



Universidad de Concepción
Dirección de Postgrado
Facultad de Ingeniería - Programa de Magíster en Ciencias de la Ingeniería
con mención en Ingeniería Mecánica

**Aplicación de criterio de falla para compuestos
reforzados con Non-Crimp Fabrics en compuestos
reforzados con tejido de fibra unidireccional**

Tesis para optar al grado de Magíster en Ciencias de la Ingeniería
con mención en Ingeniería Mecánica

IGNACIO MANUEL VALDIVIA MALDONADO
CONCEPCIÓN-CHILE
2019

Profesor Guía: Carlos Medina Muñoz
Dpto. de Ingeniería Mecánica, Facultad de Ingeniería
Universidad de Concepción

RESUMEN

Los materiales compuestos de polímero reforzado con fibra están siendo utilizados cada vez más en una gran variedad de aplicaciones, dentro de las configuraciones estándares de refuerzos de fibras, los tejidos unidireccionales de fibra y los tejidos del tipo sin ondulación o NCF (Non-Crimp Fabrics) presentan varias ventajas frente a las configuraciones clásicas de refuerzos como las láminas unidireccionales (pre-preg) y tejidos entrelazados. Una característica muy importante en los compuestos reforzados con estos tejidos es que presentan un comportamiento ortotrópico, lo que quiere decir que tienen tres ejes principales ortogonales a lo largo de los cuales se definen sus propiedades mecánicas. Para poder incluir estos materiales en proyectos de diseño, es necesario predecir el inicio de falla en todas sus direcciones, principalmente en su dirección fuera del plano ya que generalmente presentan menores propiedades mecánicas en esta dirección. El uso de criterios de falla clásicos, que consideran isotropía transversal, para evaluar estos compuestos, implica una sobrestimación de su resistencia fuera del plano, lo que se podría traducir en un diseño no conservador e incluso catastrófico.

Dentro de los criterios de falla propuestos para materiales ortotrópicos destaca el criterio de Molker (2016) desarrollado para materiales reforzados con tejidos Non-Crimp Fabrics, ya que está basado en el criterio de LaRC05, por lo que considera como base los modos de falla de este criterio y le adiciona dos modos de falla en la dirección fuera del plano propios de los materiales reforzados con NCF.

Dada la similitud en configuración y comportamiento ortotrópico de los compuestos reforzados con tejidos de fibra unidireccional y los reforzados con tejidos Non-Crimp Fabrics, en esta investigación se analiza la falla fuera del plano en materiales compuestos reforzados con tejido de fibra de vidrio unidireccional, mediante la implementación del criterio de falla de Molker.

La validación de la predicción de falla fuera del plano se lleva a cabo mediante la comparación de resultados de ensayos numéricos y experimentales de una geometría de prueba. Se programa el criterio de falla en forma de módulo acoplado a un modelo constitutivo disponible (paquete MEF), se caracteriza el material (propiedades mecánicas) y se determinan los parámetros del criterio de falla para el compuesto reforzado con fibra unidireccional.

La comparación de resultados de carga crítica (carga de inicio de falla) arroja que si bien el inicio de falla, para ambos casos, se debe principalmente a esfuerzos fuera del plano (interbundle failure) y en una ubicación similar en la geometría de prueba, la carga determinada de forma numérica resulta 16,8% superior a la encontrada de forma experimental. La comparación de los resultados obtenidos en esta investigación con los resultados de carga crítica obtenidos mediante la aplicación de otros criterios de falla que consideran isotropía transversal, indica que el uso del criterio ortotrópico de Molker para determinar el inicio de falla transversal fuera del plano en materiales reforzados con tejido de fibra unidireccional implica una mejora importante con respecto a los criterios hoy en día utilizados y aplicados a este tipo de materiales.

ÍNDICE DE CONTENIDOS

RESUMEN	i
ÍNDICE DE CONTENIDOS	ii
NOMENCLATURA	iv
CAPÍTULO 1. Introducción	1
1.1 Materiales compuestos	1
1.1.1 Configuraciones de fibra	2
1.1.2 Ventajas de los tejidos de fibra.....	2
1.1.3 Ortotropía en materiales compuestos.....	3
1.2 Estado del arte.....	4
1.2.1 Criterios de falla en materiales compuestos	4
1.3 Propuesta de solución.....	6
1.4 Hipótesis.....	6
1.5 Objetivos.....	6
1.5.1 Objetivo general	6
1.5.2 Objetivos específicos	6
CAPÍTULO 2. Criterio de falla para materiales compuestos reforzados con tejido del tipo NCF (non-crimp fabrics)	8
2.1 Descripción del modelo.....	8
2.2 Identificación de parámetros	9
2.2.1 Parámetros para el criterio de falla.....	9
2.3 Programación en software Matlab.....	9
2.3.1 Índices de falla transversal	12
CAPÍTULO 3. Acoplamiento modelo constitutivo comercial y criterio de falla	14
3.1 Análisis mediante elementos finitos	14
3.1.1 Resultados de deformaciones y esfuerzos	17
3.1.2 Extracción de historial de esfuerzos desde análisis numérico	20
3.2 Resultados criterio de falla.....	21
CAPÍTULO 4. Validación experimental	23
4.1 Caracterización del material y determinación de parámetros para criterio de falla	23
4.1.1 Control de calidad y probetas para caracterización del material	23
4.1.2 Probetas y ensayos para parámetros del criterio de falla	25

4.2 Simulación mediante elementos finitos y resultados numéricos del modelo acoplado para tejido unidireccional.....	30
4.2.1 Resultados de deformaciones y esfuerzos	32
4.2.2 Resultados numéricos del modelo acoplado	35
4.3 Resultados ensayos de pieza de prueba y validación del modelo	36
4.3.1 Probetas y ensayos de pieza de validación	36
4.3.2 Validación del modelo	37
4.3.3 Comparación de criterios de falla	39
4.4 Discusión de resultados	39
CAPÍTULO 5. Conclusiones y perspectivas futuras	41
5.1 Conclusiones	41
5.2 Perspectivas futuras.....	42
REFERENCIAS	43
ANEXOS	45



NOMENCLATURA

E	:	Módulo de elasticidad
G	:	Módulo de corte
ν	:	Coefficiente de Poisson
$ILSS$:	Resistencia al corte interlaminar
S_T	:	Resistencia al corte transversal
S_L	:	Resistencia al corte longitudinal
X_T	:	Resistencia a la tracción en dirección de la fibra
X_C	:	Resistencia a la compresión en dirección de la fibra
Y_T	:	Resistencia a la tracción transversal en el plano
Y_C	:	Resistencia a la compresión transversal en el plano
Z_T	:	Resistencia a la tracción transversal fuera del plano
Z_C	:	Resistencia a la compresión transversal fuera del plano
S_T^{is}	:	Resistencia al corte transversal in-situ
S_L^{is}	:	Resistencia al corte longitudinal in-situ
Y_T^{is}	:	Resistencia a la tracción transversal in-situ
α	:	Ángulo de fractura
α_0	:	Ángulo de fractura por compresión transversal pura
η_L	:	Coefficiente fricción longitudinal
η_T	:	Coefficiente fricción transversal
σ_N	:	Esfuerzo normal
τ_L	:	Esfuerzo de corte longitudinal
τ_T	:	Esfuerzo de corte transversal
S_1	:	Esfuerzo en dirección de la fibra
S_2	:	Esfuerzo transversal en el plano
S_3	:	Esfuerzo transversal fuera del plano
S_{23}	:	Esfuerzo de corte 23 coordenadas material
S_{13}	:	Esfuerzo de corte 13 coordenadas material
S_{12}	:	Esfuerzo de corte 12 coordenadas material

- FI : Índice de falla
- $FI_{M,MI}$: Índice de falla transversal entre hebras
- $FI_{M,B}$: Índice de falla transversal al interior de la hebra
- FI_M : Índice de falla transversal general



CAPÍTULO 1.

Introducción

Si bien en la industria existen varias configuraciones estándares de refuerzos de fibras para materiales compuestos (polímero reforzado con fibra), los tejidos unidireccionales de fibra y los tejidos del tipo sin ondulación o NCF (Non-Crimp Fabrics) presentan varias ventajas frente a las configuraciones clásicas de láminas UD y tejidos entrelazados. Una característica muy importante en los compuestos reforzados con tejidos unidireccionales y tejidos NCF es que presentan un comportamiento ortotrópico, lo que quiere decir que tienen tres ejes principales ortogonales a lo largo de los cuales se definen sus propiedades mecánicas.

Ahora bien, para utilizar estos compuestos en un proceso de diseño, es necesario poder predecir con cierta precisión el inicio de falla en todas sus direcciones, principalmente en su dirección fuera del plano ya que generalmente presentan menores propiedades mecánicas en esta dirección. El uso de criterios de falla clásicos, que consideran isotropía transversal, para evaluar estos compuestos, implica una sobrestimación de su resistencia fuera del plano, lo que se podría traducir en un diseño no conservador e incluso, dependiendo del uso, catastrófico.

1.1 Materiales compuestos

Los materiales compuestos son materiales constituidos por dos o más componentes con propiedades físicas o químicas diferentes, que una vez combinados, producen un material con características que difieren a las de sus componentes individuales, en general mejores propiedades de rigidez, resistencia y peso.

Una característica fundamental de los materiales compuestos es que sus materiales constituyentes permanecen separados, es decir, no se disuelven o mezclan uno en otro.

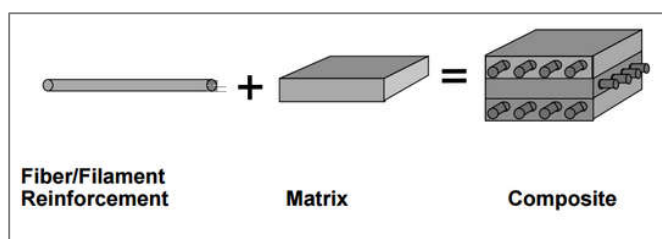


Figura 1-1. Constituyentes de un material compuesto reforzado con fibra.

Los materiales compuestos más comunes utilizados en mecánica son aquellos constituidos por fibras embebidas en un material matriz. Las fibras en general están hechas de vidrio o de carbono, donde el carbono tiene mejores propiedades mecánicas, y el material matriz es en general un polímero (resina) que puede ser termoestable o termoplástico.

1.1.1 Configuraciones de fibra

Las configuraciones clásicas de refuerzos de fibras para fabricar materiales compuestos (fibra más resina) son principalmente, del tipo lámina como los laminados unidireccionales (UD) y del tipo tejidos como las telas entrelazadas (woven fabrics). Dentro de los tejidos existe una configuración que consiste de hebras de fibras unidireccionales unidas por hilos, estas telas se conocen como tejido sin ondulación o NCF (Non-Crimp Fabrics) por sus siglas en inglés (ver Fig. 1-2).

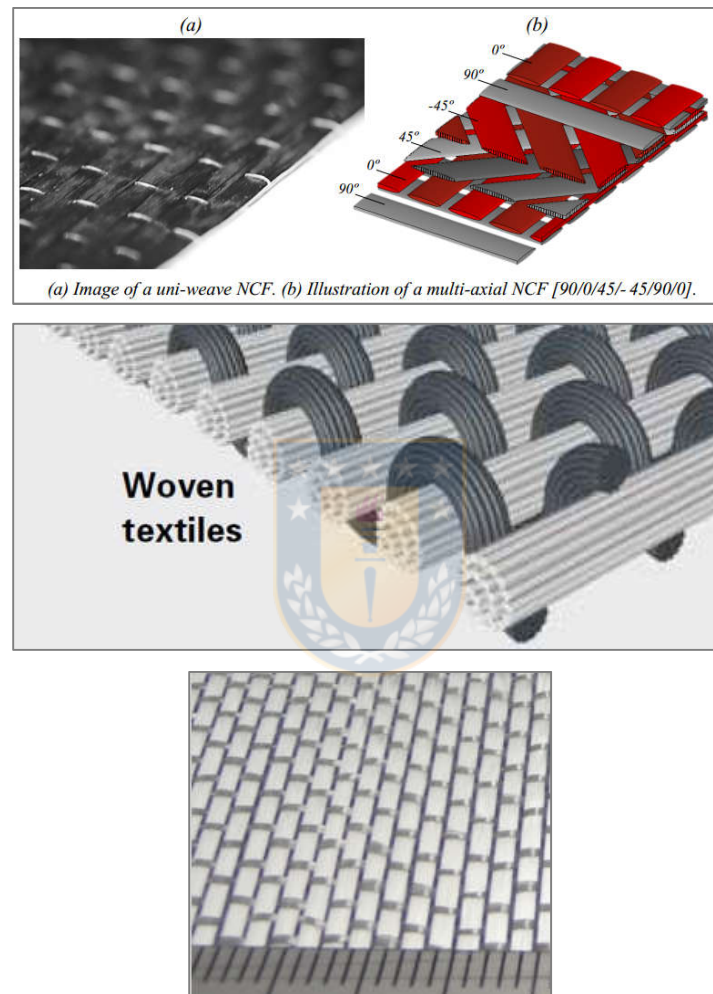


Figura 1-2. Tejido de fibra del tipo sin ondulación o NCF (arriba); Tejido del tipo entrelazado o woven fabrics (centro); Tejido de fibra de vidrio unidireccional (abajo).

1.1.2 Ventajas de los tejidos de fibra

Ventajas de los tejidos del tipo NCF (Non-Crimp Fabrics)

Las ventajas de las telas del tipo NCF frente a las configuraciones clásicas de refuerzos de fibra son:

- Los tejidos o telas en general son más gruesos que las cintas unidireccionales y pueden contener fibras en más de una dirección en el mismo tejido (ver Fig. 1-2).

- Los tejidos NCF reducen la ondulación de las hebras de fibra impregnada, en comparación a los tejidos entrelazados o woven fabrics (ver Fig. 1-2), lo que mejora las propiedades mecánicas, especialmente en compresión Backer [1].
- La arquitectura de las telas NCF puede ser ajustada a las necesidades del compuesto en fabricación, característica que otros tejidos no permiten.
- En comparación a otros tejidos las telas del tipo NCF son más fáciles de producir, tienen menor costo y se pueden lograr refuerzos de fibra más gruesos Ogale et al. [2].
- El tiempo de fabricación de un compuesto reforzado con tejido NCF es menor al reforzado con láminas unidireccionales, ya que las telas se pueden preformar en seco y luego infiltrar o infundir con resina (matriz) y, por lo tanto, evitar el laminado manual que demanda más tiempo de mano de obra Molker et al. [3].

Ventajas de los tejidos de fibra unidireccionales

En esta investigación se trabajará con tejidos unidireccionales de fibra de vidrio (ver Fig. 1-2), tejidos que tienen una configuración muy similar a las telas NCF (Non-Crimp Fabrics) salvo que las hebras unidireccionales están unidas con hebras de menor número de filamentos y no por hilos.

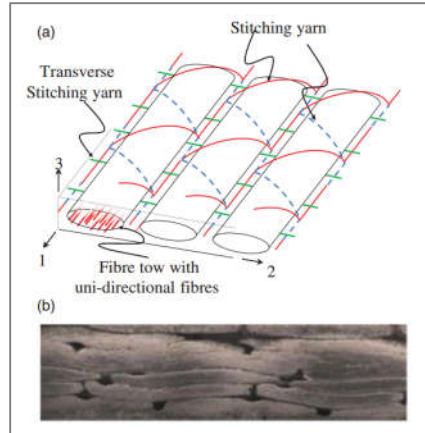
Dentro de las ventajas de los tejidos de fibra unidireccionales se encuentra el que son de fácil manejo para fabricar probetas (no se deshilachan), se pueden alinear y configurar dependiendo de las solicitaciones de la pieza en fabricación y han sido utilizados en varias asignaturas e investigaciones del Departamento de Ingeniería Mecánica de la Facultad de Ingeniería de la Universidad de Concepción, en especial en la investigación de San Juan et al. [4] en donde se demostró su comportamiento ortotrópico.

1.1.3 Ortotropía en materiales compuestos

La característica más importante de los compuestos reforzados con NCF es que se ha demostrado que son ortotrópicos, desde un punto de vista de la elasticidad Bru et al. [5] y desde la perspectiva de la falla Olsson [9], es decir, a diferencia de los compuestos reforzados con láminas unidireccionales (por ejemplo pre-preg) que son transversalmente isotrópicos, los compuestos reforzados con NCF tienen tres ejes principales ortogonales a lo largo de los cuales se definen sus propiedades.

Como se mencionó en el punto 1.1.2, de acuerdo a la investigación de San Juan et al. [4] llevada a cabo en el DIM¹, los materiales compuestos reforzados con tejidos unidireccionales además de compartir similitudes de configuración con materiales reforzados con tejidos del tipo NCF, comparten también su característica de ortotropía.

¹ Departamento de Ingeniería Mecánica de la Facultad de Ingeniería de la Universidad de Concepción.



	Y_C (MPa)	Y_T (MPa)	Z_C (MPa)	Z_T (MPa)	S_L (MPa)
NCF-reinforced composite ⁹	200	40 (SD 5%)	220	25 (SD 6%)	75
Fibre bundle ⁶	200 ^a	45	—	—	75
RTM6 matrix ⁶	134 ^b	82	—	—	—

NCF: non-crimp fabric.
^aPredicted value from Marklund et al.⁶
^bThe yield limit in compression is used as a strength value.

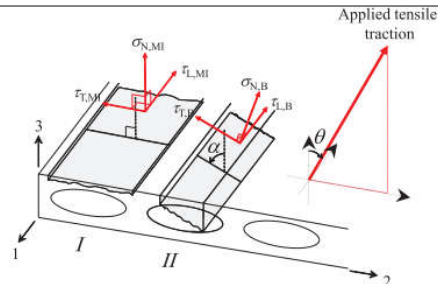


Figure 2. Fracture planes within a NCF lamina. Interbundle failure at bundle I, with the fracture plane parallel to the NCF layer in the matrix. Intrabundle failure at bundle II, with fracture plane inside the fibre bundle.

Figura 1-3. Vista isométrica esquemática y vista en corte real de un compuesto reforzado con tejido del tipo Non-Crimp Fabrics [3] (arriba); Propiedades mecánicas de un compuesto reforzado con tejido del tipo Non-Crimp Fabrics [3] (abajo).

1.2 Estado del arte

Para poder diseñar y proyectar piezas y estructuras en materiales compuestos reforzados con fibra, es fundamental conocer su comportamiento frente a estados de esfuerzos multiaxiales. El hecho de que los materiales compuestos estén constituidos de dos materiales diferentes (fibra y resina) con propiedades diferentes significa que sus mecanismos de falla serán diferentes también.

1.2.1 Criterios de falla en materiales compuestos

Criterios de falla en materiales compuestos

Los criterios de falla son teorías que predicen la falla de un material sometido a esfuerzos multiaxiales, para el caso de materiales compuestos en 1971 Tsai y Wu [7] propusieron el primer criterio de falla para materiales compuestos en base a la anisotropía en metales, en 1980 Hashin [8] en su criterio de falla consideró diferentes modos de falla, desde entonces se han propuesto criterios más refinados basados en el comportamiento físico de los diferentes modos de falla.

En el año 2013 se presentó el World Wide Failure Exercises II (WWFE-II) Kaddour et al. [11] investigación en donde se validaron teórico y experimentalmente doce criterios de falla para

materiales compuestos frente a esfuerzos multiaxiales. En esta investigación resultan validados y destacan dos criterios, el de Puck et al. [17] (2002) y LaRC05 [10] ambos para materiales unidireccionales con isotropía transversal.

Los criterios de falla para materiales unidireccionales con isotropía transversal en general consideran tres modos de falla: falla intralaminar de la matriz (compresión y tracción) ver Figura 1-4, falla por tensión de la fibra y falla por torcedura o separación de fibra (compresión en sentido de fibra).

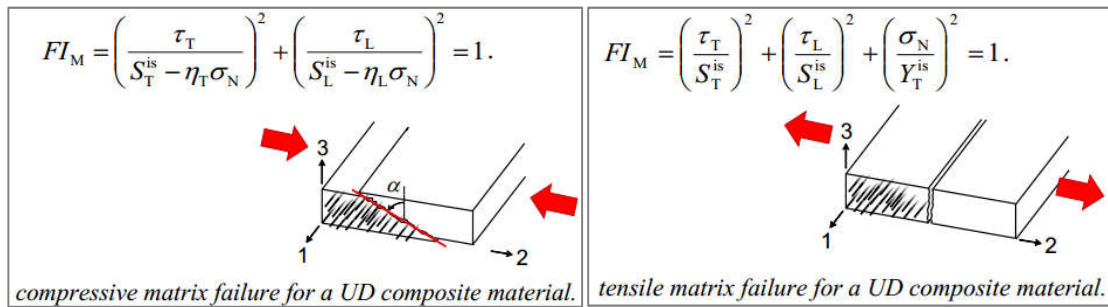


Figura 1-4. Modos de falla en dirección transversal para materiales unidireccionales con isotropía transversal [10].

Criterios de falla en materiales compuestos ortotrópicos

En cuanto a criterios de falla para materiales ortotrópicos (reforzados con NCF) existen algunos criterios que se han propuesto, como el de Juhasz et al. [12] (2001), el cual tiene la característica de que se deben determinar demasiadas variables y el modelo es sensible a dichas variables por lo que su uso no se ha difundido, y el de Molker et al. [3] (2016) “Orthotropic criteria for transverse failure on non-crimp fabric-reinforced composites”.

El criterio propuesto por Molker et al. (2016) está basado en el criterio de LaRC05, por lo que considera como base los modos de falla de este criterio y le adiciona dos modos de falla en la dirección fuera del plano propios de los materiales reforzados con NCF (ver Fig. 1-5).

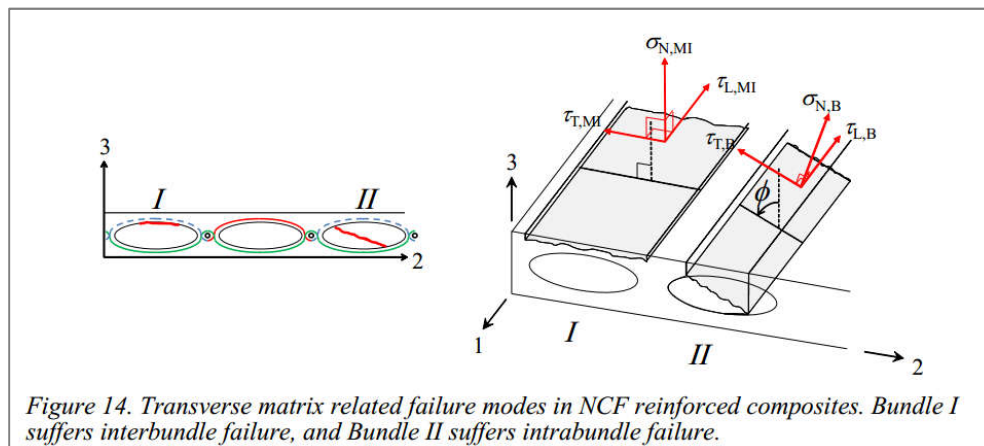


Figura 1-5. Modos de falla transversal relacionados con la matriz en materiales reforzados con tejidos NCF propuestos por Molker et al. (2016) [3].

1.3 Propuesta de solución

Dada la similitud de configuración y el comportamiento ortotrópico de los tejidos de fibra unidireccional y los tejidos NCF, en esta investigación se analizará la falla fuera del plano en tracción para materiales compuestos reforzados con tejido de fibra de vidrio unidireccional, mediante la implementación de un criterio de falla para materiales ortotrópicos del tipo NCF Molker et al. [3]. Se programará el criterio de falla en forma de módulo acoplado a un modelo constitutivo disponible (paquete MEF) para realizar ensayos numéricos y se validará el modelo con pruebas experimentales de tracción transversal fuera del plano en probetas.

- La ventaja de proponer un criterio de falla en forma de módulo, es decir separado de algún modelo central, permitirá poder ingresar un historial de esfuerzos y deformaciones desde otra fuente como un código propio u otro software de elementos finitos y evaluar la falla en el material en estudio.

1.4 Hipótesis

El criterio de falla de Molker desarrollado para compuestos reforzados con tejidos del tipo Non-Crimp Fabrics (ortotrópicos) puede predecir el inicio de falla fuera del plano en materiales compuestos reforzados con tejido de fibra de vidrio unidireccional.



1.5 Objetivos

1.5.1 Objetivo general

Aplicar de criterio de falla para materiales compuestos reforzados con Non-Crimp Fabrics en materiales compuestos reforzados con tejido de fibra unidireccional sometidos a esfuerzos de tracción fuera del plano.

1.5.2 Objetivos específicos

- Programar el criterio de falla para materiales reforzados con NCF (Non-Crimp Fabrics) en forma de módulo.
- Acoplar el criterio de falla a un modelo constitutivo para materiales compuestos mediante el historial de esfuerzos (coordenadas material) y pruebas numéricas para materiales reforzados con tejidos del tipo NCF.
- Caracterizar, determinar las propiedades elásticas y de resistencia del material reforzado con tejido de fibra de vidrio unidireccional en todas las direcciones (módulo de elasticidad, coeficiente de Poisson, módulo de corte, resistencia normal y resistencia al corte).
- Determinar los parámetros para el criterio de falla Molker et al. [3] (2016) (resistencia al corte interlaminar ILSS y ángulo de fractura por compresión transversal pura α_0).
- Realizar ensayos numéricos del criterio de falla acoplado al modelo constitutivo para materiales reforzados con tejido de fibra de vidrio unidireccional.

- Validar el modelo acoplado y criterio de falla para materiales reforzados con tejido de fibra de vidrio unidireccional mediante la realización de ensayos experimentales de tracción fuera del plano.
- Comparar los resultados de carga de inicio de falla obtenidos para la pieza de validación con los resultados obtenidos al aplicar otros criterios de falla comúnmente usados para analizar compuestos y que consideran isotropía transversal.



CAPÍTULO 2.

Criterio de falla para materiales compuestos reforzados con tejido del tipo NCF (non-crimp fabrics)

2.1 Descripción del modelo

El criterio de falla presentado por Molker et al. [3] el año 2016 considera la ortotropía y diferentes modos de falla en compuestos reforzados con tejidos del tipo Non-Crimp Fabrics, este criterio adiciona un nuevo modo de falla transversal relacionado con la matriz, complementando el criterio de falla propuesto en LaRC05 [10]

El modo de falla transversal adicional, denominado como falla transversal entre hebras (interbundle failure), se relaciona con la carga de tensión fuera del plano, y se observa en la interfaz entre la hebra de fibra impregnada y la matriz que la rodea Molker et al. [3]. El plano de fractura es perpendicular a la dirección del espesor, ver Figura 1-5 Bundle I. La resistencia para este modo es significativamente menor comparado al modo de falla transversal al interior de la hebra (intrabundle failure), ver Figura 1-5 Bundle II.

Para compuestos reforzados con NCF, el modo de falla transversal entre hebras (interbundle failure) se evalúa en un plano de fractura perpendicular a la dirección del espesor y actuando en la Interfaz de la Matriz (MI). El inicio de falla considera las resistencias al corte $S_{T,MI}$, $S_{L,MI}$ y la resistencia fuera del plano Z_T . Este índice de falla se denomina $FI_{M,MI}$.

$$FI_{M,MI} = \left(\frac{\tau_{T,MI}}{S_{T,MI}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{L,MI}}{S_{L,MI}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{N,MI}}{Z_T} \right)^2 = 1, \text{ si } \sigma_{N,MI} > 0. \quad (2-1)$$

Como se muestra en la Ec. 2-1, el modo de falla entre hebras se evalúa usando esta ecuación siempre y cuando el esfuerzo normal fuera del plano sea positivo, si sobre el material está actuando un alto nivel de esfuerzo de corte fuera del plano combinado con un bajo esfuerzo de compresión el modelo asume que no puede ocurrir falla entre hebras (interbundle failure). Por conveniencia y dado que la falla ocurre en la matriz, en la Ec. 2-1 las resistencias al corte $S_{T,MI}$ y $S_{L,MI}$ se asumen iguales a la resistencia al corte interlaminar (ILSS).

$$S_{T,MI} = S_{L,MI} = ILSS \quad (2-2)$$

El modo de falla transversal al interior de la hebra (intrabundle failure) se evalúa utilizando el criterio LaRC05 [10] para falla de matriz, denotado como $FI_{M,B}$, e incluyendo efectos in-situ, denotados con el subíndice *is* LaRC05 [10].

$$FI_{M,B} = \left(\frac{\tau_{T,B}}{S_T^{is} - h_T \sigma_{N,B}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{L,B}}{S_L^{is} - h_L \sigma_{N,B}} \right)^2 + \left(\frac{(\sigma_{N,B})_+}{Y_T^{is}} \right)^2 = 1 \quad (2-3)$$

Donde la resistencia de corte transversal S_T está basada en la resistencia de compresión transversal Y_C y el ángulo de fractura por compresión transversal pura α_0 , como sigue:

$$S_T = Y_C \cos(\alpha_0) \left(\sin(\alpha_0) + \frac{\cos(\alpha_0)}{\tan(2\alpha_0)} \right)^2 \quad (2-4)$$

Y_T denota la resistencia a la tracción en el plano y los parámetros de fricción h_T y h_L están relacionados con la resistencia al corte longitudinal S_L y resistencia al corte transversal S_T , como sigue:

$$\frac{h_T}{S_T} = \frac{h_L}{S_L} \quad (2-5)$$

Los valores in-situ para los parámetros de resistencias, S_T , S_L , y Y_T , se obtienen de acuerdo a LaRC05 [10].

Finalmente, el índice de falla transversal general FI_M se determina como el mayor de los índices $FI_{M,MI}$ y $FI_{M,B}$ para todos los potenciales ángulos de fractura α (ver Fig. 1-3), para el estado de esfuerzos presente.

$$FI_M = \max \left(FI_{M,MI}, \max_{\alpha=[0^\circ, 18^\circ]} (FI_{M,B}) \right) \quad (2-6)$$

2.2 Identificación de parámetros

2.2.1 Parámetros para el criterio de falla

Resistencia al corte interlaminar ILSS

El valor de la resistencia al corte interlaminar se determina mediante ensayos de viga corta de acuerdo a la normativa ASTM D 2344/D 2344M “Standard Test Method for Short-Beam Strength of Polymer Matrix Composite Materials and Their Laminates”

Resistencias al corte y tracción in-situ

Las resistencias al corte in-situ y de tracción in-situ se determinan mediante lo estipulado en el criterio de falla para materiales compuestos con isometría transversal “Material and structural response of polymer-matrix fibre-reinforced composites” denominada LaRC05 [10] y se refieren a los valores de resistencia de las láminas en un compuesto en función de su distancia a los bordes del laminado.

Ángulo de fractura por compresión transversal pura (α_0)

El valor del ángulo de fractura por compresión transversal pura se determina mediante ensayos de compresión de acuerdo a la normativa ASTM D 3410/D 3410M “Standard Test Method for Compressive Properties of Polymer Matrix Composite Materials with Unsupported Gage Section by Shear Loading”.

2.3 Programación en software Matlab

El criterio de falla ortotrópico para compuestos reforzados con Non-Crimp Fabrics Molker et al. [3], se programó en forma de una subrutina (*falla_NCF*) la cual es llamada desde un programa

principal (*Principal*), en las Figuras 2-1 y 2-2 se muestran los diagramas de flujo del programa principal y subrutina, respectivamente.

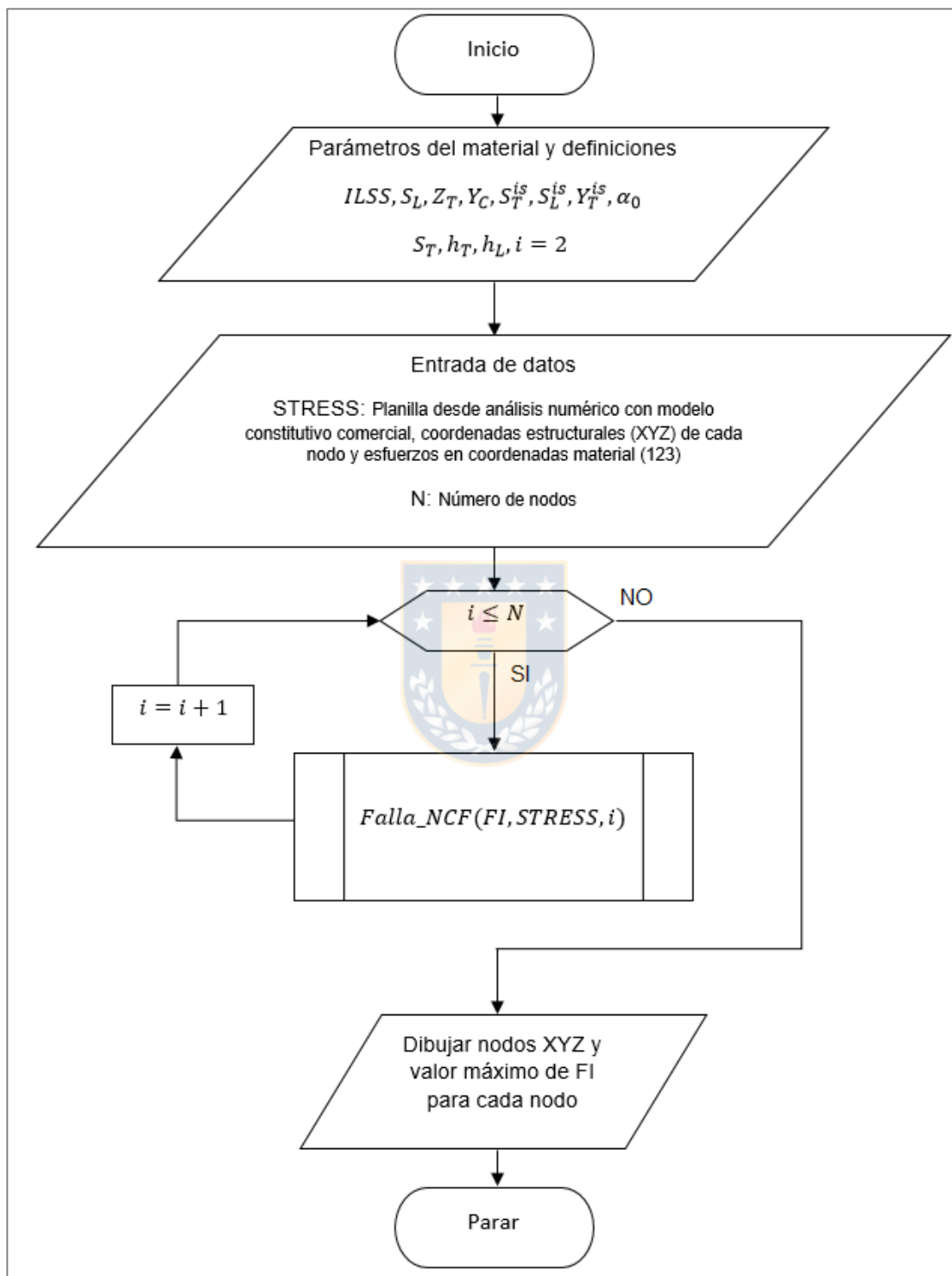


Figura 2-1. Diagrama de flujo programa principal, *Principal.m*.

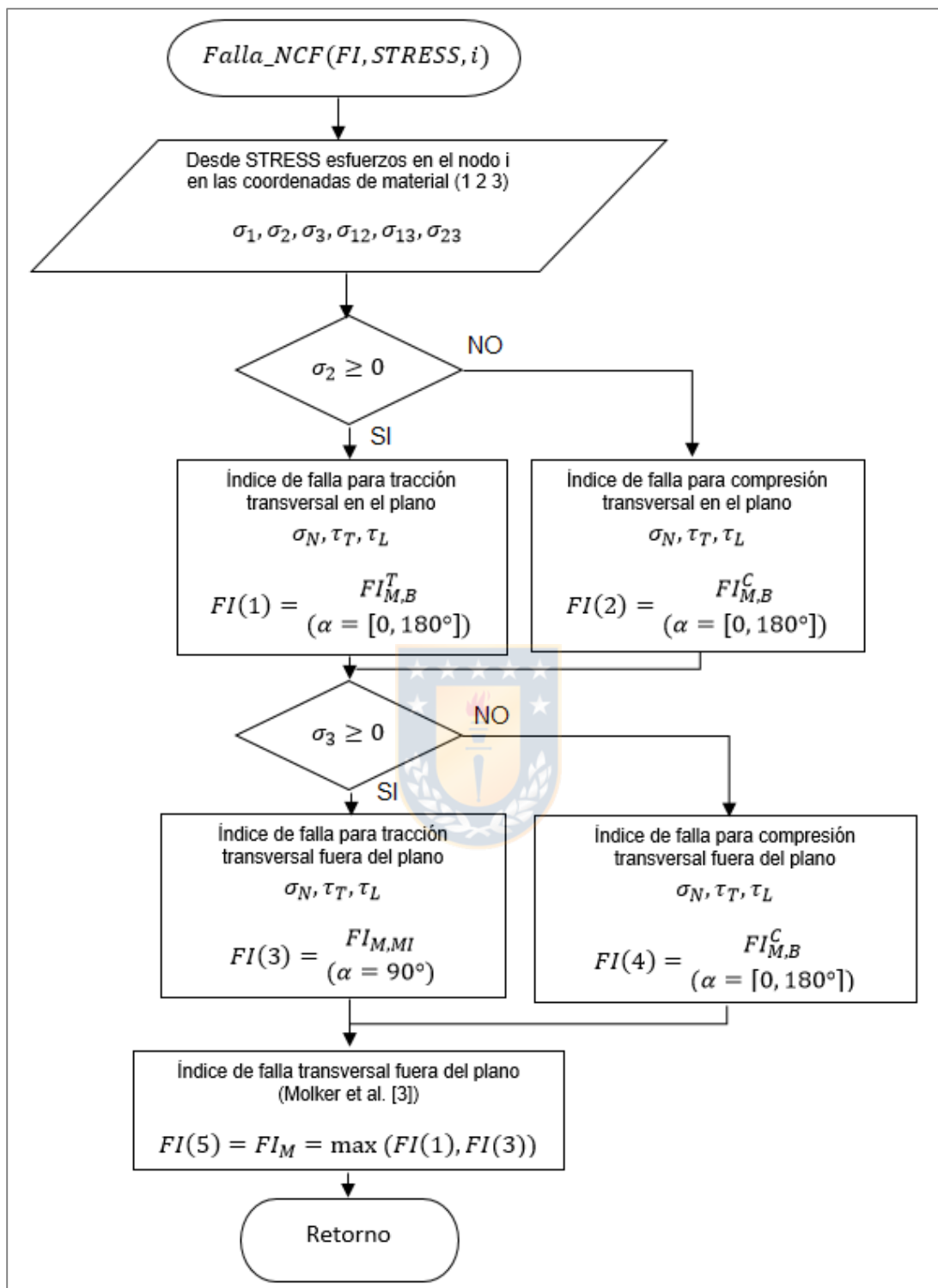


Figura 2-2. Diagrama de flujo subrutina, *Falla_NCF.m*.

El programa principal necesita como datos de entrada parámetros del material ($ILSS, S_L, Z_T, Y_T, Y_c$ y α_0), parámetros definidos en el criterio de falla Molker et al. [3] ($S_T, \eta_T, \eta_L, S_T^{is}, S_L^{is}$, y Y_T^{is}) y los resultados del análisis mediante elementos finitos. Los resultados se exportan a través de una planilla desde el software numérico comercial y se ingresan al programa principal en forma

de una matriz llamada *STRESS*. La planilla de resultados debe contener la ubicación en coordenadas estructurales (X Y Z) de cada nodo que conforman la malla de elementos finitos, el número total de nodos N y los esfuerzos generados en cada nodo en coordenadas del material (1 2 3).

En el cuerpo del programa se realiza una iteración para cada nodo, en la cual se llama a la subrutina *Falla_NCF* que necesita como datos de entrada la matriz *STRESS* y el número de nodo *i*, y entrega como resultado una matriz *FI* con los diferentes índices de falla para cada mecanismo de falla y el índice de falla transversal general FI_M , de acuerdo al criterio ortotrópico Molker et al. [3].

El programa finaliza con el gráfico de los nodos en el espacio (coordenadas X Y Z) y el valor del mayor índice de falla para los diferentes mecanismos de falla determinados por la subrutina y recopilados en la matriz *FI*.

La subrutina *Falla_NCF*, como se mencionó anteriormente, necesita como datos de entrada la matriz *STRESS* y el número de nodo *i* (ver Fig. 2-2) para extraer los resultados de esfuerzos en coordenadas del material (1 2 3) de este. Luego en el cuerpo de la subrutina se calculan los índices de falla para cada mecanismo de falla para tracción transversal, falla al interior de la hebra, $FI_{M,B}$ (intrabundle failure) evaluado en un plano de fractura α entre 0 y 180°, y falla en la interfaz de la hebra y la matriz o entre hebras, ver Figura 1-3, $FI_{M,M}$ (interbundle failure) evaluado en un plano de fractura α de 90°.

Como dato de salida de la subrutina los índices calculados se ingresan a una matriz llamada *FI* y se retorna al programa principal.

2.3.1 Índices de falla transversal

Índice de falla transversal al interior de la hebra de fibra (intrabundle failure)

Como se mencionó en el apartado anterior, en el cuerpo de la subrutina *Falla_NCF* se calcula el índice para falla transversal al interior de la hebra de fibra $FI_{M,B}$ (intrabundle failure), en la Ecuación 2-7 se presenta el algoritmo para calcular el índice de falla, evaluarlo en un ángulo de fractura de entre 0° y 180°, y asignar a la componente de la matriz *FI* el mayor valor encontrado.

```

if s2>=0
for alpha=1:180
sigma_N=(s2+s3)/2+((s2-s3)/2)*cosd(2*alpha)+s23*sind(2*alpha);
tau_T=(-s2-s3)/2*sind(2*alpha)+s23*cosd(2*alpha);
tau_L=s12*cosd(alpha)+s13*sind(alpha);
if sigma_N>0
FI3(alpha)=((tau_T/(S_T-(eta_T*sigma_N)))^2)+((tau_L/(S_L-(eta_L*sigma_N)))^2)+...
...((sigma_N/Y_T)^2);
else
FI3(alpha)=((tau_T/(S_T-(eta_T*sigma_N)))^2)+((tau_L/(S_L-(eta_L*sigma_N)))^2);
end
end
[F_I3,a3]=max(FI3);
alpha3=a3;
FI(1)=F_I3;
FI(2)=0;

```

(2-7)

Índice de falla transversal entre hebras de fibra (interbundle failure)

De acuerdo a lo presentado en el apartado 2.3, en el cuerpo de la subrutina *Falla_NCF* se calcula el índice para falla transversal entre hebras de fibra $FI_{M,MI}$ (interbundle failure), en la Ecuación 2-8 se presenta el algoritmo para calcular el índice de falla, evaluarlo en un ángulo de fractura de 90° , y asignar a la componente de la matriz *FI* el valor encontrado.

```

if s3>=0
alpha=90;
sigma_N=(s2+s3)/2+((s2-s3)/2)*cosd(2*alpha)+s23*sind(2*alpha);
tau_T=(-s2-s3)/2*sind(2*alpha)+s23*cosd(2*alpha);
tau_L=s12*cosd(alpha)+s13*sind(alpha);
FI(3)=((tau_T/S_T_ILSS)^2)+((tau_L/S_L_ILSS)^2)+((sigma_N/Z_T)^2);
FI(4)=0;
else

```

(2-8)

Índice de falla transversal general

El criterio de falla para materiales compuestos reforzados con tejido del tipo NCF Molker et al. [3], indica que el índice de falla transversal general FI_M , para un material sometido a cargas transversales, será igual al mayor de los índices encontrados entre el índice de falla transversal al interior de la hebra $FI_{M,B}$ (intrabundle failure) y el índice de falla transversal entre hebras $FI_{M,MI}$ (interbundle failure). En la Ecuación 2-9 se presenta el algoritmo para calcular el índice de falla transversal general y asignar a la componente de la matriz *FI* el mayor valor encontrado.

```

% Falla: LaRC05 y Molker FI(5)
FI(5)=max(FI(1),FI(3));

```

(2-9)

CAPÍTULO 3.

Acoplamiento modelo constitutivo comercial y criterio de falla

En el presente capítulo se realizarán ensayos numéricos del criterio de falla programado en Matlab, primero se analizará mediante elementos finitos el compuesto (laminado, material y geometría) presentado en la investigación de Molker et al. [6] para luego, una vez acoplados los resultados en el criterio de falla programado, comparar los resultados con los obtenidos en la investigación y validar el modelo acoplado.

3.1 Análisis mediante elementos finitos

A continuación se presenta el análisis mediante elementos finitos del laminado y geometría presentado en Molker et al. [6] mediante el módulo de compuestos ACP del software ANSYS 14.5.

Modelo geométrico y material

En la Figura 3-1 se muestran el laminado [90]₁₆, las propiedades mecánicas y la geometría de la pieza para ensayo de falla fuera del plano.

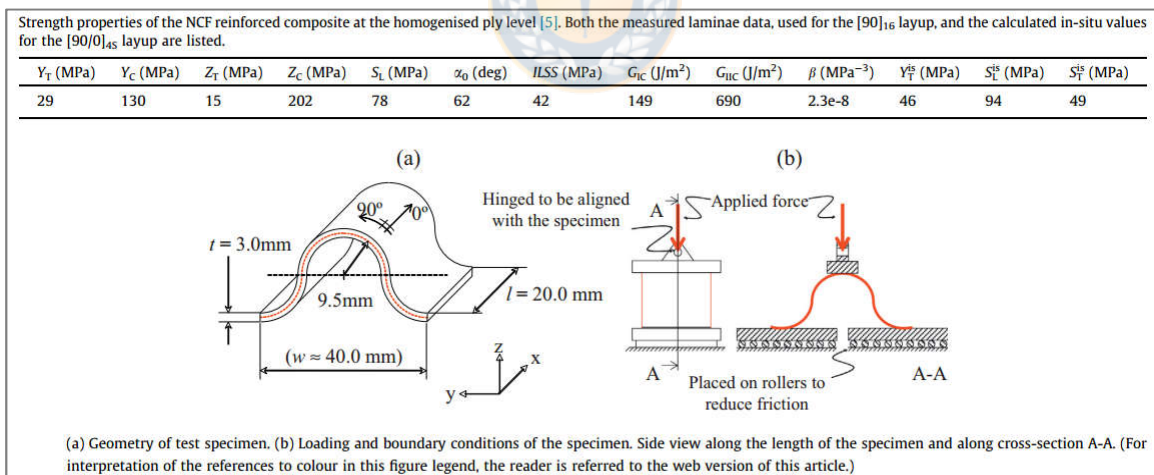


Figura 3-1. Laminado, propiedades mecánicas y geometría para ensayo presentada en [6].

En la Figura 3-2 se presenta la geometría en 3D, proyectada mediante software CAD, de la pieza para ensayo mostrada anteriormente junto a los soportes necesarios para la simulación.

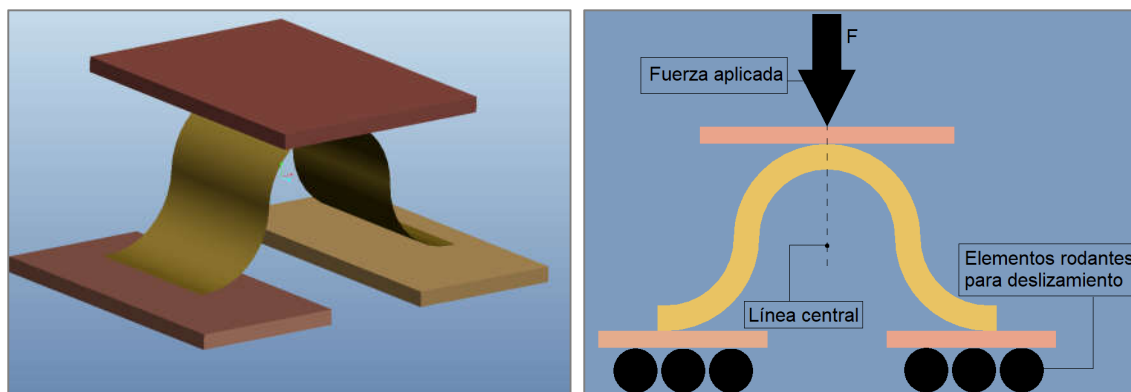


Figura 3-2. Modelo CAD de la geometría para ensayo (izquierda); Esquema de condiciones de borde para cálculo (derecha).

Discretización del modelo

El modelo proyectado de la pieza para ensayo se discretizó en una malla de aproximadamente 236.170 elementos finitos (elementos sólidos), necesarios para realizar el análisis numérico mediante el módulo de cálculo del programa ANSYS. En la Tabla 3-1 se muestra un resumen de las características de la malla para el cálculo.

Tabla 3-1. Características de discretización para el cálculo.

Discretización	
Tipo de elementos	Hexaedros
Número de nodos	310.240
Número de elementos sólidos	236.170

La discretización se realiza mediante elementos 3D hexaédricos, principalmente porque disminuyen el número de elementos para un mismo volumen de nodos, en comparación a los elementos 3D tetraédricos, además permiten un mallado más estructurado con parámetros de calidad aceptables y resultados más precisos. En la Tabla 3-2 se muestran algunos parámetros de calidad de la discretización entregados por el programa de cálculo, y en las Figuras 3-3 y 3-4 se muestra la discretización de la pieza de ensayo para el análisis.

Tabla 3-2: Características de calidad de la discretización.

Calidad de la discretización	
Element Quality	0,88
Aspect Ratio	1,62
Jacobian Ratio	1,01
Skewness	9,12E-3

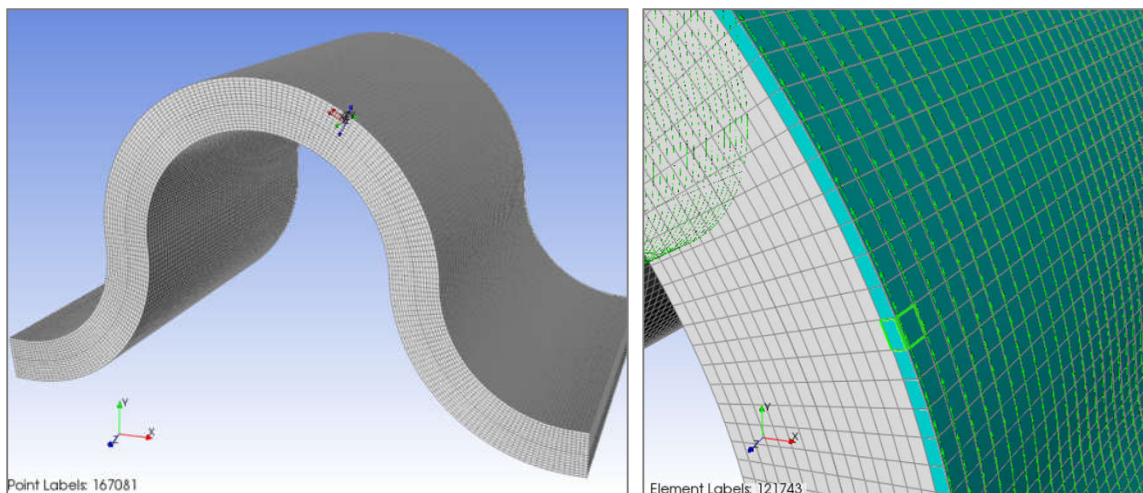


Figura 3-3. Discretización del modelo de laminado en módulo ACP (pre) del software de cálculo (izquierda); Detalle de malla del compuesto y orientación de las fibras en módulo ACP (pre) $[90]_{16}$ (derecha).

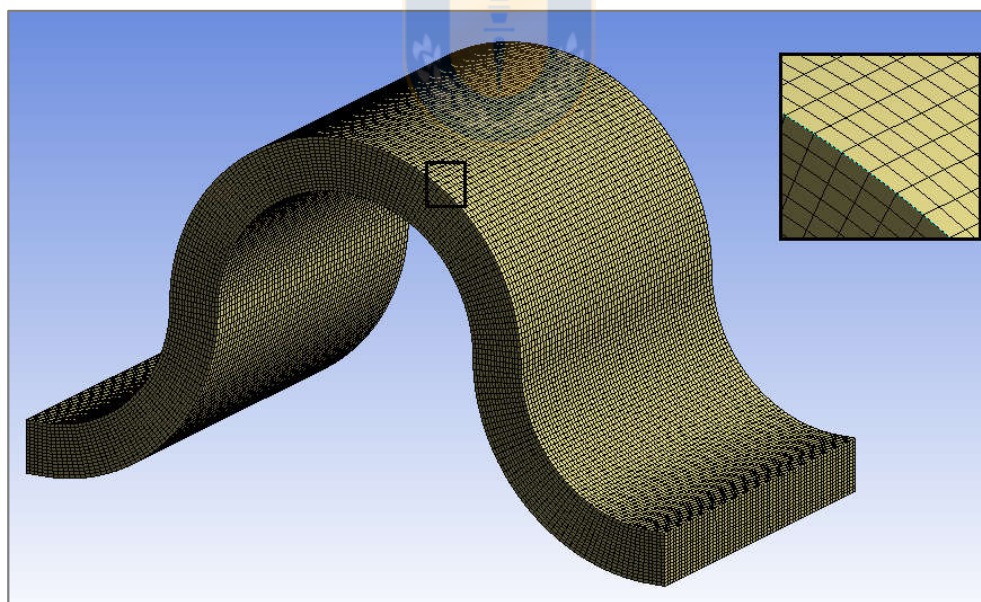


Figura 3-4. Discretización de pieza de ensayo para aplicar condiciones de borde en el módulo de cálculo.

Condiciones de borde para el cálculo

De acuerdo a los requerimientos del ensayo numérico (esfuerzos en dirección fuera del plano) las condiciones de borde se aplicarán como se muestra en la Figura 3-1.

La fijación del modelo será del tipo deslizamiento, ubicada en la base de la pieza. En la Tabla 3-3 se muestra un resumen de las condiciones de borde aplicadas al modelo de la pieza.

Tabla 3-3. Condiciones de borde para el cálculo.

Condición	Comentarios
Fijación	La fijación del modelo será del tipo deslizamiento, ubicada en la base de la pieza para ensayo.
Peso propio	El peso propio de la pieza estará distribuido en todo el modelo.
Carga	La carga a aplicar será aplicada en forma central y en dirección vertical tal como se muestra en la Figura 3-1

3.1.1 Resultados de deformaciones y esfuerzos

En las Figuras 3-5 y 3-6 se presentan las gráficas de los resultados para los desplazamientos en el modelo de la pieza.

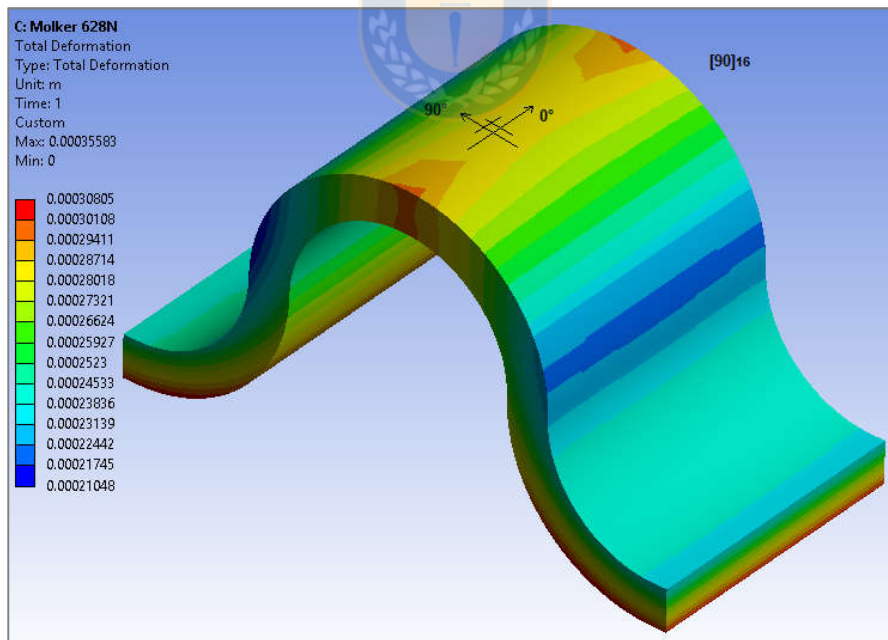


Figura 3-5. Gráfica vista isométrica de los desplazamientos en la pieza. Los colores en la escala del amarillo-rojo indican los mayores desplazamientos.

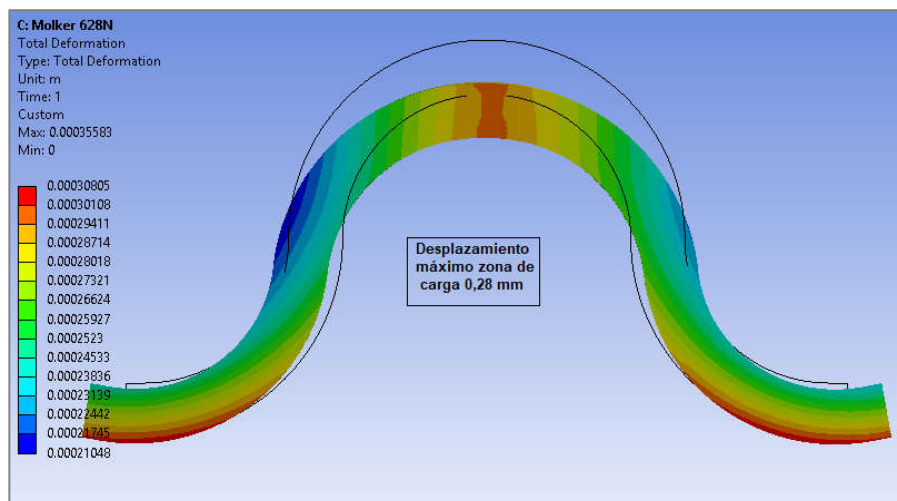


Figura 3-6. Gráfica vista de elevación de los desplazamientos en la pieza. Los colores en la escala del amarillo-rojo indican los mayores desplazamientos.

De las figuras puede desprenderse que los desplazamientos máximos, en la zona central del modelo, son cercanos a 0,28 mm en el sentido de la carga aplicada.

En las Figuras 3-7, 3-8 y 3-9 se muestran los resultados de los esfuerzos en las coordenadas material (1 2 3) del compuesto².

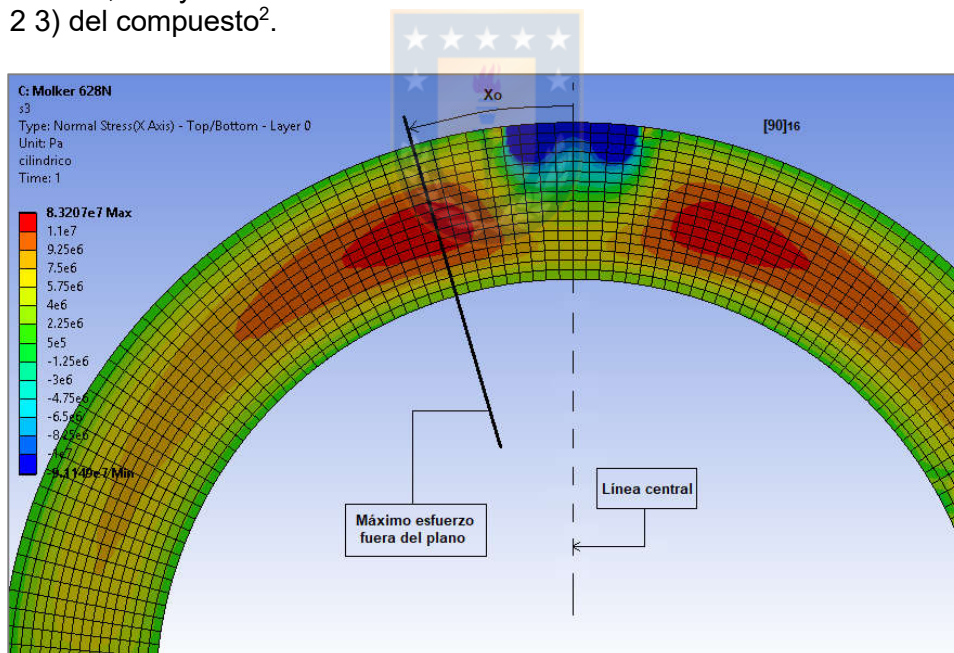


Figura 3-7. Gráfica vista elevación de los esfuerzos en dirección transversal fuera del plano (dirección 3). Los colores en la escala del amarillo-rojo indican los mayores esfuerzos.

² Para las figuras mostradas la coordenada Y es la orientación de las fibras (dirección 1), Z dirección transversal en el plano (dirección 2) y X es la dirección transversal fuera del plano (dirección 3).

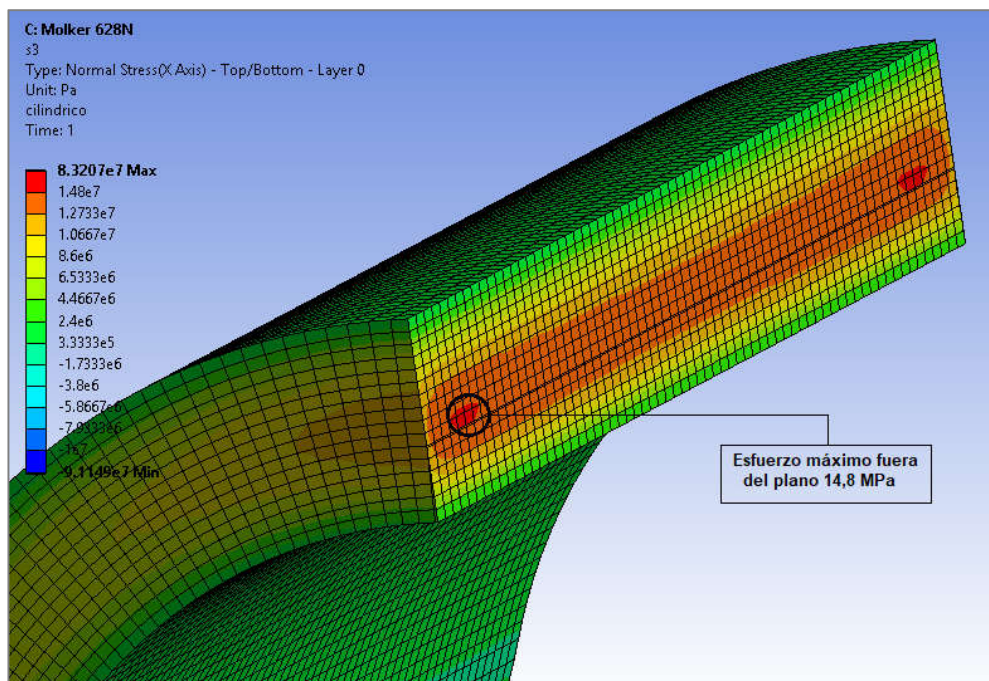


Figura 3-8. Gráfica vista isométrica de los mayores esfuerzos en dirección transversal fuera del plano (dirección 3). Los colores en la escala del amarillo-rojo indican los mayores esfuerzos.

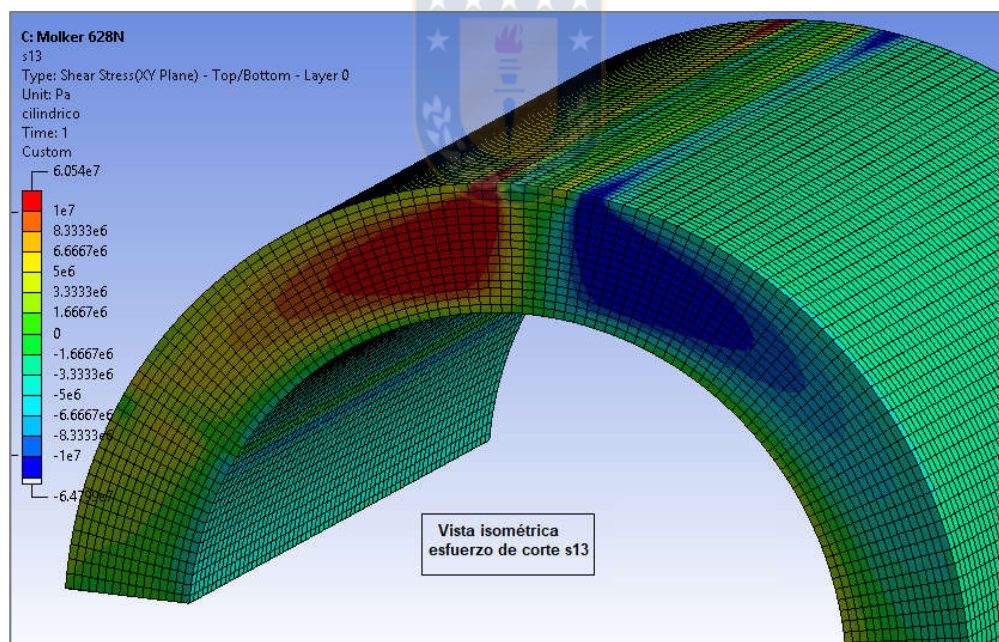


Figura 3-9. Gráfica vista isométrica de los esfuerzos de corte en dirección 13. Los colores en la escala del amarillo-rojo indican los mayores esfuerzos y los en celeste-azul los menores esfuerzos.

El estudio incremental e iterativo entre el análisis mediante elementos finitos y el modelo acoplado desarrollado, indicó que la carga crítica (carga a la que se inició la falla en la dirección transversal fuera del plano en la pieza) resultó en 628 N.

Luego, de los resultados mediante el MEF se puede apreciar que, los mayores esfuerzos en la dirección transversal fuera del plano para la carga crítica aplicada se encuentran

aproximadamente a 20° con respecto a la vertical (ver Fig. 3-7 y 3-8) en la zona central del espesor del compuesto, y alcanzan un valor máximo de 14,8 MPa.

3.1.2 Extracción de historial de esfuerzos desde análisis numérico

Para el análisis realizado en esta investigación se utilizó como modelo constitutivo comercial y herramienta de simulación el módulo ACP para materiales compuestos del software de cálculo ANSYS 14.5.

Como se mencionó en el punto 2.3 el criterio de falla programado en Matlab requiere como datos de entrada los resultados obtenidos del análisis numérico del compuesto, en particular el programa requiere los esfuerzos en coordenadas material (s_1 , s_2 , s_3 , s_{23} , s_{13} y s_{12}) generados en cada nodo de la malla de elementos finitos en que fue discretizada la pieza.

Los resultados son exportados directamente desde la interfaz del software comercial en formato de planilla (extensión *.xls) o archivo de datos (extensión *.txt), incluyendo el número del nodo, ubicación en coordenadas estructurales del nodo (X Y Z) y los esfuerzos resultantes en el nodo en coordenadas material (1 2 3), en la Figura 3-10 se presenta un ejemplo de una planilla generada en el análisis.

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J
1	Node Number	X Location (m)	Y Location (m)	Z Location (m)	s1	s2	s3	s23	s13	s12
2	9719	1.56E-02	6.31E-04	1.35E-02	-3.05E+06	-30735	-2.58E+06	43777	7.92E+06	40672
3	9720	1.61E-02	4.65E-04	1.35E-02	-1.77E+06	1.90E+05	-3.69E+06	58092	8.02E+06	39958
4	9691	1.61E-02	4.65E-04	1.30E-02	-1.76E+06	2.05E+05	-3.66E+06	59169	8.01E+06	31997
5	9690	1.56E-02	6.31E-04	1.30E-02	-3.05E+06	-16663	-2.55E+06	48081	7.91E+06	31630
6	10251	1.57E-02	8.06E-04	1.35E-02	-3.27E+06	-1.44E+05	-7.70E+06	57935	8.08E+06	40441
7	10252	1.61E-02	6.43E-04	1.35E-02	-1.97E+06	95643	-8.13E+06	71258	8.00E+06	40274
8	10253	1.61E-02	6.43E-04	1.30E-02	-1.96E+06	1.07E+05	-8.10E+06	70984	7.99E+06	32213
9	10254	1.57E-02	8.06E-04	1.30E-02	-3.27E+06	-1.34E+05	-7.66E+06	60707	8.07E+06	31341
10	51251	1.55E-02	4.56E-04	1.35E-02	-2.76E+06	1.23E+05	2.56E+06	29892	7.64E+06	39308
11	51252	1.60E-02	2.87E-04	1.35E-02	-1.53E+06	3.20E+05	7.87E+05	45270	7.88E+06	38255
12	51253	1.60E-02	2.87E-04	1.30E-02	-1.53E+06	3.37E+05	8.08E+05	47665	7.88E+06	30673
13	51254	1.55E-02	4.56E-04	1.30E-02	-2.76E+06	1.40E+05	2.58E+06	35706	7.63E+06	30652
14	9748	1.56E-02	6.31E-04	1.40E-02	-3.06E+06	-48378	-2.61E+06	33336	7.92E+06	51509
15	9749	1.61E-02	4.65E-04	1.40E-02	-1.77E+06	1.72E+05	-3.72E+06	51504	8.02E+06	49166
16	10255	1.57E-02	8.06E-04	1.40E-02	-3.28E+06	-1.57E+05	-7.74E+06	48665	8.08E+06	51374

Figura 3-10. Ejemplo de planilla exportada desde software comercial.

Luego, la planilla es ingresada al programa principal (apartado 2.3) en forma de una matriz, el algoritmo para generar la matriz desde una planilla se presenta a continuación, donde la planilla extraída del software comercial se denomina *pieza.xls* y *stress* es la matriz a generar a partir de los datos de la planilla.

```

%%%ingreso de datos de esfuerzos%%
stress=xlsread('pieza');
L=length(stress);

```

(3-1)

3.2 Resultados criterio de falla

En las Figuras 3-11 y 3-12 se muestran los resultados obtenidos en la investigación de Molker et al. [6] para la falla fuera del plano en la pieza de ensayo y los obtenidos del modelo acoplado desarrollado en el presente trabajo, respectivamente.

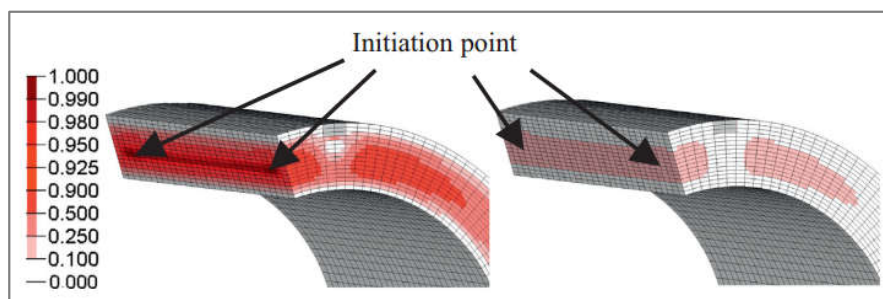


Figura 3-11. Resultados obtenidos en la investigación de Molker et al. [6]. Índice de falla transversal entre hebras, interbundle failure (izquierda) e índice de falla al interior de la hebra, intrabundle failure (derecha) para el laminado $[90]_{16}$. El criterio para la falla transversal al interior de la hebra o intrabundle failure es idéntico al criterio de falla relacionado con la matriz en LaRC05 [10].

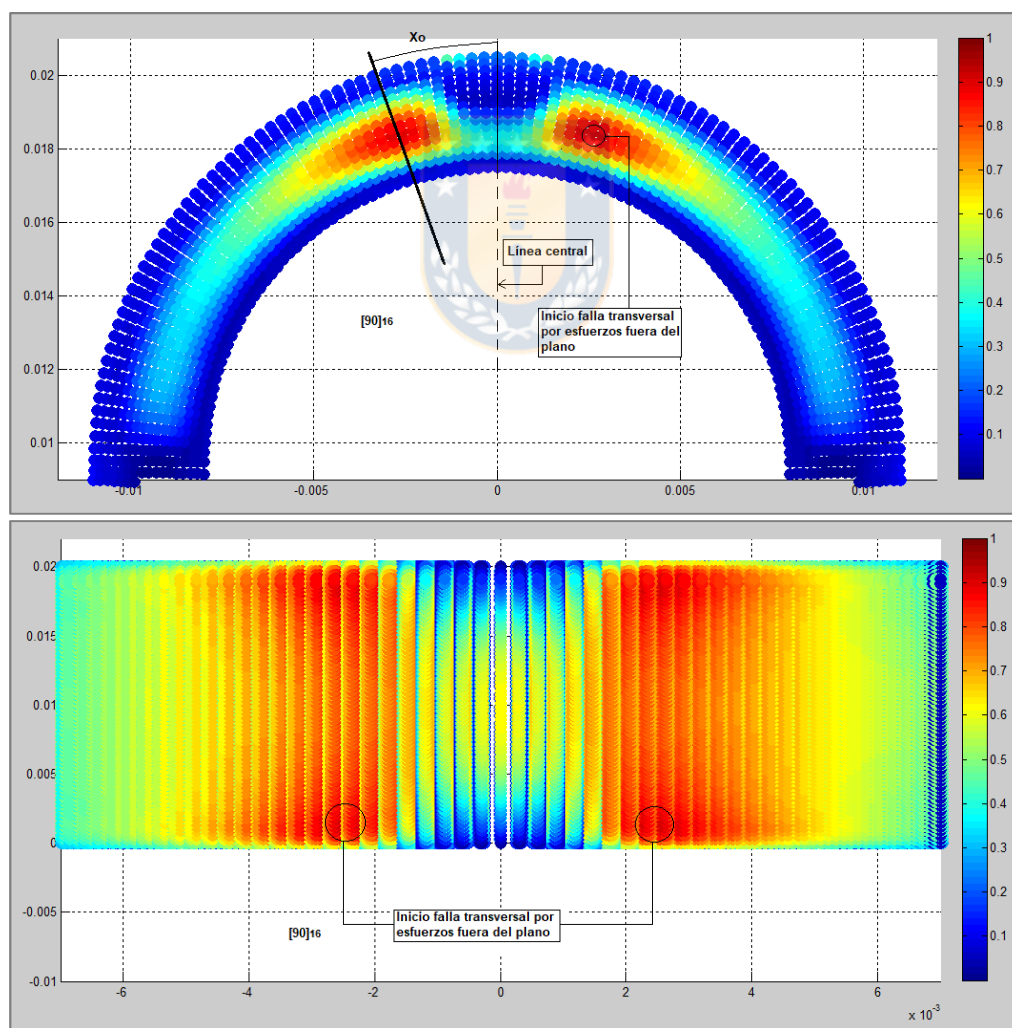


Figura 3-12. Resultados obtenidos en el modelo acoplado desarrollado para la pieza y laminado $[90]_{16}$.

El análisis mediante el MEF y modelo acoplado indicó, para la pieza y laminado analizado, una carga crítica o carga de inicio de falla transversal por esfuerzos principalmente fuera del plano (interbundle failure) de 628 N. Luego, la investigación realizada por Molker et al. [6] indica una carga crítica promedio, para el compuesto analizado, de 661 N.

La diferencia de los resultados puede deberse al traspaso de datos del modelo acoplado y a la falta de información en cuanto a las características de la simulación realizada en Molker et al. [6], sin embargo, dado que los resultados obtenidos no superan un 5% de diferencia, con respecto a los de referencia, se considera que el modelo acoplado desarrollado es equivalente al desarrollado por Molker et al. [6] y predice la falla transversal en materiales reforzados con tejidos del tipo NCF (Non-Crimp Fabrics).



CAPÍTULO 4.

Validación experimental

La validación de la predicción de falla transversal (fuera del plano) en materiales compuestos reforzados con tejido de fibra de vidrio unidireccional mediante el modelo acoplado de falla para compuestos reforzados con tejido del tipo NCF (Non-Crimp Fabrics) desarrollado en el capítulo 3, se llevará a cabo mediante la comparación de resultados de ensayos numéricos y experimentales de una pieza de prueba.

4.1 Caracterización del material y determinación de parámetros para criterio de falla

Para realizar los ensayos numéricos (paquete FEM comercial) del compuesto reforzado con tejido de fibra de vidrio unidireccional se necesitó primero caracterizar el material para determinar sus propiedades elásticas y mecánicas, por lo que en el punto 4.1.1 se detallan los ensayos y procedimientos que se utilizaron para determinar las propiedades del material en análisis.

Luego, para el modelo acoplado del criterio de falla se necesitaron determinar parámetros propios del compuesto, por lo que en el punto 4.1.2 se presentan los ensayos y las normativas asociadas que se utilizaron para determinar los parámetros del criterio de falla para el compuesto.

4.1.1 Control de calidad y probetas para caracterización del material

Para caracterizar el material primero se realizó el control de calidad del material fabricado de acuerdo a las normativas ASTM D2584 “Standard Test Method For Ignition Loss Of Cured Reinforced Resins”, ASTM D792 “Standard Test Methods for Density and Specific Gravity (Relative Density) of Plastics by Displacement” y ASTM D2734 “Standard Test Methods for Void Content of Reinforced Plastics”, para obtener la fracción de volumen de fibra (V_f), la fracción de volumen de matriz (V_m), la fracción de volumen de burbujas (V_b) y la densidad del compuesto (ρ_c), valores necesarios para determinar los parámetros elásticos de módulo de elasticidad en dirección de la fibra (E_1), módulo de elasticidad transversal en el plano (E_2), módulo de corte en el plano (G_{12}) y módulo de Poisson (ν_{12}).

En la Tabla 4-1 se presentan las características del material y fabricación de las probetas para quemado y en la Figura 4-1 se muestra el procedimiento de quemado de muestras en el horno del Laboratorio de Compuestos del DIM³.

³ Departamento de Ingeniería Mecánica de la Facultad de Ingeniería de la Universidad de Concepción.

Tabla 4-1. Características de fabricación de las probetas ASTM D2584.

Característica	Detalle
Tipo de tejido	Tejido de fibra de vidrio unidireccional, densidad planar 220 g/m ² .
Tipo de matriz	Matriz de resina epóxica EPO 200 con Endurecedor 813 en razón de 2:1.
Configuración de laminado	Para las probetas N1, N2 y N3 el laminado fue de [90] ₁₈ y para las probetas N4, N5 y N6 el laminado fue de [0] ₃₆
Método de fabricación	Infusión al vacío (presión de trabajo -1 bar).
Espesor de probeta	El espesor de las probetas N1, N2 y N3 fue de 3 mm y el de las probetas N4, N5 y N6 fue de 6 mm.
Quemado de probetas	De acuerdo a ASTM D2584 el quemado se realiza por aproximadamente 2 horas a 520°C.



Figura 4-1. Procedimiento de quemado de muestras en horno ASTM 2584 (izquierda); Probetas quemadas (derecha).

Resultados para el material en estudio

El control de calidad indica un porcentaje de volumen de fibra promedio para las probetas fabricadas de 52,7% con una desviación estándar de 2,4% de acuerdo a las Ecuaciones 4-1 y 4-2. Los resultados del quemado de probetas ASTM D2584, medición de empuje ASTM D792, determinación de fracción de volumen de fibra, etc., se detallan en el Anexo 2.

Luego, de acuerdo al control de calidad realizado, se tienen las siguientes propiedades elásticas y mecánicas para el material en estudio.

Tabla 4-2. Propiedades elásticas y mecánicas para el compuesto reforzado con tejido de fibra de vidrio unidireccional.

Propiedad	Valor	Referencia
Densidad g/cm ³	1,846	[4]
E ₁ GPa	30,47	[19]
E ₂ GPa	9,59	
E ₃ GPa	8,39	
G ₁₂ GPa	3,98	
G ₁₃ GPa	3,38	
G ₂₃ GPa	2,78	
ν ₁₂	0,3	
ν ₁₃	0,3	
ν ₂₃	0,4	
X _T MPa	478,0	
Y _T MPa	49,4	
Y _C MPa	-153,4	
Z _T MPa	21,0	
Z _C MPa	-218,9	
S ₁₂ MPa	43,0	[19]

4.1.2 Probetas y ensayos para parámetros del criterio de falla

Los parámetros del criterio de falla a determinar experimentalmente, para el compuesto en estudio, son la resistencia al corte interlaminar ILSS y el ángulo de fractura por compresión transversal pura α_0 .

Como se mencionó en el punto 2.2.1 la resistencia al corte interlaminar ILSS se determina mediante ensayos de viga corta de acuerdo a la normativa ASTM D2344/D2344M "Standard Test Method for Short-Beam Strength of Polymer Matrix Composite Materials and Their Laminates", en la Figura 4-2 se muestra un esquema con las dimensiones de las probetas a ensayar detallado en la normativa.

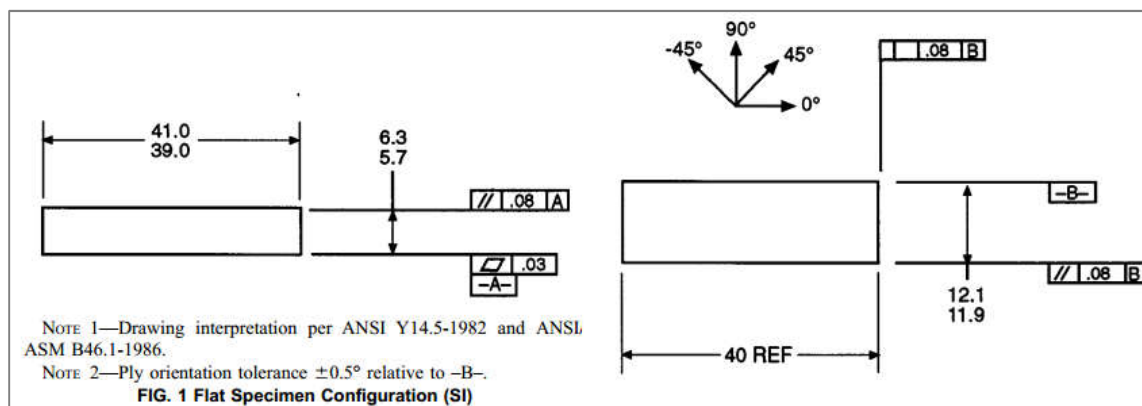


Figura 4-2. Esquema de las probetas de acuerdo a ASTM D2344/D2344M para ILSS.

En la Tabla 4-3 se presentan las características del material y fabricación de las probetas y en la Figura 4-3 se presenta el proceso de fabricación y probetas fabricadas.

Tabla 4-3. Características de fabricación de las probetas para ILSS.

Característica	Detalle
Tipo de tejido	Tejido de fibra de vidrio unidireccional, densidad planar 220 g/m ² .
Tipo de matriz	Matriz de resina epóxica EPO 200 con endurecedor 813 en razón de 2:1.
Configuración de laminado	La configuración del laminado fue de [0] ₃₆ , la geometría se determinó de acuerdo a ASTM D2344/D2344M.
Método de fabricación	Infusión al vacío (presión de trabajo -1 bar).
Espesor de probeta	El espesor de la probeta fue de 6 mm.
Post curado	El post curado del material se realizó por 16 horas a 70°C.



Figura 4-3. Proceso de fabricación de probetas (izquierda); Probetas fabricadas para determinación de ILSS (derecha).

Luego, de acuerdo al punto 2.2.1 el ángulo de fractura por compresión transversal pura (α_0) se determina mediante ensayos de compresión de acuerdo a la normativa ASTM D3410/D3410M “Standard Test Method for Compressive Properties of Polymer Matrix Composite Materials with Unsupported Gage Section by Shear Loading”, en la Figura 4-4 se muestra un esquema con las dimensiones de las probetas a ensayar detallado en la normativa.

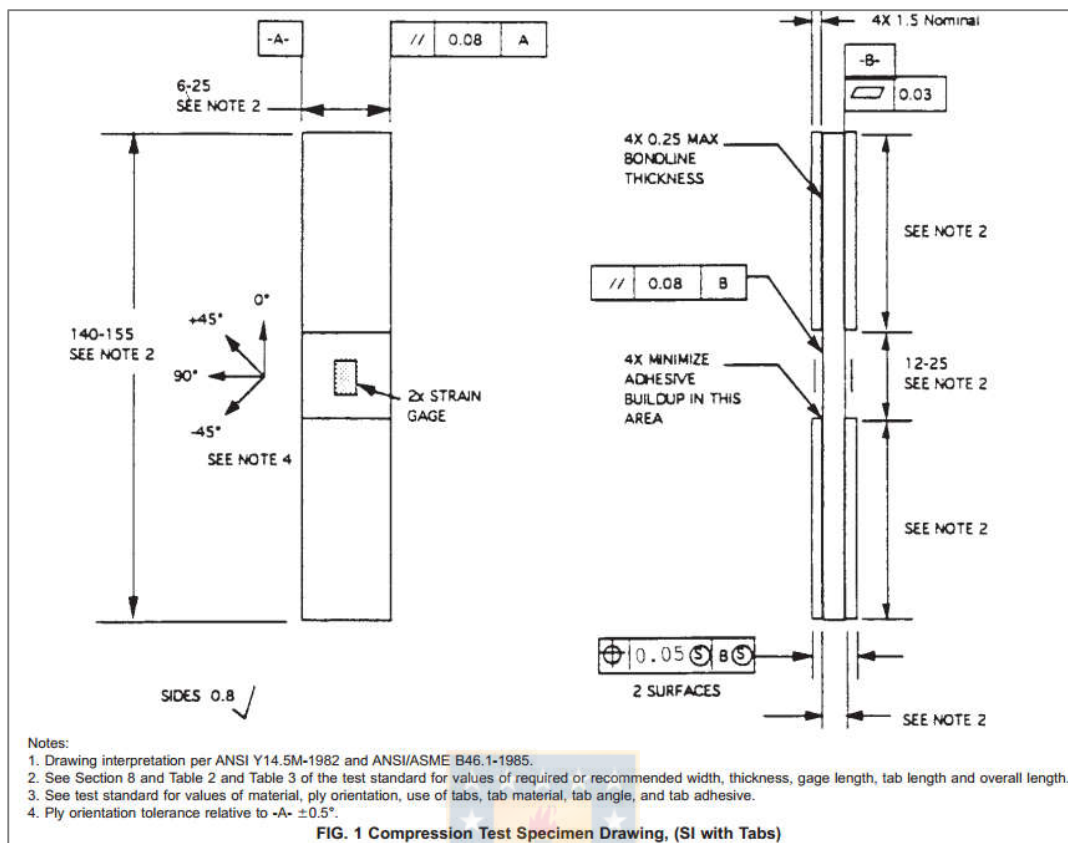


Figura 4-4. Esquema de las probetas de acuerdo a ASTM D3410/D3410M para α_0 .

En la Tabla 4-4 se presentan las características del material y fabricación de las probetas y en la Figura 4-5 se presenta el proceso de fabricación y probetas fabricadas.

Tabla 4-4. Características de fabricación de las probetas para α_0 .

Característica	Detalle
Tipo de tejido	Tejido de fibra de vidrio unidireccional, densidad planar 220 g/m ² .
Tipo de matriz	Matriz de resina epóxica EPO 200 con endurecedor 813 en razón de 2:1.
Configuración de laminado	La configuración del laminado fue de [90] ₁₈ , la geometría se determinó de acuerdo a ASTM D3410/D3410M
Método de fabricación	Infusión al vacío (presión de trabajo -1 bar).
Espesor de probeta	El espesor de la probeta fue de 3 mm.
Post curado	El post curado del material se realizó por 16 horas a 70°C.

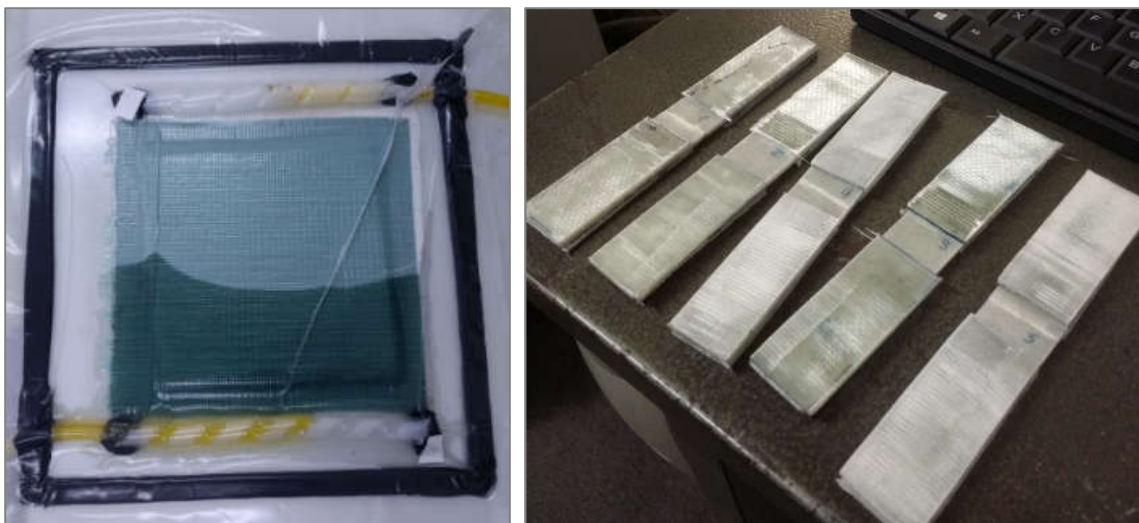


Figura 4-5. Proceso de fabricación (izquierda); Probetas fabricadas para determinación de α_0 (derecha).

Resultados de los ensayos

De acuerdo a las normativas correspondientes, se realizaron 5 ensayos para cada parámetro mencionado anteriormente, los resultados de los ensayos se muestran a continuación.

Tabla 4-5. Resultados ensayos para determinar resistencia ILSS.

N° Ensayo	Resistencia al corte interlaminar ILSS (MPa)
1	26,75 MPa
2	26,30 MPa
3	25,67 MPa
4	25,91 MPa
5	26,38 MPa

Tabla 4-6. Resultados ensayos para determinar ángulo de fractura α_0 .

N° Ensayo	Ángulo de fractura por compresión transversal pura α_0
1	56°
2	58°
3	62°
4	58°
5	55°

De acuerdo a la normativa ASTM D 2344/D 2344M el valor promedio y desviación estándar de los ensayos se determina de acuerdo a las siguientes expresiones:

$$x_{prom} = (\sum_{i=1}^n x_i) / n \quad (4-1)$$

$$S_{n-1} = \sqrt{(\sum_{i=1}^n x_i^2 - n(x_{prom})^2) / (n - 1)} \quad (4-2)$$

Donde,

- x_{prom} = Promedio del ensayo;
 S_{n-1} = Desviación estándar del ensayo;
 n = Número de especímenes;

Luego, considerando la Tabla 4-5 se tiene, para la resistencia al corte interlaminar ILSS, un valor promedio de 26,02 MPa con una desviación estándar de 3,47 MPa.

De acuerdo a la Tabla 4-6 se tiene, para el ángulo de fractura por compresión transversal pura (α_0), un valor promedio de 57,8° con una desviación estándar de 2,68°.



Figura 4-6. Configuración de ensayo (izquierda); Probetas ensayadas para determinación de ILSS (derecha).

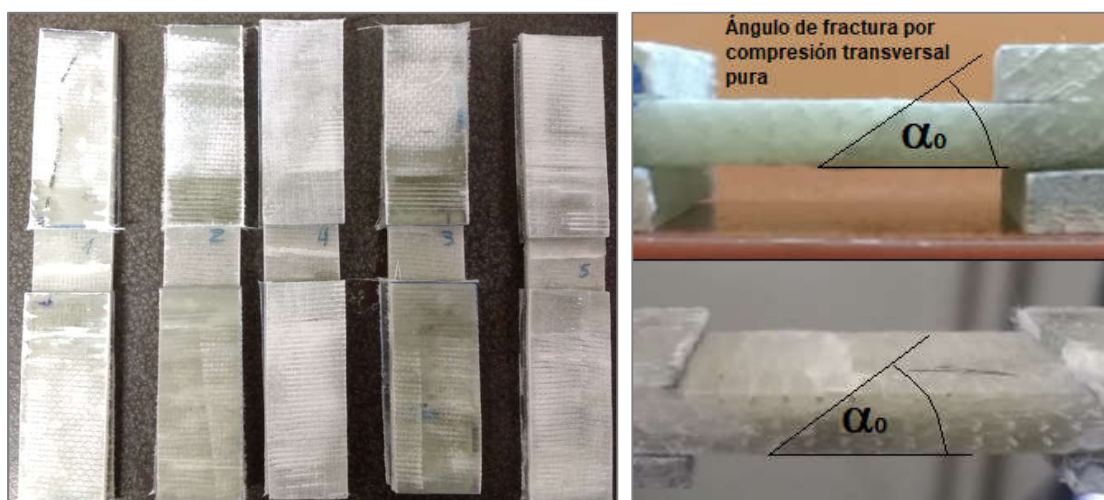


Figura 4-7. Probetas ensayadas de acuerdo a ASTM D3410/D3410M (izquierda); Determinación de ángulo de fractura por compresión transversal pura α_0 (derecha).

4.2 Simulación mediante elementos finitos y resultados numéricos del modelo acoplado para tejido unidireccional

A continuación se presenta el análisis numérico de la pieza de validación proyectada en material reforzado con tejido unidireccional de fibra de vidrio, mediante el módulo de compuestos ACP del software ANSYS 14.5.

Modelo geométrico y material

La pieza de prueba para la validación se fabricó y proyectó con una geometría equivalente a la presentada en la Figuras 3-1 y 3-2 del capítulo 3, pero con las características de material y fabricación del compuesto que se presentan en la Tabla 4-7.

Tabla 4-7. Características de la pieza de prueba para ensayos experimentales y numéricos.

Característica	Detalle
Tipo de tejido	Tejido de fibra de vidrio unidireccional, densidad planar 220 g/m ² .
Tipo de matriz	Matriz de resina epóxica EPO 200 con Endurecedor 813 en razón de 2:1.
Configuración de laminado	La configuración del laminado fue de [90] ₁₈ , la geometría fue la expuesta en la Figura 3-1.
Método de fabricación	Infusión al vacío (presión de trabajo -1 bar).
Espesor de probeta	El espesor de la probeta fue de 3 mm.
Post curado	El post curado del material se realizó por 16 horas a 70°C.

Discretización del modelo

El modelo proyectado de la pieza para ensayo se discretizó en una malla de aproximadamente 264.040 elementos finitos (elementos sólidos), necesarios para realizar el análisis numérico mediante el módulo de cálculo del programa ANSYS. En la Tabla 4-8 se muestra un resumen de las características de la malla para el cálculo.

Tabla 4-8. Características de discretización para el cálculo.

Discretización	
Tipo de elementos	Hexaedros
Número de nodos	338.660
Número de elementos sólidos	264.040

La discretización se realiza mediante elementos 3D hexaédricos, principalmente porque disminuyen el número de elementos para un mismo volumen de nodos, en comparación a los elementos 3D tetraédricos, además permiten un mallado más estructurado con parámetros de calidad aceptables y resultados más precisos. En la Tabla 4-9 se muestran algunos parámetros de calidad de la discretización entregados por el programa de cálculo, y en las Figuras 4-8 y 4-9 se muestra la discretización de la pieza de ensayo para el análisis.

Tabla 4-9. Características de calidad de la discretización.

Calidad de la discretización	
Element Quality	0,83
Aspect Ratio	1,82
Jacobian Ratio	1,01
Skewness	9,18E-3

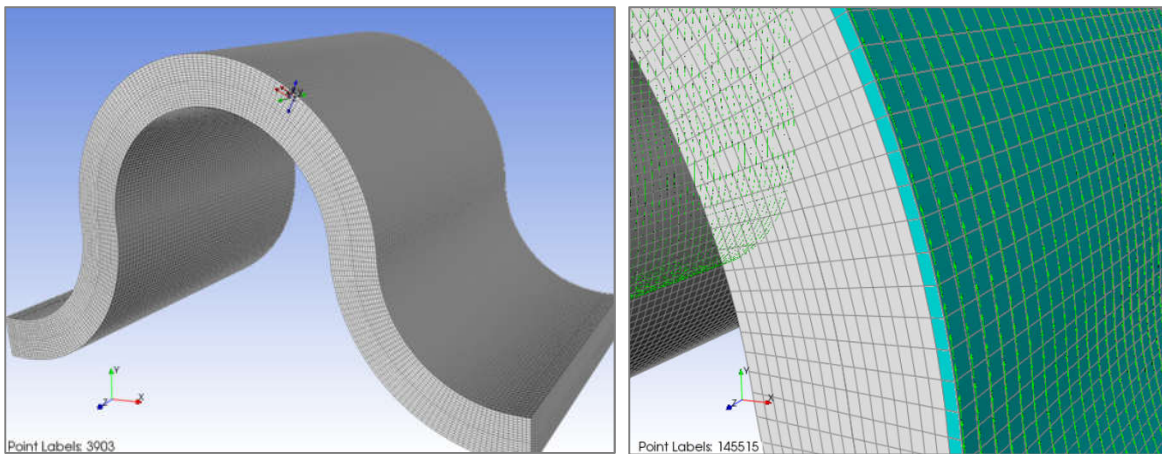


Figura 4-8. Discretización del modelo de laminado en módulo ACP (pre) del software de cálculo (izquierda); Detalle de malla del compuesto y orientación de las fibras en módulo ACP (pre) $[90]_{18}$ (derecha).

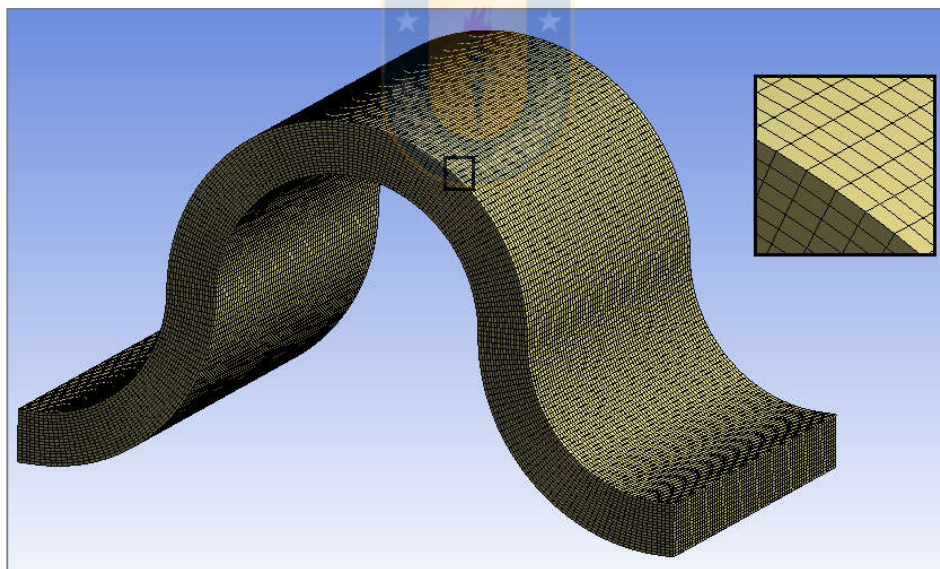


Figura 4-9. Discretización de pieza de ensayo para aplicar condiciones de borde en el módulo de cálculo.

Condiciones de borde para el cálculo

De acuerdo a los requerimientos del ensayo numérico (esfuerzos en dirección fuera del plano) las condiciones de borde se aplicarán como se muestra en la Figura 3-1.

La fijación del modelo será del tipo deslizamiento, ubicada en la base de la pieza. En la Tabla 4-10 se muestra un resumen de las condiciones de borde aplicadas al modelo de la pieza.

Tabla 4-10. Condiciones de borde para el cálculo.

Condición	Comentarios
Fijación	La fijación del modelo será del tipo deslizamiento, ubicada en la base de la pieza para ensayo.
Peso propio	El peso propio de la pieza estará distribuido en todo el modelo.
Carga	La carga a aplicar será aplicada en forma central y en dirección vertical tal como se muestra en la Figura 3-1

4.2.1 Resultados de deformaciones y esfuerzos

En las Figuras 4-10 y 4-11 se presentan las gráficas de los resultados para los desplazamientos en el modelo de la pieza.

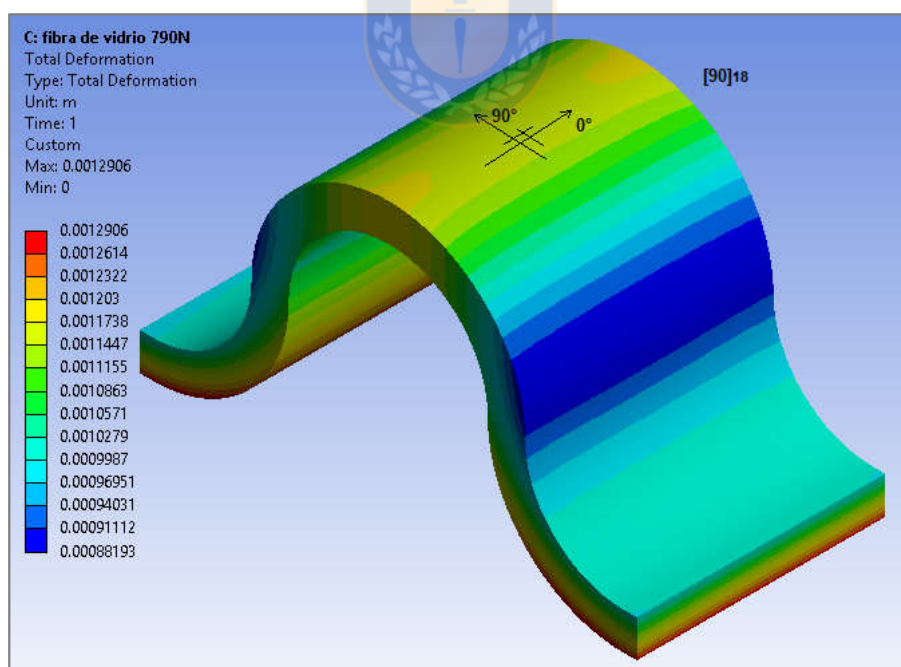


Figura 4-10. Gráfica vista isométrica de los desplazamientos en la pieza. Los colores en la escala del amarillo-rojo indican los mayores desplazamientos.

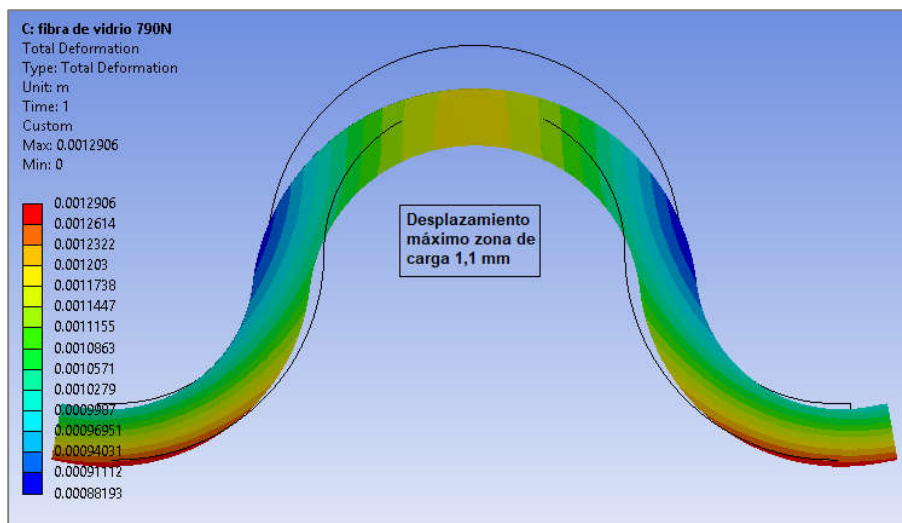


Figura 4-11. Gráfica vista de elevación de los desplazamientos en la pieza.
 Los colores en la escala del amarillo-rojo indican los mayores desplazamientos.

De las figuras puede desprenderse que los desplazamientos máximos, en la zona central del modelo, son cercanos a 1,1 mm en el sentido de la carga aplicada.

En las Figuras 4-12, 4-13 y 4-14 se muestran los resultados de los esfuerzos en las coordenadas material (1 2 3) del compuesto⁴.

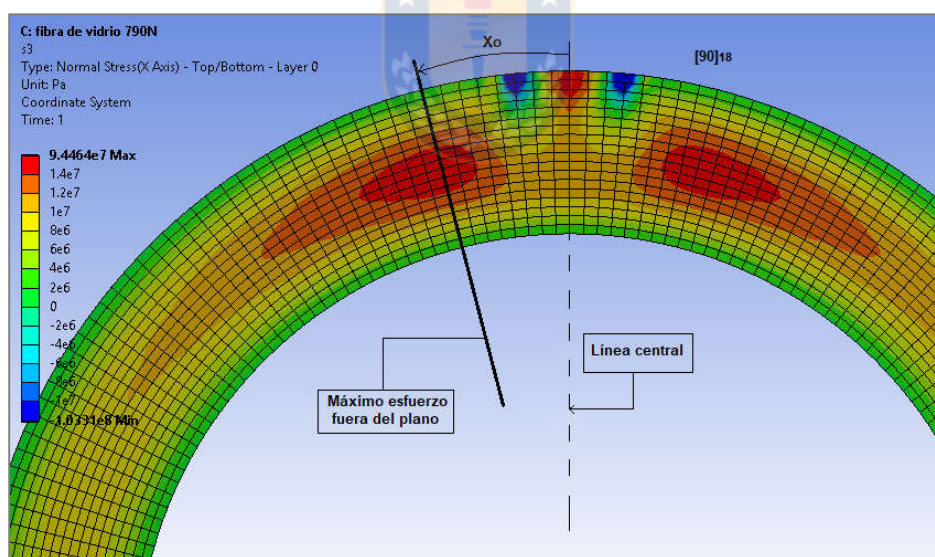


Figura 4-12. Gráfica vista elevación de los esfuerzos en dirección transversal fuera del plano (dirección 3).
 Los colores en la escala del amarillo-rojo indican los mayores esfuerzos..

⁴ Para las figuras mostradas la coordenada Y es la orientación de las fibras (dirección 1), Z dirección transversal en el plano (dirección 2) y X es la dirección transversal fuera del plano (dirección 3).

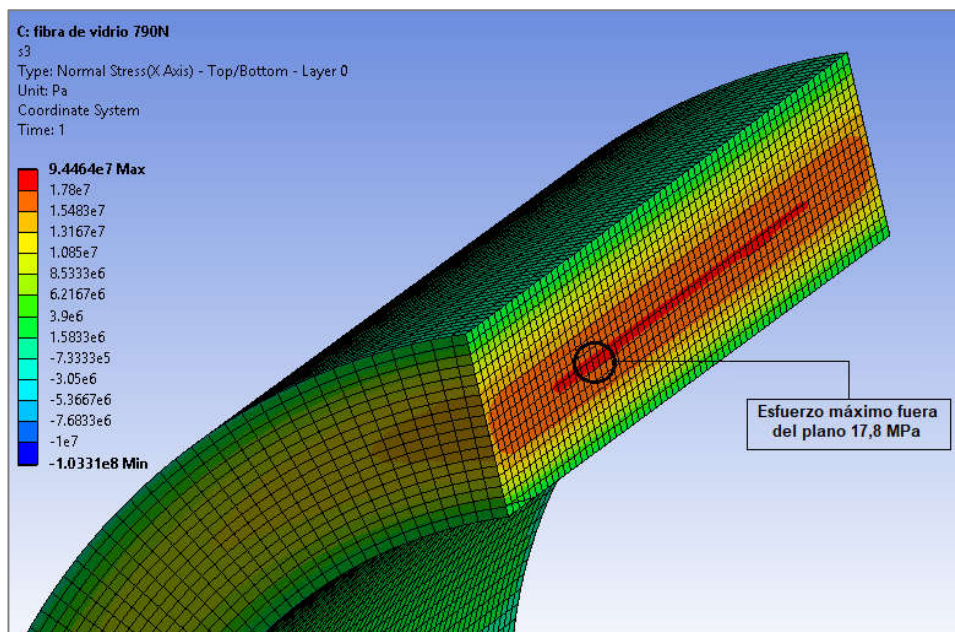


Figura 4-13. Gráfica vista de isométrica de los mayores esfuerzos en dirección transversal fuera del plano (dirección 3). Los colores en la escala del amarillo-rojo indican los mayores esfuerzos.

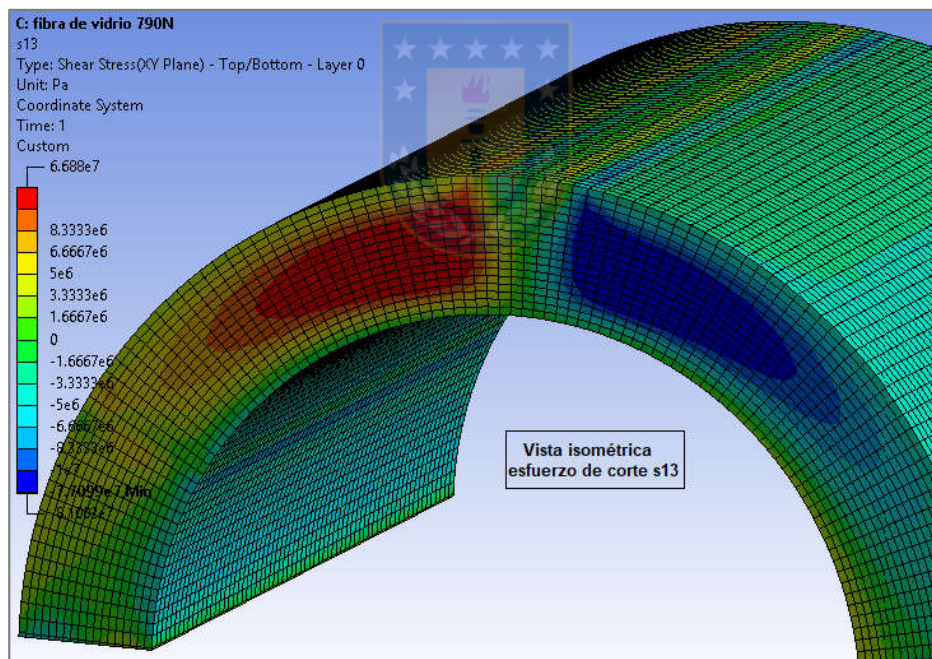


Figura 4-14. Gráfica vista isométrica de los esfuerzos de corte en dirección 13. Los colores en la escala del amarillo-rojo indican los mayores esfuerzos y los en celeste-azul los menores esfuerzos.

Tal como se mencionó en el punto 3.1.1, el estudio entre el análisis mediante elementos finitos y el modelo acoplado para la pieza reforzada, en este caso con tejido unidireccional de fibra de vidrio, indicó que la carga crítica (carga a la que se inició la falla en la dirección transversal fuera del plano en la pieza) resultó en 790 N.

Luego, de los resultados mediante el MEF se puede apreciar que, los mayores esfuerzos en la dirección transversal fuera del plano para la carga crítica aplicada se encuentran

aproximadamente a 19° con respecto a la vertical (ver Fig. 4-12 y 4-13) en la zona central del espesor del compuesto, y alcanzan un valor máximo de 17,8 MPa.

4.2.2 Resultados numéricos del modelo acoplado

En la Figura 4-15 se muestran los resultados obtenidos del modelo acoplado desarrollado en el presente trabajo.

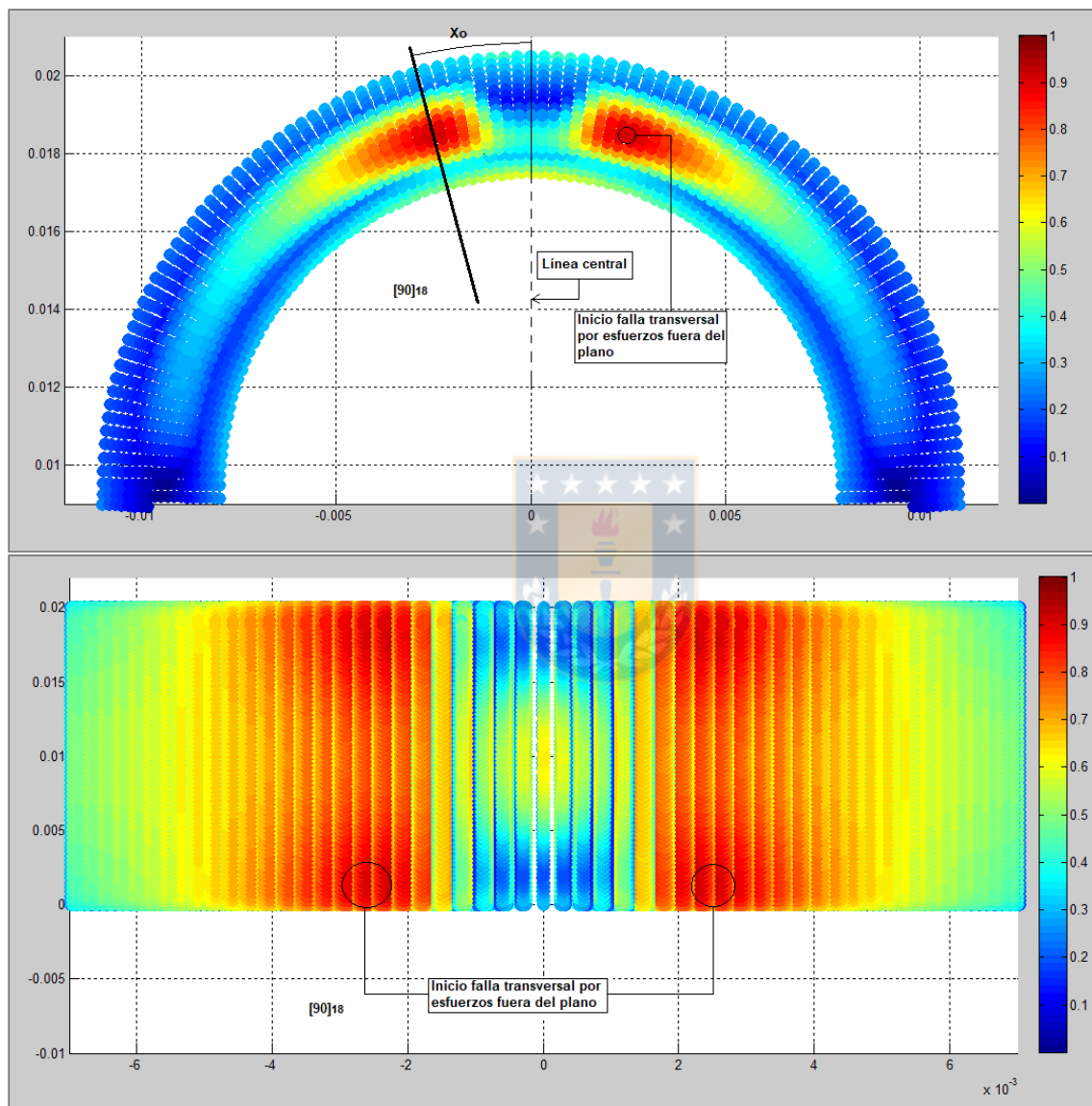


Figura 4-15. Resultados obtenidos por el modelo acoplado desarrollado para la pieza analizada.

El análisis numérico y modelo acoplado desarrollado en el presente trabajo indicó, para la pieza de validación analizada, una carga crítica promedio o carga de inicio de falla transversal por esfuerzos principalmente fuera del plano (falla entre hebras o interbundle failure) de 790 N.

4.3 Resultados ensayos de pieza de prueba y validación del modelo

4.3.1 Probetas y ensayos de pieza de validación

Las probetas de prueba para la validación tendrán una geometría equivalente a la presentada en la Figura 3-1 del capítulo 3, pero con las características de material y fabricación del compuesto presentados en la Tabla 4-7.

En la Figura 4-16 se presentan el proceso de fabricación realizado y las probetas a ensayar y en la Figura 4-17 se muestra la configuración del ensayo de acuerdo a lo presentado en Molker et al. [6].



Figura 4-16. Proceso de fabricación de probetas para validación (izquierda);
Probetas fabricadas para validación (derecha).

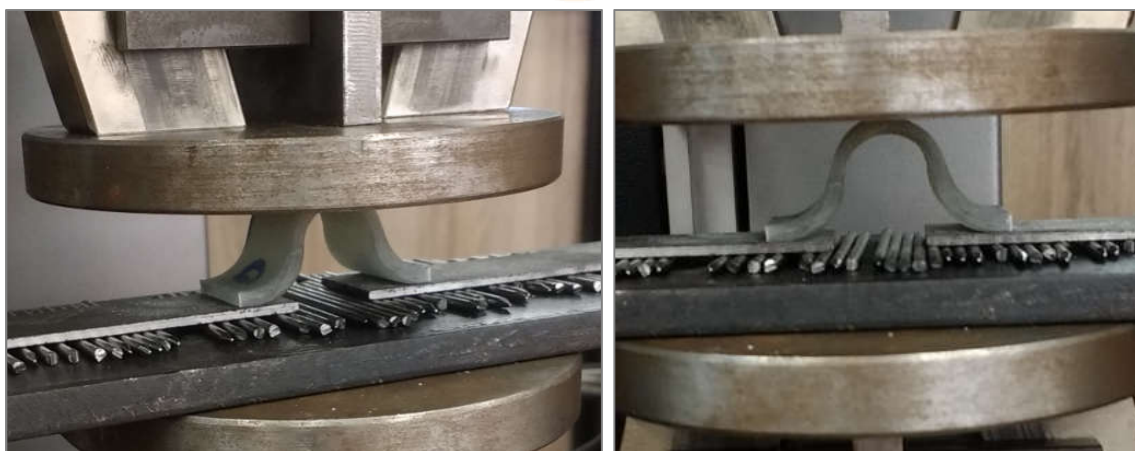


Figura 4-17. Configuración de ensayo de validación.

Resultados de los ensayos

Para las pruebas de validación se realizaron 5 ensayos de las probetas fabricadas, los resultados de los ensayos se muestran a continuación.

Tabla 4-11. Resultados de los ensayos experimentales de validación

N° Ensayo	Carga máxima ensayos de validación
1	766 N
2	707 N
3	613 N
4	620 N
5	676 N

En la Figura 4-18 se presentan las probetas ensayadas en el ensayo de validación.



Figura 4-19. Resultados del ensayo de validación

De acuerdo a las Ecuaciones 4-1 y 4-2 presentadas en el capítulo 4.1.2, se tiene para los resultados experimentales, una carga crítica promedio o carga promedio de inicio de falla transversal por esfuerzos principalmente fuera del plano (interbundle failure) de 676,4 N con una desviación estándar de 63,5 N.

4.3.2 Validación del modelo

Para la validación del modelo acoplado desarrollado en este estudio se compararon los resultados de este, apartado 4.2.2, con los resultados obtenidos de los ensayos experimentales, apartado 4.3.1.

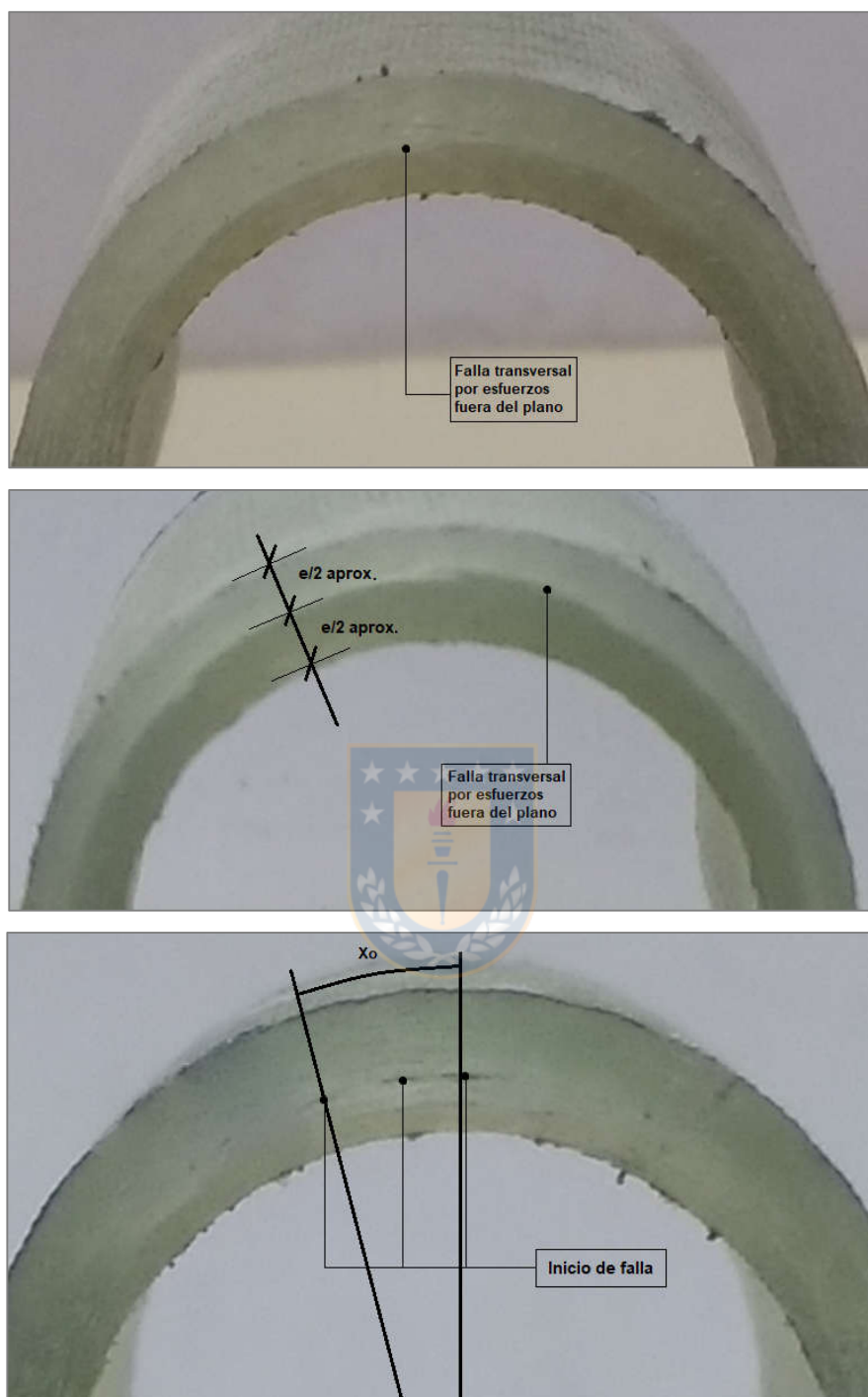


Figura 4-20. Vista de elevación de las probetas de validación ensayadas. Falla transversal en toda la pieza (arriba); ubicación de falla en la mitad del espesor de la pieza (medio); Puntos de inicio de falla por esfuerzos fuera del plano (abajo).

El análisis indicó que si bien tanto la modelación numérica como la validación experimental mostraron que el inicio de falla se debió principalmente a esfuerzos fuera del plano (falla entre hebras o interbundle failure), en un ángulo aproximado de 20° con respecto al línea central del modelo y en la zona central del espesor de la pieza (ver Figura 4-20), los valores de carga crítica, es decir la carga de inicio de falla, entre el modelo acoplado y validación experimental difieren en un 16,8%.

4.3.3 Comparación de criterios de falla

A modo de poder evaluar el uso del criterio de falla para materiales reforzados con NCF en materiales reforzados con tejido unidireccional, a continuación se presentan los resultados de carga crítica o carga de inicio de falla obtenidos en la pieza de validación para distintos criterios de falla comúnmente usados en el análisis de compuestos.

Dado que el criterio de Molker et al. [3] está basado en el criterio de LaRC05 [10], para este último se modificó el código Matlab desarrollado a modo de considerar isotropía transversal y obtener la carga crítica para inicio de falla. Los resultados de carga crítica para los otros criterios de falla presentados en la Tabla 4-12 se obtuvieron directamente del módulo ACP (Post) para materiales compuestos del software de cálculo ANSYS 14.5.

Tabla 4-12. Resultados de carga crítica para distintos criterios de falla.

Criterio de falla	Carga crítica de inicio de falla en pieza de validación	Diferencia con respecto a carga crítica experimental encontrada (676,4 N)
Tsai-Wu [7]	1.100 N	62,6%
Hashin [8]	1.290 N	90,7%
Puck [17]	1.200 N	77,4%
LaRC05 [10]	1.580 N	133,5%
Molker [3]	790 N	16,8%

4.4 Discusión de resultados

Los resultados de la validación experimental del modelo de falla acoplado (desarrollado en el capítulo 3) aplicado a materiales reforzados con tejido de fibra de vidrio unidireccional, indicaron que si bien el inicio de falla, tanto para los resultados numéricos como los experimentales, se debió principalmente a esfuerzos fuera del plano (interbundle failure) y en una ubicación geométrica similar (ver Figura 4-20), sus valores difieren en un 16,8% con respecto a la carga crítica.

El análisis de los resultados indica que la discrepancia mencionada anteriormente puede deberse principalmente a la diferencia de configuración entre los tejidos del tipo Non-Crimp Fabrics y los tejidos de fibra unidireccionales, es decir que las hebras unidireccionales estén unidas por hilos y no por hebras de menor número de filamentos, como es el caso de los tejidos de fibra unidireccionales (ver Fig. 1-2), lo que puede ocasionar concentradores de esfuerzos adicionales que podrían justificar la disminución de resistencia en los ensayos experimentales con respecto a los ensayos numéricos.

Otra causa en la diferencia de resultados puede deberse a los valores de caracterización utilizados para la simulación numérica y obtenidos desde la literatura San Juan et al. [4], ya que si bien en dicha investigación (desde donde se obtuvieron principalmente los valores de resistencia Y_T y Z_T) se utilizó el mismo tejido de fibra de vidrio unidireccional que en esta investigación, la resina utilizada (resina epóxica L20 con endurecedor EPH 161) difiere en rigidez a la resina utilizada en esta investigación (resina epóxica EPO 200 con endurecedor 813) por lo tanto, dado que en la investigación de Molker et al. [6] se verificó la sensibilidad del criterio de falla a los valores de resistencia transversal en el plano Y_T y resistencia transversal fuera del plano Z_T , se asume que esta diferencia puede ser una fuente de error.

Finalmente, los resultados presentados en la Tabla 4-12 indican que a pesar de que el criterio de Molker et al. [3] sobreestima la resistencia fuera del plano en materiales compuestos reforzados con tejido unidireccional de fibra, en comparación a los criterios aplicables utilizados hoy en día y que consideran isotropía transversal, el porcentaje encontrado es de orden menor y demuestra la importancia de considerar la ortotropía de los materiales cuando se analiza la falla principalmente fuera del plano.



CAPÍTULO 5.

Conclusiones y perspectivas futuras

5.1 Conclusiones

En base a los objetivos planteados, se concluye lo siguiente:

Durante el desarrollo de este trabajo se programó el criterio de falla ortotrópico planteado en Molker et al. [3] en forma de módulo en Matlab y se logró su acoplamiento, mediante el historial de esfuerzos en coordenadas material, a un modelo constitutivo comercial disponible (paquete MEF).

Se realizaron pruebas numéricas con el modelo acoplado y se compararon con los resultados obtenidos en Molker et al. [6] para materiales reforzados con tejidos NCF, obteniéndose una diferencia de un 5% en los resultados, que se atribuyeron principalmente al traspaso de datos. Dado el porcentaje de diferencia obtenido el modelo acoplado se validó para materiales reforzados con Non-Crimp Fabrics.

Mediante la fabricación de probetas de material reforzado con tejido de fibra unidireccional, control de calidad y ensayos experimentales se logró caracterizar el material y determinar los parámetros necesarios para el criterio de falla ortotrópico Molker et al. [3].

Con los parámetros encontrados se realizaron ensayos numéricos mediante el modelo de falla acoplado, obteniéndose la carga crítica de inicio de falla fuera del plano numérica. Luego se fabricaron probetas de validación en base a la geometría propuesta en Molker et al. [6] y se realizaron ensayos de tracción fuera del plano experimentales, obteniéndose la carga crítica de inicio de falla fuera del plano experimental.

La comparación de resultados numéricos y experimentales mostró que el inicio de falla, en ambos casos, se debió a esfuerzos fuera del plano (interbundle failure) y en una ubicación geométrica similar, pero el valor de carga crítica encontrada mediante el modelo acoplado resultó 16,8% superior que el valor de carga crítica experimental.

Los resultados presentados en la Tabla 4-2 indican que al utilizar criterios de falla que consideran isotropía transversal para analizar materiales reforzados con tejido de fibra unidireccional (ortotrópicos), se sobreestima en un porcentaje no menor (sobre un 60% para los criterios analizados) la resistencia fuera del plano del material, por lo tanto, el uso del criterio de Molker desarrollado para materiales reforzados con tejido Non-Crimp Fabrics Molker et al. [3] para determinar la carga crítica de inicio de falla en materiales reforzados con tejido de fibra unidireccional implica una mejora importante con respecto a los criterios hoy en día aplicables y utilizados en materiales de este tipo.

5.2 Perspectivas futuras

Como trabajo futuro se propone replicar el procedimiento realizado en esta investigación para un laminado con hebras orientadas en otras direcciones, con el fin de verificar si se mantiene la diferencia entre los ensayos numéricos y experimentales, con respecto a la carga de inicio de falla fuera del plano, para otras configuraciones de laminado.

Otra propuesta para desarrollo futuro es modificar el criterio de falla Molker et al. [3], desarrollado para materiales reforzados con NCF y aplicado a materiales reforzados con tejido de fibra unidireccional, agregando en la expresión de la falla transversal fuera del plano (ver Ec. 2-1) una expresión adicional, que esté relacionada con el número de hebras, que permita disminuir el índice de falla transversal fuera del plano o interbundle failure y así disminuir la diferencia encontrada entre los ensayos numéricos y experimentales a un valor aún menor, como por ejemplo un 5%.



REFERENCIAS

- [1] Backer S. Compressional Behavior of Textile Fibers. *Textile Research Journal* 1960; 30(5): 405-407.
- [2] Ogale V, Alagirusamy R. Textile preforms for advanced composites. *Indian Journal of Fibre & Textile Research* 2004; 29: 366–75.
- [3] Molker H, Wilhelmsson D, Gutkin R, Asp LE. Orthotropic criteria for transverse failure of non-crimp fabric reinforced composites. *Journal of Composite Materials* 2016; 50(18): 2445–58.
- [4] V San Juan, P Flores, G Pincheira, M Meléndrez y E Fernández. Evaluation of the fill yarns effect on the out-of-plane compressive fatigue behavior for an unidirectional glass fiber reinforced epoxy composite. *Composite Structures* 2016; 138: 237–242.
- [5] Bru T, Hellström P, Gutkin R, Ramantani D, Peterson G. Characterisation of the mechanical and fracture properties of a uni-weave carbon fibre/epoxy non-crimp fabric composite. *Data Brief* 2016; 6: 680-95.
- [6] Molker H, Gutkin R, Asp LE. Implementation of failure criteria for transverse failure of orthotropic Non-Crimp Fabric composite materials. *Composites: Part A* 2017; 92: 158–166.
- [7] Tsai SW, Wu EM. A General Theory of Strength for Anisotropic Materials. *Journal of Composite Materials* 1971; 5: 58–80.
- [8] Hashin Z. Failure Criteria for Unidirectional Fiber Composites. *Journal of Applied Mechanics* 1980; 47: 329–34.
- [9] Olsson R. Experimental observations on the orthotropic transverse strength of Non-Crimp Fabrics composites. Swerea Sicomp TN15006, Piteå, Sweden; 2015.
- [10] Pinho S, Darvizeh R. Material and structural response of polymer-matrix fibre-reinforced composites. *Journal of Composite Materials* 2012; 46: 2313–41.
- [11] Kaddour AS, Hinton MJ. Maturity of 3D failure criteria for fibre-reinforced composites: Comparison between theories and experiments: Part B of WWFE-II. *Journal of Composite Materials* 2013; 47: 925–966.
- [12] Juhasz J, Rolfes R and Rohwer K. A new strength model for application of a physically based failure criterion to orthogonal 3D fiber reinforced plastics. *Compos Sci Technol* 2001; 61: 1821–32.
- [13] Ladeveze P, Le Dantec E. Damage modelling of the elementary ply for laminated composites. *Compos Sci Technol* 1992; 43: 123-134.
- [14] Matzenmiller A, Lubliner J, Taylor RL. A constitutive model for anisotropic damage in fiber-composites. *Mech Mater* 1995; 20(2): 125-152.

[15] Van Der Meer FP, Sluys LJ. Continuum models for the analysis of progressive failure in composite laminates. *J Compos Mater* 2009; 43: 2131-56.

[16] J.F. Chen, E.V. Morozov, K. Shankar. A combined elastoplastic damage model for progressive failure analysis of composite materials and structures; *Composite Structures* 2012; 94: 3478-89.

[17] Puck A, Schürmann H. Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models. *Composite Science and Technology* 2002; 62: 1633–62.

[18] Marklund E, Asp LE and Olsson R. Transverse strength of unidirectional non-crimp fabric composites: multiscale modelling. *Compos Part B Eng* 2014; 65: 47–56.

[19] Resultados experimentales obtenidos en los cursos Elasticidad y Plasticidad (2017-I) y Materiales Compuestos (2017-II) dictados por el Departamento de Ingeniería Mecánica (DIM) de la Facultad de Ingeniería (FI) de la Universidad de Concepción.



ANEXO 1

A1 Programas en Matlab

A1.1 Programa principal para Non-Crimp Fabrics

```

clc;
clear all;

% Variables del compuesto %
S_T_ILSS=42000000; % resistencia corte transversal interlaminar
S_L_ILSS=42000000; % resistencia corte longitudinal interlaminar
S_L=78000000; % resistencia corte longitudinal
Z_T=15000000; % resistencia tracción fuera del plano
Y_T=29000000; % resistencia tracción transversal
Y_C=130000000; % resistencia compresión transversal
X_T=2200000000; % resistencia tracción direcc. fibra
X_C=-1081000000; % resistencia compresión direcc. fibra
alpha_0=62; % ángulo de fractura por compresión transversal pura

%Definiciones%
S_T=Y_C*cosd(alpha_0)*(sind(alpha_0)+...
...(cosd(alpha_0)/tand(2*alpha_0)));

eta_T=-1/tand(2*alpha_0);

eta_L=(eta_T/S_T)*S_L;

%Ingreso de datos de esfuerzos%
stress=xlsread('M628NN');
L=length(stress);

for i=2:L
FI{i}=falla_NCF(stress,i);
stress(i,11)=max(FI{i});
end

%Dibujar X, Y, Z y máximo índice de falla%
adj_11=max(min(stress(2:L,11),1),0);

scatter3(stress(2:L,2),stress(2:L,4),...
...stress(2:L,3),100,adj_11,'filled');

```

A1.2 Subrutina para Non-Crimp Fabrics

```

function FI=falla_NCF(stress,i);

%Definiciones%
s1=stress(i,5);
s2=stress(i,6);
s3=stress(i,7);
s23=stress(i,8);
s13=stress(i,9);
s12=stress(i,10);

%INDICES DE FALLA%

%%tracción direcc. fibra FI(1)
if s1>=0
FI(1)=s1/X_T;
FI(2)=0;
Else

%%compresión direcc. fibra FI(2)
FI(1)=0;
FI(2)=0;
End

%tracción direcc. transversal en el plano FI(3)%
if s2>=0
for alpha=1:180
sigma_N=(s2+s3)/2+((s2-s3)/2)*cosd(2*alpha)+s23*sind(2*alpha);
tau_T=((-s2-s3)/2)*sind(2*alpha)+s23*cosd(2*alpha);
tau_L=s12*cosd(alpha)+s13*sind(alpha);
if sigma_N>0
FI3(alpha)=((tau_T/(S_T-(eta_T*sigma_N)))^2)+((tau_L/(S_L-
(eta_L*sigma_N)))^2)+((sigma_N/Y_T)^2);
else
FI3(alpha)=((tau_T/(S_T-(eta_T*sigma_N)))^2)+((tau_L/(S_L-
(eta_L*sigma_N)))^2);
end
end
[F_I3,a3]=max(FI3);
alpha3=a3;

```



```

FI(3)=F_I3;
FI(4)=0;
else

%compresión direcc. transversal en el plano FI(4)%
for alpha=1:180
sigma_N=(s2+s3)/2+((s2-s3)/2)*cosd(2*alpha)+s23*sind(2*alpha);
tau_T=(-s2-s3)/2*sind(2*alpha)+s23*cosd(2*alpha);
tau_L=s12*cosd(alpha)+s13*sind(alpha);
FI4(alpha)=((tau_T/(S_T-(eta_T*sigma_N)))^2)+((tau_L/(S_L-
(eta_L*sigma_N)))^2);
end
[F_I4,a4]=max(FI4);
alpha4=a4;
FI(4)=F_I4;
FI(3)=0;
end

%tracción direcc. fuera del plano FI(5)%
if s3>=0
alpha=90;
sigma_N=(s2+s3)/2+((s2-s3)/2)*cosd(2*alpha)+s23*sind(2*alpha);
tau_T=(-s2-s3)/2*sind(2*alpha)+s23*cosd(2*alpha);
tau_L=s12*cosd(alpha)+s13*sind(alpha);
FI(5)=((tau_T/S_T_ILSS)^2)+((tau_L/S_L_ILSS)^2)+((sigma_N/Z_T)^2)
;
FI(6)=0;
else

%compresión direcc. fuera del plano FI(6)%
for alpha=1:180
sigma_N=(s2+s3)/2+((s2-s3)/2)*cosd(2*alpha)+s23*sind(2*alpha);
tau_T=(-s2-s3)/2*sind(2*alpha)+s23*cosd(2*alpha);
tau_L=s12*cosd(alpha)+s13*sind(alpha);
FI6(alpha)=((tau_T/(S_T-(eta_T*sigma_N)))^2)+((tau_L/(S_L-
(eta_L*sigma_N)))^2);
end
[F_I6,a6]=max(FI6);
alpha6=a6;
FI(6)=F_I6;
FI(5)=0;

```

```
end
```

```
% Falla: LaRC05 y Molker FI(7)
FI(7)=max(FI(3),FI(5));
```

A1.3 Programa principal para tejido unidireccional

```
clc;
clear all;

% variables del compuesto %
S_T_ILSS=26020000; % resistencia corte transversal interlaminar
S_L_ILSS=26020000; % resistencia corte longitudinal interlaminar
S_L=43000000; % resistencia corte longitudinal
Z_T=21000000; % resistencia tracción fuera del plano
Y_T=49400000; % resistencia tracción transversal
Y_C=153000000; % resistencia compresión transversal
X_T=478000000; % resistencia tracción direcc. fibra
X_C=675000000; % resistencia compresión direcc. fibra
alpha_0=57.8; % ángulo de fractura por compresión transversal pura

%Definiciones%
S_T=Y_C*cosd(alpha_0)*(sind(alpha_0)+...
...(cosd(alpha_0)/tand(2*alpha_0)));

eta_T=-1/tand(2*alpha_0);

eta_L=(eta_T/S_T)*S_L;

%ingreso de datos de esfuerzos%
stress=xlsread('V790N');
L=length(stress);

for i=2:L
FI{i}=falla_vidrio(stress,i);
stress(i,11)=max(FI{i});
end

% dibujar X, Y, Z y mayor índice de falla%
adj_11=max(min(stress(2:L,11),1),0);

scatter3(stress(2:L,2),stress(2:L,4),...
...stress(2:L,3),100,adj_11,'filled');
```

A1.4 Subrutina para tejido unidireccional

```

function FI=falla_vidrio(stress,i);

%Definiciones%
s1=stress(i,5);
s2=stress(i,6);
s3=stress(i,7);
s23=stress(i,8);
s13=stress(i,9);
s12=stress(i,10);

%INDICES DE FALLA%

%%tracción direcc. fibra FI(1)
if s1>=0
FI(1)=s1/X_T;
FI(2)=0;
Else

%%compresión direcc. fibra FI(2)
FI(1)=0;
FI(2)=0;
end

%tracción direcc. transversal en el plano FI(3)%
if s2>=0
for alpha=1:180
sigma_N=(s2+s3)/2+((s2-s3)/2)*cosd(2*alpha)+s23*sind(2*alpha);
tau_T=(-s2-s3)/2*sind(2*alpha)+s23*cosd(2*alpha);
tau_L=s12*cosd(alpha)+s13*sind(alpha);
if sigma_N>0
FI3(alpha)=((tau_T/(S_T-(eta_T*sigma_N)))^2)+((tau_L/(S_L-
(eta_L*sigma_N)))^2)+((sigma_N/Y_T)^2);
else
FI3(alpha)=((tau_T/(S_T-(eta_T*sigma_N)))^2)+((tau_L/(S_L-
(eta_L*sigma_N)))^2);
end
end
[F_I3,a3]=max(FI3);
alpha3=a3;
FI(3)=F_I3;
FI(4)=0;
else

```

```

%%compresión direcc. transversal en el plano FI(4)%
for alpha=1:180
sigma_N=(s2+s3)/2+((s2-s3)/2)*cosd(2*alpha)+s23*sind(2*alpha);
tau_T=(-s2-s3)/2*sind(2*alpha)+s23*cosd(2*alpha);
tau_L=s12*cosd(alpha)+s13*sind(alpha);
FI4(alpha)=((tau_T/(S_T-(eta_T*sigma_N)))^2)+((tau_L/(S_L-
(eta_L*sigma_N)))^2);
end
[F_I4,a4]=max(FI4);
alpha4=a4;
FI(4)=F_I4;
FI(3)=0;
End

%tracción direcc. fuera del plano FI(5)%
if s3>=0
alpha=90;
sigma_N=(s2+s3)/2+((s2-s3)/2)*cosd(2*alpha)+s23*sind(2*alpha);
tau_T=(-s2-s3)/2*sind(2*alpha)+s23*cosd(2*alpha);
tau_L=s12*cosd(alpha)+s13*sind(alpha);
FI(5)=((tau_T/S_T_ILSS)^2)+((tau_L/S_L_ILSS)^2)+((sigma_N/Z_T)^2);
FI(6)=0;
else

%compresión direcc. fuera del plano FI(6)%
for alpha=1:180
sigma_N=(s2+s3)/2+((s2-s3)/2)*cosd(2*alpha)+s23*sind(2*alpha);
tau_T=(-s2-s3)/2*sind(2*alpha)+s23*cosd(2*alpha);
tau_L=s12*cosd(alpha)+s13*sind(alpha);
FI6(alpha)=((tau_T/(S_T-(eta_T*sigma_N)))^2)+((tau_L/(S_L-
(eta_L*sigma_N)))^2);
end
[F_I6,a6]=max(FI6);
alpha6=a6;
FI(6)=F_I6;
FI(5)=0;
end

% Falla: LaRC05 y Molker FI(7)

FI(7)=max(FI(3),FI(5));

```

ANEXO 2

A2 Control de Calidad

El control de calidad del material fabricado se llevó a cabo de acuerdo a las normativas ASTM D2584 "Standard Test Method For Ignition Loss Of Cured Reinforced Resins", ASTM D792 "Standard Test Methods for Density and Specific Gravity (Relative Density) of Plastics by Displacement" y ASTM D2734 "Standard Test Methods for Void Content of Reinforced Plastics", para obtener la fracción de volumen de fibra (V_f), la fracción de volumen de matriz (V_m), la fracción de volumen de burbujas (V_b) y la densidad del compuesto (ρ_c).

En la siguiente Tabla se presentan las características del material y fabricación de las probetas para quemado.

Tabla A2-1. Características de fabricación de las probetas ASTM D2584.

Característica	Detalle
Tipo de tejido	Tejido de fibra de vidrio unidireccional, densidad planar 220 g/m ² .
Tipo de matriz	Matriz de resina epóxica EPO 200 con Endurecedor 813 en razón de 2:1.
Configuración de laminado	Para las probetas N1, N2 y N3 el laminado fue de [90] ₁₈ y para las probetas N4, N5 y N6 el laminado fue de [0] ₃₆
Método de fabricación	Infusión al vacío (presión de trabajo -1 bar).
Espesor de probeta	El espesor de las probetas N1, N2 y N3 fue de 3 mm y el de las probetas N4, N5 y N6 fue de 6 mm.
Quemado de probetas	De acuerdo a ASTM D2584 el quemado se realiza por aproximadamente 2 horas a 520°C.

En la siguiente tabla se presentan los pesos de las probetas antes del quemado.

Tabla A2-2. Pesos de probetas previo al quemado de acuerdo a ASTM D2584

Probeta	Peso de probetas (g)
N1	2,13212
N2	2,93336
N3	2,63984
N4	2,50821
N5	4,76848
N6	3,66651

Previo a la medición de empuje de acuerdo a ASTM D792, se midieron los siguientes parámetros (ver Fig A2-1).

Tabla A2-3. Parámetros previos a la medición de empuje de las probetas.

Parámetro	Valor
Peso de vaso con agua	154,7670 g.
Empuje generado por alambre solo	0,09885 g.

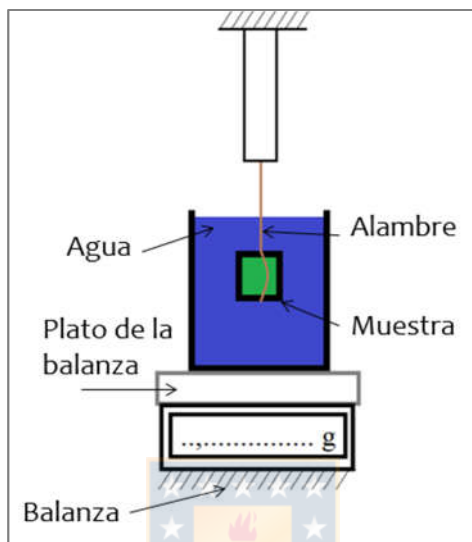


Figura A2-1. Configuración experimental de medición de empuje ASTM D792

En la siguiente tabla se presentan las mediciones de empuje para cada probeta, los valores representan el empuje generado por las probetas más el alambre que las sostiene de acuerdo a ASTM D792.

Tabla A2-4. Medición de empuje de las probetas fabricadas ASTM D792.

Probeta	Empuje de probeta más alambre (g)
N1	1,30400
N2	1,78050
N3	1,67500
N4	1,46082
N5	2,76753
N6	2,05043

Luego de realizado el quemado de probetas a 520°C por 2 horas, de acuerdo a ASTM D2584, se obtuvieron los siguientes resultados.

Tabla A2-5. Pesos de probetas posterior al quemado de acuerdo a ASTM D2584.

Probeta	Peso de probetas (g)
N1	1,61899
N2	2,23027
N3	1,99427
N4	1,92642
N5	3,67184
N6	2,81302

De acuerdo a las normativas detalladas anteriormente se obtuvieron los siguientes valores de fracción de volumen de fibra (V_f), fracción de volumen de matriz (V_m), fracción de volumen de burbujas (V_b) y densidad del compuesto (ρ_c).

Tabla A2-6. Fracción de volumen de fibra obtenido.

Probeta	Fracción de volumen de fibra (V_f)
N1	0,520694937
N2	0,514046167
N3	0,490418341
N4	0,548231179
N5	0,533295037
N6	0,558684671

El análisis indica un porcentaje de volumen de fibra promedio para las probetas fabricadas de 52,7% con una desviación estándar de 2,4%.

Tabla A2-7. Fracción de volumen de matriz obtenido.

Probeta	Fracción de volumen de matriz (V_m)
N1	0,387073657
N2	0,380086657
N3	0,372351501
N4	0,388334545
N5	0,373572498
N6	0,397575298

El análisis indica un porcentaje de volumen de matriz promedio para las probetas fabricadas de 38,3% con una desviación estándar de 0,9%.

Tabla A2-8. Fracción de volumen de burbujas obtenido.

Probeta	Fracción de volumen de burbujas (V_b)
N1	0,092231405
N2	0,105867176
N3	0,137230158
N4	0,063434276
N5	0,093132465
N6	0,043740031

El análisis indica un porcentaje de volumen de burbujas promedio para las probetas fabricadas de 8,9% con una desviación estándar de 3,2%.

Tabla A2-9. Densidad del compuesto obtenido.

Probeta	Densidad del compuesto (ρ_c) g/cm³
N1	1,769173962
N2	1,744334433
N3	1,674865971
N4	1,841604441
N5	1,786830943
N6	1,878739278

El análisis indica una densidad del compuesto promedio para las probetas fabricadas de 1,78 g/cm³ con una desviación estándar de 0,07 g/cm³.



ANEXO 3

A3 Ensayos de validación

A continuación se presentan los resultados de los ensayos de validación realizados en el laboratorio de mecánica de sólidos del Departamento de Ingeniería Mecánica de la Facultad de Ingeniería de la Universidad de Concepción.

En la siguiente Figura se muestra la configuración del ensayo y a continuación se presentan los gráficos obtenidos en los ensayos para las cinco piezas fabricadas con la geometría de validación.

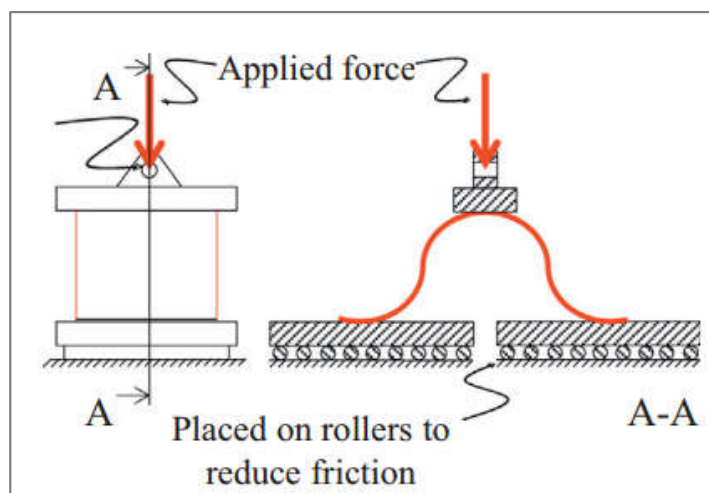


Figura A3-1. Configuración experimental del ensayo de validación (arriba); Configuración de ensayo propuesta en Molker et al. [6] (abajo).

Para la probeta N1 se obtuvo el siguiente gráfico:

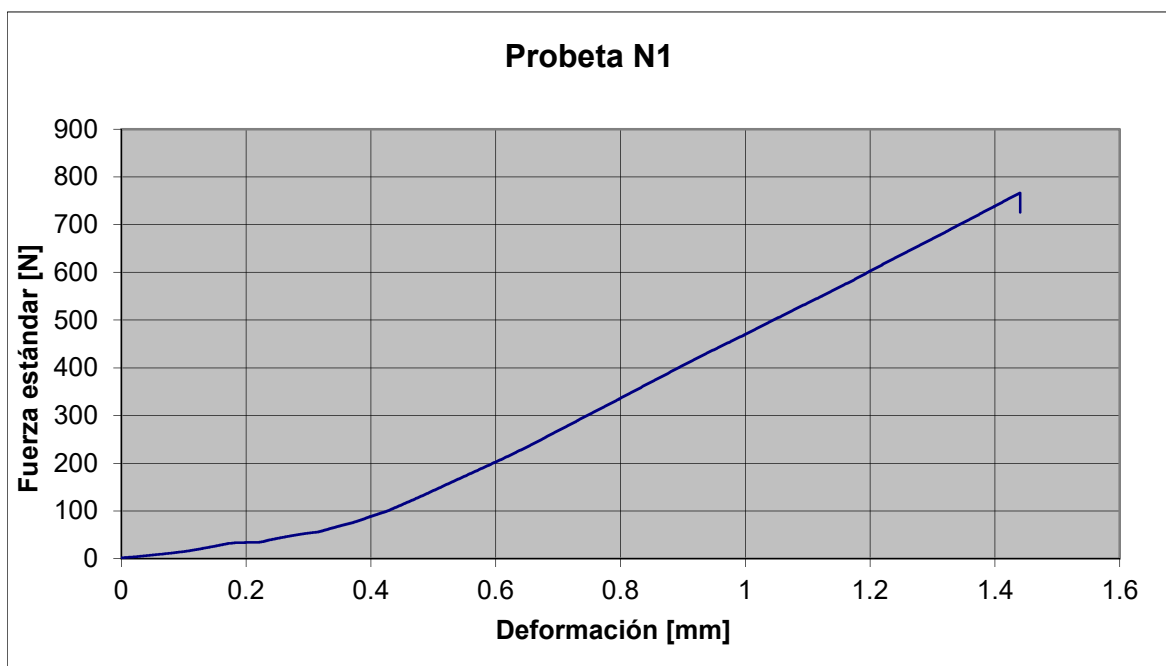


Gráfico A3-1. Resultado de la probeta N1 ensayada.

Los resultados indican una carga crítica para la probeta N1 de 766 N.

Para la probeta N2 se obtuvo el siguiente gráfico:

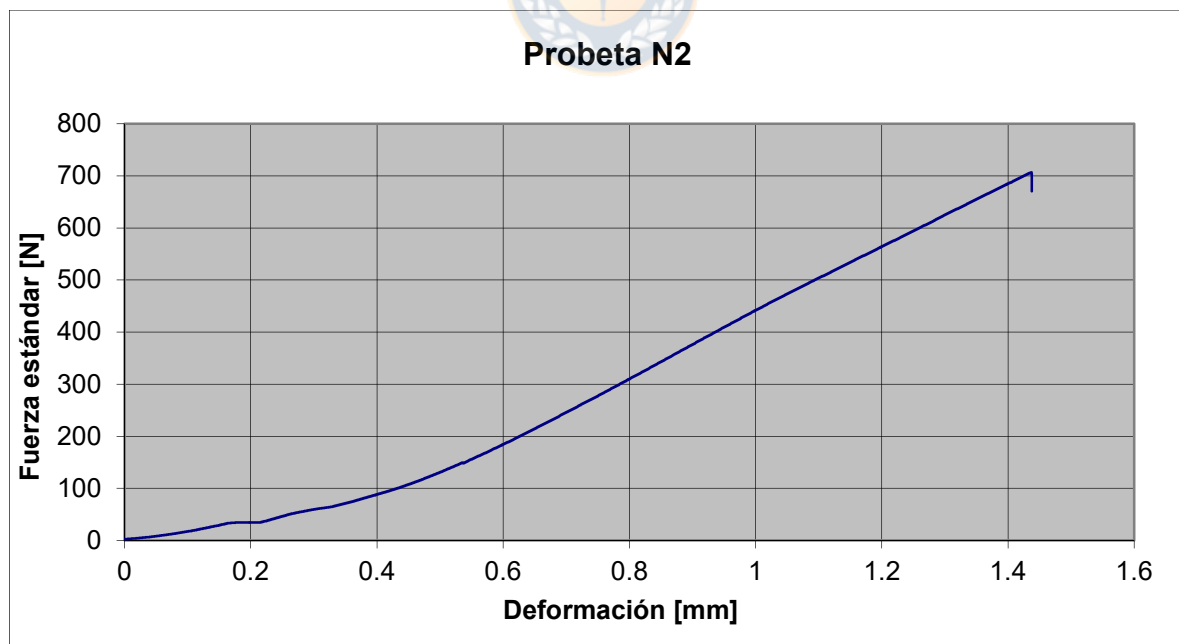


Gráfico A3-2. Resultado de la probeta N2 ensayada.

Los resultados indican una carga crítica para la probeta N2 de 707 N.

Para la probeta N3 se obtuvo el siguiente gráfico:

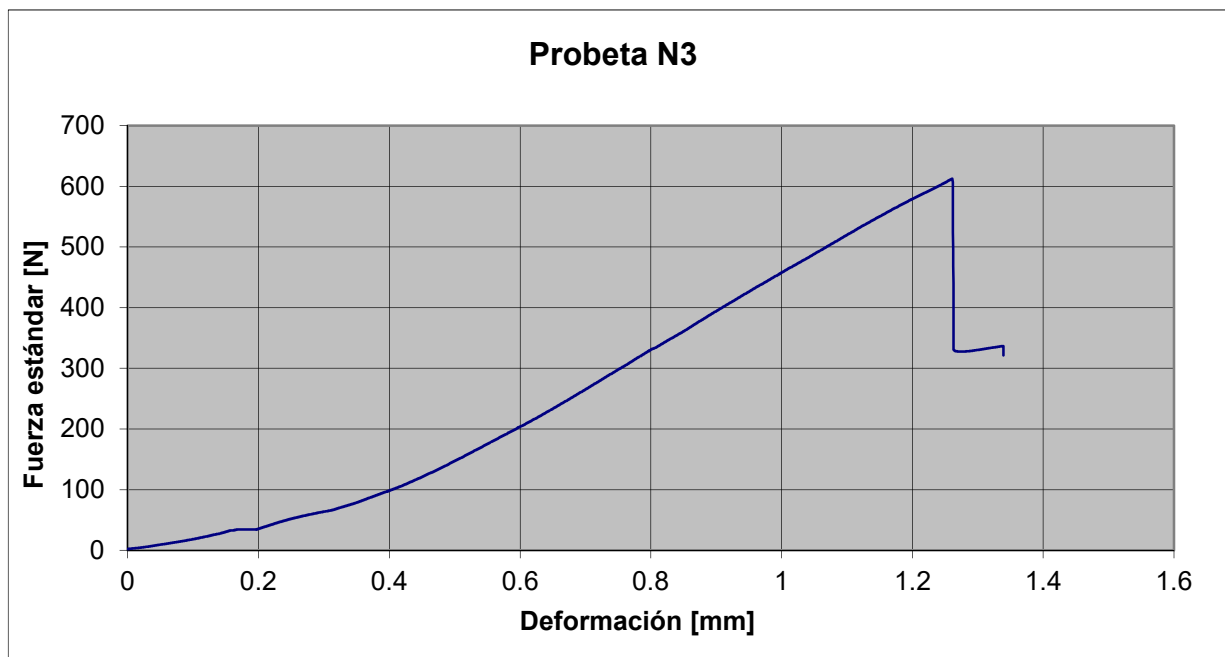


Gráfico A3-3. Resultado de la probeta N3 ensayada.

Los resultados indican una carga crítica para la probeta N3 de 613 N.

Para la probeta N4 se obtuvo el siguiente gráfico:

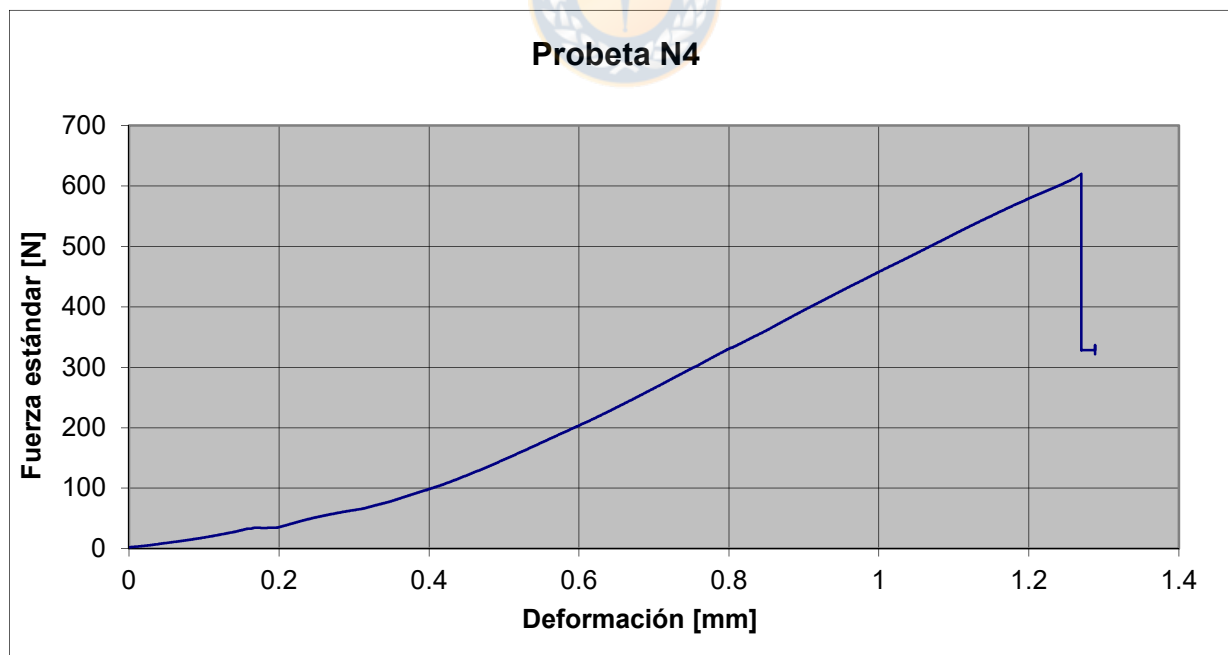


Gráfico A3-4. Resultado de la probeta N4 ensayada.

Los resultados indican una carga crítica para la probeta N4 de 620 N.

Para la probeta N5 se obtuvo el siguiente gráfico:

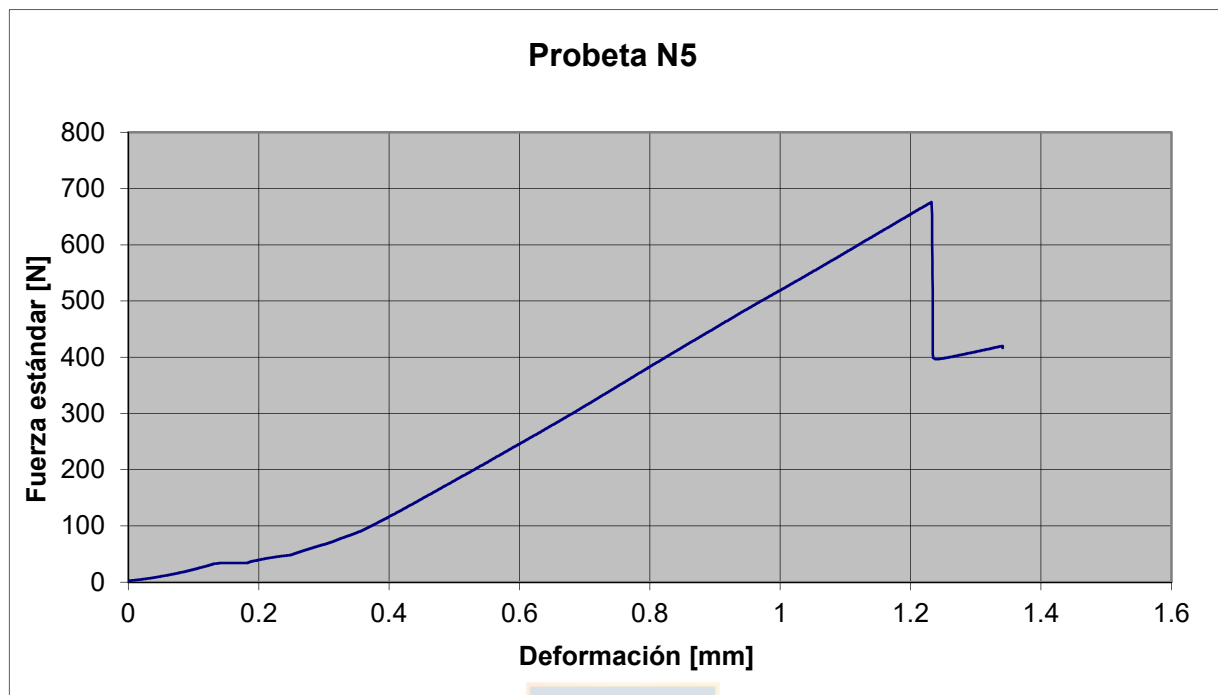


Gráfico A3-5. Resultado de la probeta N5 ensayada

Los resultados indican una carga crítica para la probeta N5 de 676 N.

Resumen de los resultados de los ensayos

A continuación se presentan los resultados de los ensayos realizados:

Tabla A3-1. Resultados de los ensayos experimentales de validación.

N° Ensayo	Carga máxima ensayos de validación
1	766 N
2	707 N
3	613 N
4	620 N
5	676 N

Los ensayos indican una carga crítica promedio o carga promedio de inicio de falla transversal por esfuerzos principalmente fuera del plano (interbundle failure) de 676,4 N con una desviación estándar de 63,5 N.