wind turbine augmented with a flat plate deflector. *ELSEVIER*.
- María Jazmín Morales Peña, J. (2019). Caracterización de los materiales fibra de vidrio unidireccional y triaxial mezclados con resina epóxica utilizados en la fabricación de las aspas de un aerogenerador de 30 kW. *MEMORIAS DEL XXV CONGRESO INTERNACIONAL ANUAL DE LA SOMIM*, 1-8.
- Metrología, C. E. (2008). *Evaluación de datos de medición, Guía para la expresión de la incertidumbre de medida*. España: JCGM.
- Moaveni, S. (2015). *Finite Element Analysis, Theory and Application with ANSYS*. Minnesota: PEARSON.
- Mohamed Amine Dabachi, A. R. (2020). Design and aerodynamic performance of new floating H-Darrieus vertical axis wind turbines. *ELSEVIER*.
- Rakesh Kumar, K. R. (2018). Renewable and Sustainable Energy Reviews. *Elsevier*, 281-291.
- Rakesh Kumar, K. R. (2018). Renewable and Sustainable Energy Reviews. *Elsevier*, 281-291.

- S. Seralathan, C. P. (2020). Simulation studies to analyze the static mechanical properties of helical Savonius vertical axis wind turbine blade. *Elsevier*.
- S. Seralathan, S. Y. (2020). Static structural analysis of cross flow vertical axis wind turbine. *Elsevier*.
- Sahishnu R. Shah, R. K. (2018). Design, modeling and economic performance of a vertical axis wind turbine. *ELSERVIER*, 619-623.
- Sons, J. W. (2014). *Understanding wind power technology, Theory, deployment and optimisation*. Germany: Wiley.
- Sons, J. W. (2014). *Understanding wind power technology, Theory, deployment and optimisation*. Germany.
- SushilB. Chopade, P. K. (2015). Design and analysis of e-glass/epoxy composite monoleaf spring for light vehicle. *IJRSET*, Vol. 4 .
- T.C. Hohman, L. M. (2019). The effect of blade geometry on the structure of vertical axis wind turbine wakes. *Elsevier*.
- Teth Azrael Cortés Aguilar, A. T. (2020). Comparación entre los procesos industriales para el conformado de piezas con materiales compuestos. *CIATEQ Unidad Jalisco*, 33 - 40.
- Tony Burton, D. S. (2001). *Wind Energy Handbook*. England.
- Tony Burton, D. S. (2001). *Wind Energy Handbook*. England: Johns Willy & Sons.
- V.Amigo, J. J. (2009). *Instituto Nacional de Tecnica Aeroespacial. Introducción a los materiales compuestos estructurales*. Madrid: AEMAC.
- Yan Li, S. Z. (2019). Aerodynamic characteristics of Straight bladed Vartical Axis Wind Turbine with a curved outline wind gathering device. *Elsevier*.
- Yunus Celik, L. M. (2020). *Aerodynamic investigation of the start-up process of H-type vertical axis wind turbines using CFD*. ELSEVIER.

ANEXOS

ANEXO 1



TECHNICAL DATASHEET

SAP No. 30007627 Article Description U-E-1182g/m²-1270mm

Textile Structure 7007699 SAERTEX®

ARTICLE CONSTRUCTION (in accordance with EN 13473-1)

| Layer | Construction | Areal weight | Tolerance | Material |
|-----------|--------------|------------------------|------------------------|-------------------------|
| 2 | 0 ° | 1.134 g/m ² | +/- 5,0 % | E-glass 2.400 TEX |
| 1 | 90 ° | 36 g/m ² | +/- 5,0 % | E-glass 68 TEX |
| Stitching | | 12 g/m ² | +/- 3 g/m ² | PES [Polyester] 76 dtex |

Fiber input can be determined individually

FURTHER CHARACTERISTICS

| | | | | | |
|---------------|---------|-------------------|-----------|--------------------|-----------------------|
| Gauge | 10,0 | Stitching pattern | tricot | Width (nominal) | 1.270 mm |
| Stitch length | 5,00 mm | Total tolerance | +/- 5,2 % | Total areal weight | 1182 g/m ² |

Labelling (Standard) Every roll is equipped with a label in the core. A further label is located outside on the foil or on the box.

Packaging (Standard) Every roll is wound on a cardboard core and wrapped in foil. Further packaging options can be determined individually.

Storage With original packaging: No moisture recommendation and direct sunlight. To avoid problems with humidity and electrostatic charge, fabrics to be conditioned 24 hours prior to processing, independent of storage conditions.

SAERTEX GmbH & Co. KG has been certified in accordance with ISO 9001:2015 and has been awarded the 2018 Eco-Profit Award. The SAERTEX GmbH & Co. KG has its own DNV GL certified laboratory.

REINFORCING YOUR IDEAS

ANEXO 2



Technical Data Sheet

EPIKOTE™ Resin MGS™ RIMR135 EPIKURE™ Curing Agent MGS™ RIMH134, RIMH1366, RIMH137, RIMH138

CHARACTERISTICS

| | |
|-------------------------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Approval | DNV-GL SE (Germanischer Lloyd) |
| Application | Rotor blades for wind turbines, boat and ship building, sports and recreation equipment, tooling and other devices |
| Operational temperature | -60°C up to +80°C after heat treatment |
| Processing | Generally infusion at temperatures between 15°C and 50°C, depending on production parameters |
| Features | Pot life from approx. 0,5hrs to 7hrs. Good mechanical and fatigue properties |
| Storage | Shelf life of 24 months in originally sealed containers |

APPLICATION

EPIKOTE™ Resin MGS™ RIMR135 is a low-viscous infusion resin system approved by Det Norske Veritas (DNV GL, formerly Germanischer Lloyd) and can be used for processing of glass, carbon and aramide fibers. Due to its excellent mechanical properties, this system is suitable for the production of components featuring high static and dynamic loadability.

The range of pot lives at room temperature is between approx. 0.5 hours and approx. 7 hours. Curing at higher temperatures (up to approx. 80°C - 100°C) is possible, depending on layer thickness and geometry of the parts to be manufactured.

The optimum processing temperature is in the range of 20°C to 35°C. Higher temperatures are possible, but will shorten pot life. A temperature increase of 10°C will approx. halve the pot life. Different temperatures during processing are not known to have significant impact on the mechanical properties of the cured product. Water (e.g. high humidity or contained in the fabrics) can cause an acceleration of the resin/curing agent reaction and influence mechanical properties.

Do not mix large quantities – particularly of highly reactive systems – at elevated processing temperatures. As the heat dissipation in the mixing container is very slow, the contents will be heated up by the reaction

EPIKOTE™ Resin MGS™ RIMR135 and EPIKURE™ Curing Agent MGS™ RIMH134, RIMH1366, RIMH137, RIMH138

heat (exothermic resin-curing agent reaction) rapidly. This can result in temperatures of more than 200°C in the mixing container, which may cause smoke-intensive burning of the resin mass.

The infusion resin system does not contain any unreactive components. The raw materials used feature a very low vapour pressure permitting to process the material under vacuum even at elevated temperatures. For processing at elevated temperatures lower reactive curing agents like RIMH137 and especially RIMH138 are available in order to keep peak temperatures during curing at moderate or very low level.

Compatibility problems are not to be expected in combination with UP gelcoats, coatings (e.g. PUR-based), etc. However, comprehensive tests are indispensable.

Epoxy resins are super cooled liquids, therefore crystallisation is immanently possible. In an early stage, crystallisation is visible as a clouding, and can progress to a stage, where the resin becomes a wax-like solid. Crystallisation can be reversed by slow heating of the product to approx. 40°C - 60°C, stirring or shaking will clarify the contents of the container without any loss of quality. Use only completely transparent products. Before warming up, open containers slightly to permit equalization of pressure. Caution during warm-up! Do not warm up over an open flame! While stirring up use safety equipment (e.g. gloves, eyeglasses, long sleeves and trousers, respirator equipment).

After dispensing material, the containers must again be closed carefully, to avoid contamination or absorption of water. All amine hardeners show a chemical reaction when exposed to air, known as „blushing“. This reaction is visible as white carbamide crystals, which could make the materials unusable.

The materials have a shelf life of minimum 2 years, when stored in their originally sealed containers.

The relevant industrial safety regulations for the handling of epoxy resins and curing agents as well as our instructions for safe processing are to be observed.

SPECIFICATIONS

| Infusion resin RIMR135 | | |
|--------------------------------|----------------------|-----------------|
| Density ¹⁾ | [g/cm ³] | 1,11 – 1,15 |
| Viscosity ¹⁾ | [mPa·s] | 800 – 1100 |
| Refractory index ¹⁾ | | 1,5475 – 1,5515 |

| Curing agent | | | |
|---------------------------------|----------------------|----------------------------|---------------|
| | | RIMH134 | RIMH1366 |
| Density ¹⁾ | [g/cm ³] | 0,93 – 1,00 | 0,94 – 0,96 |
| Viscosity ¹⁾ | [mPa·s] | 10 – 80 | 5 – 30 |
| Refractory index ¹⁾ | | 1,487 – 1,495 | 1,462 – 1,471 |
| Potlife ²⁾ | [min] | Approx. 45 | Approx. 110 |
| T _{C, pot (min/20min)} | [°C] | Approx. 90°C unconditioned | |

| | | Curing agent | |
|----------------------------------|----------------------|----------------------------|---------------|
| | | RIMH137 | RIMH138 |
| Density ¹⁾ | [g/cm ³] | 0,92 – 0,95 | 0,92 – 0,94 |
| Viscosity ¹⁾ | [mPa·s] | 10 – 50 | 5 – 20 |
| Refractory index ¹⁾ | | 1,458 – 1,464 | 1,459 – 1,465 |
| Potlife ²⁾ | [min] | Approx. 240 | Approx. 350 |
| T _G (at 0,1% modulus) | [°C] | Approx. 90°C unconditioned | |

Measuring conditions:

- 1) measured at 25°C
- 2) measured in 30°C water bath

MIXING RATIO

| | RIMR135 : All curing agents |
|-----------------|-----------------------------|
| Parts by weight | 100 : 30 ± 2 |
| Parts by volume | 100 : 36 ± 2 |

The mixing ratio stated must be observed very carefully. Adding more or less curing agent will not result in a faster or slower reaction – but in incomplete curing which cannot be corrected in any way. Resin and curing agent must be mixed very thoroughly. Mix until no clouding is visible in the mixing container. Pay special attention to the walls and bottom of the mixing container.

Some curing agents are coloured for easier identification of a correct mixing process. Although unlikely, deviations in colour are possible (e.g. due to UV radiation after longer exposure to sun light), but are not known to have an effect on the processing and final properties of the material.

MECHANICAL DATA OF NEAT RESIN

| Mechanical data | | |
|--------------------------|----------------------|--------------|
| Density | | |
| DIN EN ISO 1183-1 | [g/cm ³] | Approx. 1,15 |
| Flexural strength | | |
| DIN EN ISO 178 | [MPa] | 90 – 110 |
| Modulus of elasticity | | |
| DIN EN ISO 178 | [GPa] | 2,7 – 3,2 |
| Tensile strength | | |
| DIN EN ISO 527-2 | [MPa] | Approx. 70 |
| Elongation at break | | |
| DIN EN ISO 527-2 | [%] | 8 – 12 |
| Water absorption at 23°C | | |
| DIN EN ISO 175 | 24h [%] | 0,10 – 0,20 |
| | 7d [%] | 0,20 – 0,50 |
| Curing: 8h 70°C | | |

Advice:

Mechanical data are typical for the combination of laminating resin RIMR135 with curing agent RIMH137. Data can differ in other applications.